

Titre: Étude expérimentale du comportement sismique des assemblages
utilisés dans les contreventements en X en acier

Auteur: Alexandre Gélinas

Date: 2013

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Gélinas, A. (2013). Étude expérimentale du comportement sismique des
assemblages utilisés dans les contreventements en X en acier [Mémoire de
maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/1239/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/1239/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Robert Tremblay
Advisors:

Programme: Génie civil
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU COMPORTEMENT SISMIQUE DES
ASSEMBLAGES UTILISÉS DANS LES CONTREVENTEMENTS EN X EN
ACIER

ALEXANDRE GÉLINAS

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)

AOÛT 2013

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU COMPORTEMENT SISMIQUE DES
ASSEMBLAGES UTILISÉS DANS LES CONTREVENTEMENTS EN X EN
ACIER

Présenté par : GÉLINAS Alexandre

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

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

M. MASSICOTTE Bruno, Ph.D., président

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

M. MONGEAU Daniel, M.Sc.A., membre

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mon directeur de recherche, M. Robert Tremblay, pour l'expérience incroyable qu'il m'a permis de vivre. Il m'a notamment permis de travailler sur un projet qui m'a passionné pendant plus de 2 ans. Il m'a également permis d'enseigner à l'École Polytechnique, ce qui s'est avéré une expérience passionnante. J'ai grandement apprécié le support, les conseils et la confiance qu'il a eus envers moi et j'en suis largement reconnaissant. Merci beaucoup !

Je tiens également à remercier M. Ali Davaran pour l'aide et les conseils qu'il m'a procurés. Ali a largement contribué au succès du présent projet et son aide a été plus qu'appréciée.

J'aimerais ensuite remercier M. Bruno Massicotte et M. Daniel Mongeau d'avoir accepté de faire partie de mon jury.

Je tiens à souligner l'aide indispensable de toutes les personnes du laboratoire qui m'ont conseillé et qui m'ont permis de réaliser mes essais. Ainsi, je souhaite remercier Patrice Bélanger, Marc Charbonneau, Guillaume Cossette, David Ek, Martin Leclerc, Anne-Marie Goulet et Xavier Willem. Je souhaite également remercier quelques étudiants qui m'ont aidé, notamment Élie St-Onge et Marie-Ève Lemoine.

Je désire remercier Atlas Tube pour avoir fourni les profilés HSS utilisés dans les essais. Je tiens à remercier M. Guy Fradette, M. Éric Dumont et M. Jean Savard des Constructions Beauce Atlas pour avoir accepté de contribuer au projet dans la conception et dans la fabrication. Je désire remercier également M. Carl Boutin et M. Daniel Mongeau de SDK pour leurs recommandations sur le projet. Je remercie également le Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG) pour l'aide financière qu'ils ont accordée au projet.

Finalement, je tiens à remercier ma famille et mes amis, notamment Charles, Steve, François, Maxime et Carl-Simon, pour le support qu'ils m'ont apporté durant ma maîtrise.

RÉSUMÉ

Dans les structures en acier, les contreventements concentriques en X sont fréquemment employés pour résister aux charges latérales. Les profilés tubulaires HSS ainsi que les cornières dos-à-dos sont souvent utilisés comme profilés pour ces contreventements. Dans ce cas, une diagonale est continue et la seconde diagonale est discontinue. Au point d'intersection, un assemblage central est réalisé en insérant une plaque de gousset à travers la diagonale continue et en insérant des plaques de transfert aux extrémités des diagonales discontinues. Les diagonales discontinues sont ensuite boulonnées à la plaque de gousset central. Le projet de recherche vise à étudier le comportement de ces assemblages, particulièrement la stabilité de ceux-ci lorsqu'ils sont soumis à des efforts en compression.

Dix-sept essais ont été réalisés sur des contreventements en X à échelle réelle dans le cadre vertical de l'École Polytechnique de Montréal. Les sections utilisées étaient des profilés HSS et des cornières dos-à-dos. Les assemblages et les diagonales de contreventements ont été dimensionnés selon les exigences de la norme canadienne des structures en acier (CSA S16-09). Deux configurations d'assemblages ont été testées, soit en cisaillement simple ou en cisaillement double. Pour les assemblages en cisaillement simple, le transfert de l'effort est réalisé par une seule plaque insérée dans la diagonale. La configuration est excentrique. Pour les assemblages en cisaillement double, le transfert de l'effort est réalisé par deux plaques insérées dans la diagonale et, dans ce cas, la configuration est concentrique. De plus, des assemblages modifiés ont été testés, notamment en ajoutant un raidisseur à un assemblage en cisaillement simple et en remplaçant les plaques de transfert insérées dans la diagonale discontinue par des cornières dos-à-dos soudées sur le HSS.

Pour les contreventements avec profilés HSS et assemblages en cisaillement simple, le comportement de la diagonale discontinue a été caractérisée par l'instabilité de l'assemblage central, ce comportement n'étant pas celui anticipé par le code. Pour la diagonale continue, le flambement s'est développé dans la membrure, correspondant par le fait même au comportement attendu pour ce type de contreventement. Pour cette configuration, l'ajout d'un raidisseur a permis d'atteindre des résistances en compression plus élevées que celles atteintes avec des assemblages non-raidis, mais le flambement de l'assemblage a tout de même été observé.

Pour les contreventements avec profilés HSS et assemblages en cisaillement double, l'instabilité sous une charge de compression est généralement survenue dans l'assemblage central pour la diagonale discontinue et dans les assemblages d'extrémités pour la diagonale continue. Initialement, aucune cale n'était insérée entre les plaques de transfert à l'intérieur du profilé HSS. Les résultats ont démontré que l'ajout de cales attachées par des points de soudure ne modifiait pas réellement le comportement de l'assemblage: les assemblages sans cales et les assemblages avec cales fixées avec points de soudure ont subi des dommages importants, particulièrement aux plaques de transfert et dans la zone soudée du profilé HSS. En fixant les cales avec des soudures continues, le comportement général de l'assemblage a été amélioré. Les résistances en compression ont été supérieures et l'endommagement a été nettement réduit.

Pour les contreventements composés de cornières dos-à-dos, le flambement de l'assemblage central de la diagonale discontinue a été observé pour certains spécimens. Toutefois, en augmentant la rigidité flexionnelle de l'assemblage central, le flambement a pu se développer dans la diagonale elle-même. Pour tous les spécimens testés avec des cornières dos-à-dos, le flambement de la diagonale continue s'est développé au centre de la demi-longueur de cette diagonale.

Les essais ont mis en évidence que la configuration de l'assemblage (cisaillement simple ou cisaillement double) avait une influence importante sur le comportement de l'assemblage. En outre, la configuration de l'assemblage influence le mode de flambement et la demande en déformations inélastiques à l'emplacement de la rotule plastique où le flambement s'est développé. Les dimensions géométriques de l'assemblage ont également eu une influence sur la résistance de l'assemblage. À cet effet, un assemblage ayant une rigidité flexionnelle plus élevée développera une résistance en compression et une résistance post-flambement plus élevée. De plus, il a été démontré que la longueur de l'assemblage affectait la résistance en compression de l'assemblage.

Pour tous les spécimens, les ruptures se sont produites dans la diagonale soumise à un effort de tension. Dans la plupart des cas, les ruptures ont été observées dans les plaques d'assemblage, à l'emplacement de la rotule plastique qui s'était formée suite au flambement de l'assemblage. Ces ruptures étaient notamment attribuables à la fatigue sous sollicitation inélastique cyclique, combinée à l'effet du décalage en cisaillement causé par des contraintes non-uniformes de

tension. Pour être en mesure d'évaluer adéquatement ces ruptures, un facteur de réduction variant entre 0,6 et 0,7 devrait être appliqué aux résistances calculées pour ces modes de rupture. De plus, des ruptures sont survenues dans la diagonale continue, à l'extrémité de la fente réalisée pour insérer la plaque de gousset central. Cette rupture est associée à la présence d'une aire nette réduite et à une concentration de contraintes apparaissant à cet endroit. Il a toutefois été démontré qu'il n'était pas nécessaire de considérer du décalage en cisaillement pour prédire adéquatement la résistance associée à ce mode de rupture.

Les coefficients de longueur effective (K) des diagonales ont également été obtenus pour chaque spécimen. Lorsque le flambement se développait dans les assemblages, il est nécessaire d'évaluer la résistance en compression de l'ensemble formé de l'assemblage et de la diagonale avec un coefficient de longueur effective (K_c) obtenu d'une analyse de stabilité. Lorsque le flambement se développe dans la diagonale et que les assemblages utilisés sont en cisaillement double, une valeur de K plus petite ou égale à 0,5 peut être employée pour la diagonale continue ou discontinue. Lorsque le flambement se développe dans la diagonale et que les assemblages sont en cisaillement simple, la valeur de K est légèrement supérieure à 0,5, cette valeur étant causée par l'excentricité des assemblages aux extrémités de la diagonale.

Finalement, des propositions sont suggérées pour le dimensionnement des contreventements concentriques en X. Pour ces contreventements, deux modes de flambement sont envisageables, soit le flambement dans la membrure ou le flambement dans les assemblages. Pour chacun des modes, des recommandations spécifiques doivent être respectées pour assurer un comportement adéquat du contreventement sous une sollicitation sismique.

ABSTRACT

Concentrically X-bracing is frequently used to resist lateral loads in steel structures. Hollow square sections (HSS) and back-to-back angles are often used for these braced frames. In this case, one diagonal is continuous and the second one is discontinuous. A mid-connection detail is then achieved at the intersection point by inserting a plate through the continuous diagonal and by using transfer plates at the ends of the discontinuous diagonals. The discontinuous brace segments are then bolted to the through plate. The aim of this research project is to study the behaviour of these connections, especially their stability response when subjected to compressive loading.

Seventeen tests were performed on full-scale X-bracing specimens in the vertical frame at École Polytechnique de Montréal. HSS and back-to-back angles sections were used for the braces. The bracing members and their connections were sized according to the requirements of the Canadian standard of steel structures (CSA S16-09). Two connection's configurations were tested: single shear and double shear. For single shear connections, the load transfer is done using a single plate inserted in the braces. The configuration is eccentric. For double shear connections, the load transfer is done by means of two plates inserted in the brace; in this case, the configuration is concentric. In addition, two modified connections were tested; one where a stiffener was added to a single shear connection and one where the transfer plates were replaced by double angles welded to the HSS braces.

For HSS braces with single shear connections, the behaviour of the discontinuous bracing member were characterized by instability of the mid-connection, which is not the behaviour anticipated in codes. For the continuous diagonal, buckling developed in the brace itself, thereby corresponding to the expected behaviour for this type of bracing system. By adding a stiffener, it was possible to achieve higher compressive strength than those achieved with non-stiffened connections; however, buckling of the connection could not be avoided.

For HSS braces with double shear connections, instability usually occurred under compressive load in the mid-connection detail for the discontinuous brace and in the end connections for the continuous brace. Initially, shims were not inserted between the transfer plates within the HSS brace. Adding shims connected by spot welding did not improve the behaviour of these connections. For connections without shims and connections with spot welded shims, the

connections suffered significant damage, especially in the transfer plates and in the welded zone of the HSS. By connecting the shims with continuous structural welds, the behaviour of the connection was improved: both the compressive and post-buckling strengths were higher and the damage was significantly reduced.

For back-to-back angles, buckling of the mid-connection of the discontinuous brace was observed in some specimens. By increasing the flexural stiffness of the mid-connection, buckling could develop in that brace. For all the specimens tested, buckling of the continuous diagonal developed over the half-length of the bracing member.

The experiments showed that the connection configuration (single shear or double shear) had a significant influence on the behaviour of the connection. In addition, the configuration had an influence on the buckling mode and the inelastic strain demand at the location of the plastic hinge, where buckling developed. The geometry of the connection also had an influence on the strength of the connection. Increasing the flexural stiffness of the connection resulted in higher compressive strength and higher post-buckling resistance. It was also shown that the length of the connection had an influence on the compressive strength of the connection.

For all specimens, failures occurred in the brace subjected to tension loading. In most cases, the ruptures were observed in the connecting plates, at the location of the plastic hinge that formed upon buckling. These failures were attributed to low-cycle fatigue combined with shear-lag effect caused by a non-uniform stress concentration in tension. To adequately predict these failures, a reduction factor between 0.6 and 0.7 must be applied to the predicted resistances for these failure modes. Failures also occurred in the continuous bracing member, at the slot made to insert the through plate. This failure is attributed to the presence of a reduced net area and stress concentration occurring at the change of the cross-section geometry. However, shear-lag effect does not seem to have a significant influence on the capacity associated to this failure mode.

The effective length coefficient (K) of the bracing members was also obtained for each specimen. When buckling developed in the connections, the compressive resistance of the brace needs to be obtained from a stability analysis of the connection-brace assembly. A connection effective length coefficient (K_c) can be developed from such an analysis. When buckling occurred in the bracing member of specimens with double shear connections, a K value of less than or equal to 0,5 was obtained. When buckling occurred in the braces with single shear connections, the value

of K was slightly greater than 0,5, as a result of the eccentricity affecting the compressive strength of the diagonal.

Finally, design proposals are presented for concentrically X-bracing. Two buckling modes are possible: buckling in the brace itself or buckling in the connections. For each mode, specific recommendations must be followed to ensure proper behaviour of bracing system under seismic loading.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	III
RÉSUMÉ	IV
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	X
LISTE DES TABLEAUX.....	XVI
LISTE DES FIGURES.....	XIX
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXIX
LISTE DES ANNEXES.....	XXXVI
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Problématique.....	1
1.2 Objectifs de l'étude	4
1.3 Méthodologie	5
1.4 Organisation du mémoire	5
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	6
2.1 Comportement des contreventements concentriques en acier.....	6
2.1.1 Comportement général	6
2.1.2 Rapport d'élancement effectif (KL/r).....	8
2.1.3 Voilement des parois comprimées de la section	9
2.1.4 Ductilité et ruptures attendues.....	10
2.1.5 Profilés utilisés comme diagonale.....	10
2.1.6 Déplacements hors-plan attendus.....	12
2.1.7 Déplacements inter-étage attendus.....	13

2.1.8	Conception de contreventements concentriques selon la norme canadienne (CSA S16-09).....	14
2.2	Longueur effective (KL) de diagonales positionnées en X	18
2.3	Comportement des assemblages utilisés dans les contreventements	20
2.3.1	Comportement des goussets	21
2.3.2	Comportement des assemblages au centre d'un contreventement en X	25
2.3.3	Rotation ductile dans les assemblages	27
CHAPITRE 3	DESCRIPTION DE L'ÉTUDE EXPÉRIMENTALE.....	29
3.1	Programme expérimental	29
3.1.1	Objectifs de recherche	29
3.1.2	Hypothèses et limitations	30
3.1.3	Efforts de dimensionnement des assemblages	32
3.1.4	Description des caractéristiques des spécimens étudiés.....	33
3.2	Montage expérimental.....	46
3.2.1	Cadre d'essais.....	47
3.2.2	Système de chargement	49
3.2.3	Systèmes d'acquisition de données	50
3.2.4	Protocoles de chargement.....	50
3.2.5	Instrumentation.....	51
3.2.6	Convention de signes utilisée.....	62
3.3	Conception des spécimens d'essais.....	63
3.3.1	Conception des contreventements.....	63
3.3.2	Conception des assemblages	77
3.4	Fabrication des spécimens.....	95
3.5	Installation des contreventements	102

3.5.1	Préparation	102
3.5.2	Installation des diagonales dans le cadre d'essais.....	103
3.5.3	Serrage des boulons.....	104
3.5.4	Installation de l'instrumentation.....	105
3.6	Propriétés mécaniques des matériaux	106
3.6.1	Caractéristiques de l'acier utilisé	106
3.6.2	Essais sur les éprouvettes	107
3.6.3	Définition de la limite élastique	108
CHAPITRE 4 OBSERVATIONS EXPÉRIMENTALES		113
4.1	Mesures des principaux paramètres de réponse des hystérésis	113
4.2	Efforts mesurés.....	116
4.3	Modes de rupture des spécimens.....	121
4.4	Comportement des contreventements HSS avec assemblages en cisaillement simple	122
4.4.1	Comportement en compression.....	122
4.4.2	Ruptures des spécimens	127
4.4.3	Hystérésis des spécimens	129
4.4.4	Cisaillement inter-étage.....	132
4.5	Comportement des contreventements HSS avec assemblages en cisaillement double	134
4.5.1	Comportement en compression.....	134
4.5.2	Comportement global des contreventements	142
4.5.3	Ruptures des spécimens	143
4.5.4	Hystérésis des spécimens	147
4.5.5	Cisaillement inter-étage.....	149
4.6	Comportement des contreventements HSS avec assemblages en cisaillement double et détails particuliers	152

4.6.1	Description du comportement observé.....	152
4.6.2	Comportement global des contreventements	163
4.6.3	Ruptures des spécimens	164
4.6.4	Hystérésis des spécimens	167
4.6.5	Cisaillement inter-étage.....	169
4.7	Comportement des contreventements avec cornières dos-à-dos	169
4.7.1	Description du comportement observé.....	170
4.7.2	Ruptures des spécimens	175
4.7.3	Hystérésis des spécimens	177
4.7.4	Cisaillement inter-étage.....	179
4.8	Observations particulières sur le comportement des plaques de transfert	180
4.9	Analyse des modes de flambement observés	181
4.9.1	Modes de flambement dans les conditions parfaites.....	181
4.9.2	Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement	184
4.9.3	Évaluation des déplacements hors-plan des diagonales discontinues.....	188
4.10	Résumé des observations	200
4.10.1	Stabilité des spécimens HSS avec assemblages en cisaillement simple	200
4.10.2	Stabilité des spécimens HSS avec assemblages en cisaillement double.....	201
4.10.3	Stabilité des spécimens faits de cornières dos-à-dos.....	202
4.10.4	Modes de flambement et évolution du déplacement hors-plan de la diagonale discontinue	203
4.10.5	Ruptures des spécimens	203
4.10.6	Autres observations.....	204
CHAPITRE 5	ANALYSE DES RÉSULTATS	206

5.1 Paramètres affectant la stabilité des assemblages dans des contreventements concentriques en X	206
5.1.1 Influence de la configuration des assemblages	206
5.1.2 Influence des dimensions géométriques de l'assemblage	210
5.1.3 Flexion des diagonales sous le chargement cyclique	222
5.2 Analyse des ruptures	226
5.2.1 Comparaison entre les modes de rupture obtenus en conception, les modes de rupture anticipés et les modes de ruptures observés	226
5.2.2 Comparaison entre la résistance anticipée pour le mode de rupture observé et la résistance atteinte expérimentalement à la rupture	231
5.2.3 Influence d'un mode de rupture ductile pour un contreventement de type CC	239
5.2.4 Évaluation du déplacement inter-étage atteint en fonction du type de contreventement	242
5.3 Évaluation globale du comportement des contreventements	244
5.3.1 Rapport des efforts de tension/compression (T/C) dans les diagonales lors du flambement.....	245
5.3.2 Comparaison entre les efforts de flambement dans la diagonale discontinue et dans la diagonale continue.....	253
5.3.3 Influence de la rigidité flexionnelle des assemblages sur la résistance en compression de la diagonale.....	254
5.3.4 Coefficient de longueur effective expérimental (K_e).....	256
5.3.5 Résistances en compression des spécimens sous l'augmentation du déplacement inter-étage.....	261
5.3.6 Efforts de tension dans les diagonales sous l'augmentation du déplacement inter-étage	265
5.3.7 Endommagement en compression des diagonales sous l'effet cyclique.....	270

5.4	Résumé des paramètres affectant le comportement des contreventements concentriques en X	273
5.5	Recommandations pour le dimensionnement	277
5.5.1	Flambement en flexion des diagonales	277
5.5.2	Flambement par rotation dans les assemblages.....	285
5.5.3	Discussion du dimensionnement des spécimens étudiés avec les propositions	287
CHAPITRE 6 CONCLUSION		291
6.1	Résumé de la problématique	291
6.2	Résumé des résultats des essais expérimentaux	292
6.2.1	Comportement observé	292
6.2.2	Ruptures des spécimens	294
6.2.3	Modes de flambement	295
6.2.4	Paramètres influençant la stabilité de l'assemblage	295
6.2.5	Coefficient de longueur effective (K).....	296
6.2.6	Comportement global du contreventement	297
6.2.7	Propositions de dimensionnement.....	297
6.3	Recommandations pour des recherches futures	299
BIBLIOGRAPHIE		301
ANNEXES		306

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3-1: Caractéristiques générales des assemblages.	35
Tableau 3-2: Caractéristiques des plaques de renforts.	36
Tableau 3-3: Caractéristiques spécifiques des assemblages pour les diagonales HSS.	37
Tableau 3-4: Caractéristiques spécifiques des cornières de l'assemblage du spécimen no. 4.	39
Tableau 3-5: Caractéristiques spécifiques du raidisseur de l'assemblage du spécimen no. 9.	40
Tableau 3-6: Caractéristiques spécifiques de l'assemblage central du spécimen no. 15.	40
Tableau 3-7: Caractéristiques spécifiques des assemblages pour les profilés de cornières dos-à-dos.	41
Tableau 3-8: Caractéristiques des cales.	42
Tableau 3-9: Caractéristiques spécifiques des assemblages d'extrémités.	44
Tableau 3-10: Emplacement des jauges sur les diagonales.	55
Tableau 3-11: Convention de signes des différents déplacements.	63
Tableau 3-12: Propriétés des profilés HSS.	64
Tableau 3-13: Résistances des profilés HSS (basées sur les propriétés nominales de l'acier).	65
Tableau 3-14: Propriétés de la section seule L127x76x9.5.	67
Tableau 3-15: Propriétés de la section composée 2L127x76x9.5 pour les spécimens nos. 16 à 18.	67
Tableau 3-16: Limites d'élancement des parois pour les profilés composés de cornières dos-à-dos.	68
Tableau 3-17: Évaluation de l'aire effective des contreventements selon que la résistance évaluée soit C_r ou C_u	69
Tableau 3-18: Propriétés selon l'axe y de la section composée selon le spécimen.	71
Tableau 3-19: Paramètres de calcul pour les sections composées pour un mode de rupture par flexion-torsion.	73

Tableau 3-20: Résistances et paramètres de calcul pour les sections composées pour un mode de rupture par flexion-torsion.	73
Tableau 3-21: Résistances des cales.....	76
Tableau 3-22: Vérification de l'équation d'interaction sous un effort $C_f = C_{fc}$	89
Tableau 3-23: Vérifications de la résistance en compression des assemblages en cisaillement simple avec les épaisseurs requises des plaques de l'assemblage.....	90
Tableau 3-24: Résistance du spécimen no. 9 selon la première approche de calcul.	91
Tableau 3-25: Résistance du spécimen no. 9 selon la deuxième approche de calcul.	92
Tableau 3-26: Résistance des assemblages et modes de rupture.	94
Tableau 3-27: Type de soudure employé pour attacher les cales.....	97
Tableau 3-28: Résistances anticipées dans les diagonales sans les fusibles.	100
Tableau 3-29: Résistances anticipées dans les diagonales avec l'ajout de fusibles.	101
Tableau 3-30: Résumé des propriétés mesurées des diagonales.	103
Tableau 3-31: Niveau de serrage des boulons.....	105
Tableau 3-32: Résultats des coupons d'acier.	109
Tableau 3-33: Acier utilisé pour chaque spécimen.	110
Tableau 4-1: Résistances réelles prédites des spécimens (C_{ua} basée sur le flambement des diagonales).	115
Tableau 4-2: Efforts de conception et efforts mesurés.....	116
Tableau 4-3: Ratios des efforts axiaux maximums sur les efforts de dimensionnement et sur les résistances probables.	117
Tableau 4-4: Résumé des modes de rupture et déplacements inter-étage à la rupture.....	121
Tableau 5-1: Moment d'inertie et module de section plastique des plaques d'assemblages.	211
Tableau 5-2: Résistances attendues des assemblages et modes de rupture anticipés.....	227
Tableau 5-3: Résistance des assemblages et modes de rupture.	229

Tableau 5-4: Comparaison des ruptures dans les plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures.....	233
Tableau 5-5: Comparaison des ruptures dans les plaques de gousset à l'aire brute.....	234
Tableau 5-6: Calcul de la résistance attendue dans le profilé HSS au centre de la diagonale continue (sans décalage en cisaillement)	236
Tableau 5-7: Calcul de la résistance attendue dans le profilé HSS au centre de la diagonale continue (avec décalage en cisaillement)	237
Tableau 5-8: Comparaison des ruptures dans les HSS à la fin des plaques de transfert dans les assemblages d'extrémités.....	239
Tableau 5-9: Comparaison des déplacements maximums atteints à la rupture selon le type de contreventement.	244
Tableau 5-10: Rapport des charges de tension/compression (T/C) lors du flambement.....	246
Tableau 5-11: Coefficient de longueur effective équivalent (K_e).	257
Tableau 5-12: Respect des exigences pour les contreventements de type MD.....	288
Tableau 5-13: Respect des exigences pour les contreventements de type CC.....	289

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1: Contreventements concentriques en X en acier (Source : A. Davaran et P. Léger).....	1
Figure 1-2: Configuration des assemblages : a) en cisaillement simple; b) en cisaillement double (Source : A. Davaran).....	2
Figure 2-1: Comportement hystérétique typique d'une diagonale de contreventement (Ziemian 2010).....	7
Figure 2-2: Influence du rapport d'élançement effectif sur la réponse hystérétique d'une diagonale (Ziemian 2010).	8
Figure 2-3: Diagramme de corps libre des cales et forces induites aux cales (Ziemian 2010).	12
Figure 2-4: Combinaisons critiques des efforts (Ziemian 2010).....	16
Figure 2-5: Assemblages typiques employés dans des contreventements en X pour des diagonales: a) de cornières dos-à-dos; b) d'une paire de profilés en C; c) de profilés W; d) s'assemblant à une poutre (Davaran 2001).	20
Figure 2-6: Flambement par flexion-torsion de cornières dos-à-dos causé par une plaque mince en acier (EERI, 2011).....	21
Figure 2-7: Largeur effective de Whitmore et méthode de Thornton (Yam et Cheng 2002)	23
Figure 2-8: Assemblages centraux étudiés par Palmer et <i>al.</i> (2012).....	26
Figure 2-9: Modèle proposé pour le calcul de la résistance de plaque en cisaillement simple (AISC 2010 - Design Guide 24).....	27
Figure 3-1: Vue simplifiée du cadre d'essai (voir Figure 3-11 pour détails).....	31
Figure 3-2: Assemblage type pour les spécimens composés de diagonales HSS (spécimens nos. 1, 2, 3, 5, 6, 7, 8, 10, 11, 12, 13, 14).....	38
Figure 3-3: Assemblage composé de cornières soudées aux parois du HSS (spécimen no. 4).	38
Figure 3-4: Assemblage en cisaillement simple avec l'ajout d'un raidisseur (spécimen no. 9). ...	39
Figure 3-5: Assemblage composé de deux HSS coupés et soudés sur les diagonales discontinues (spécimen no. 15).	41

Figure 3-6: Assemblages dont les diagonales sont composées de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16, 17 et 18).	42
Figure 3-7: Goussets d'extrémités.....	43
Figure 3-8: Gauche: Assemblages d'extrémités en cisaillement simple pour des diagonales HSS (spécimens nos. 7, 8, 9 et 14); Droite: assemblages d'extrémité en cisaillement double (spécimens nos. 1, 2, 3, 5, 6, 10, 11, 12, 13 et 15).	45
Figure 3-9: Assemblage d'extrémité pour le spécimen no. 4.....	45
Figure 3-10: Assemblage d'extrémité pour une diagonale composée de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16, 17 et 18).	46
Figure 3-11: Vue d'ensemble du montage en laboratoire.	47
Figure 3-12: Cadre d'essais et disposition des instruments de mesure.	48
Figure 3-13: Détail de l'assemblage poutre-poteau : a) vue de côté; b) vue de face.	48
Figure 3-14: Vérins MTS : a) laboratoire; b) schéma.	49
Figure 3-15: Protocole de déplacement.....	51
Figure 3-16: Capteurs de déplacement pour le déplacement latéral du cadre : a) Montage général; b) Détail du point d'attache de la corde des capteurs sur la poutre supérieure.	52
Figure 3-17: Emplacement des jauges sur la poutre supérieure : a) sur la section; b) sur la poutre.	53
Figure 3-18: Emplacement des jauges de déformations : a) et b) sur un profilé HSS; c) et d) sur des cornières dos-à-dos.	54
Figure 3-19: Emplacement des jauges sur les diagonales (zones non peinturées) sur les spécimens: a) no. 3; b) no. 16 (idem pour spécimens nos 4, 13 et 17).	55
Figure 3-20: Déformations dans une section causée par la compression et la flexion.....	56
Figure 3-21: Emplacement des points de mesure du déplacement hors-plan du contreventement.	57
Figure 3-22: Instruments pour mesurer le déplacement horizontal hors-plan des diagonales: a) anneaux attachés par points de soudure utilisés pour les profilés HSS; b) câble avec ressort	

attaché au centre de la diagonale discontinue; c) systèmes d'attaches pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos; d) cadre d'instrumentation de capteurs de déplacements hors-plan.....	58
Figure 3-23: Mesure du déplacement hors-plan du contreventement par triangulation : a) capteurs à corde installés au mur de réaction; b) point de mesure sur la diagonale.	60
Figure 3-24: Mesure du déplacement vertical des poutres : a) capteur à corde; b) point d'attache de la corde sous la poutre supérieure.	61
Figure 3-25: Convention de signe: a) déplacement négatif du cadre; b) déplacement positif du cadre.	62
Figure 3-26: Principaux modes de rupture.	79
Figure 3-27: Rupture dans le profilé HSS dans la zone soudée.	83
Figure 3-28: Rupture des plaques de transfert à l'aire nette soudée.	85
Figure 3-29: Cales placées entre les plaques de transfert d'assemblages en cisaillement double de diagonales HSS (Source : R.Tremblay).	95
Figure 3-30: Ajout de cales aux assemblages en cisaillement double pour spécimens de diagonales HSS: a) Sans cale; b) Cale soudée par point; c) Cale avec soudures structurales continues.....	96
Figure 3-31: Emplacement des fusibles.	99
Figure 3-32: Fabrication des fusibles : a) utilisation de la perceuse magnétique (spécimen no. 1); b) utilisation de la perceuse à colonne (spécimen no. 3).....	101
Figure 3-33: Essais sur les coupons : a) presse Instron; b) état initial des éprouvettes provenant de parois de HSS; c) installation de l'éprouvette dans la presse; d) rupture d'une éprouvette.	108
Figure 3-34: Résultats d'un essai de traction pour d'une plaque de 25 mm d'épaisseur: a) courbe contrainte-déformation du matériau; b) détermination de la limite élastique.	111
Figure 3-35: Résultats d'un essai de traction pour un profilé HSS : a) courbe contrainte-déformation du matériau; b) détermination de la limite élastique.	112

Figure 4-1: Ratios de résistances et déplacements à la rupture : a) C_{ue}/C_{fc} ; b) T_{ue}/T_{fc} ; c) déplacement inter-étage à la rupture.	119
Figure 4-2: Comportement en compression des spécimens composés d'assemblages en cisaillement simple pour le spécimen: a) et b) no. 7; c) et d) no. 8; e) et f) no. 9; g) et h) no. 14.	125
Figure 4-3: Position des rotules plastiques dans les assemblages d'extrémité.	126
Figure 4-4: Voilement des parois de la diagonale HSS pour le spécimen : a) no. 8; b) no. 9.	127
Figure 4-5: Rupture des spécimens avec assemblages en cisaillement simple : a) no. 7; b) no. 8; c) no. 9; d) no. 14.	128
Figure 4-6: Schéma de la concentration de contraintes se développant à la fin des soudures dans la plaque de transfert.	128
Figure 4-7: Rupture du spécimen no. 8.	129
Figure 4-8: Hystérésis des spécimens avec assemblages en cisaillement simple.	132
Figure 4-9: Cisaillement inter-étage des spécimens en cisaillement simple.	133
Figure 4-10: Endommagement observé du spécimen no. 13.	136
Figure 4-11: Endommagement du spécimen no. 10.	138
Figure 4-12: Endommagement du spécimen no. 12.	139
Figure 4-13: Spécimens avec assemblages en cisaillement double et cales soudées structuralement : a) et b) spécimen no. 5; c) et d) spécimen no. 6; e) et f) spécimen no. 11.	140
Figure 4-14: Endommagement à l'emplacement de la quatrième rotule plastique du spécimen no. 6 pour : a) l'assemblage d'extrémité de la diagonale continue; b) l'assemblage central de la diagonale discontinue.	141
Figure 4-15: Spécimen no. 6 : a) ruptures des soudures structurales des cales; b) fissuration des plaques de transfert.	142
Figure 4-16: Comportement global des spécimens avec assemblages en cisaillement double : a) no. 13; b) no. 10; c) no. 12; d) no. 5; e) no. 6; f) no. 11.	143

Figure 4-17: Rupture des spécimens composés d'assemblages en cisaillement double : a) no. 13; b) no. 10; c) no. 12; d) no. 5; e) no. 6; f) no. 11.....	145
Figure 4-18: Séquence de rupture du spécimen no. 6 : a) cassure d'une plaque de transfert à l'aire nette soudée; b) cassure de la plaque de transfert à l'aire nette boulonnée.....	146
Figure 4-19: Pression diamétrale dans les assemblages du spécimen no. 11 : a) glissement dans l'assemblage du bas de la diagonale discontinue; b) ovalisation des trous de boulons.	147
Figure 4-20: Hystérésis des spécimens avec assemblages en cisaillement double.	149
Figure 4-21: Cisaillement inter-étage des spécimens avec assemblages en cisaillement double.	151
Figure 4-22: Spécimen no. 2 : a) flambement de l'assemblage central; b) zone de rotules plastiques de $4t_g$; c) flambement de la diagonale continue du bas; d) flambement de l'assemblage d'extrémité de la diagonale continue.....	154
Figure 4-23: Spécimen no. 2 : a et b) déformations en torsion imposées à la diagonale continue; c) fissuration dans le HSS de la diagonale continue; d) flexion dans l'assemblage central du haut de la diagonale discontinue.	155
Figure 4-24: Spécimen no. 4 (assemblage par cornières).	156
Figure 4-25: Protocole induit et comportement du contreventement lors de la première séance d'essai.	157
Figure 4-26: Protocole de chargement appliqué lors de la seconde séance d'essai.....	158
Figure 4-27: Spécimen no. 4 : a) flambement de la diagonale discontinue; b) flambement de la diagonale continue; c) déformations inélastiques concentrées au centre de la diagonale continue; d) voilement local dans la diagonale discontinue du bas.	160
Figure 4-28: Fusibles dans les diagonales : a) spécimen no. 1; b) spécimen no. 3.....	161
Figure 4-29: Spécimen no. 1 : a et b) flambement de l'assemblage central; c) flambement dans la membrure de la diagonale continue; d) flambement de l'assemblage d'extrémité du haut de la diagonale continue.....	162

Figure 4-30: Spécimen no. 3 : a) assemblage central; b) flambement de la diagonale discontinue du bas; c) instabilité à l'emplacement du fusible; d) flambement de la diagonale continue.	163
Figure 4-31: Comportement global des spécimens avec assemblages en cisaillement double ayant des détails particuliers: a) spécimen no. 2; b) spécimen no. 4; c) spécimen no. 1; d) spécimen no. 3.	164
Figure 4-32: Ruptures des spécimens particuliers en cisaillement double : a) spécimen no. 2; b) spécimen no. 4; c) spécimen no. 1; d) spécimen no. 3.	166
Figure 4-33: Évolution de la rupture de l'assemblage du spécimen no. 2.	167
Figure 4-34: Hystérésis des spécimens particuliers avec assemblages en cisaillement double.	168
Figure 4-35: Cisaillement inter-étage des spécimens particuliers en cisaillement double.	169
Figure 4-36: Comportement en compression des spécimens composées de cornières dos-à-dos pour les spécimens : a) et b) no. 16; c) et d) no. 17.	171
Figure 4-37: Comportement en compression du spécimen no. 18 : a et b) voilement et flambement de la diagonale discontinue; c et d) voilement et flambement de la diagonale continue.	172
Figure 4-38: Voilement des diagonales : a) spécimen no. 16; b) spécimen no. 17; c) spécimen no. 18 (diagonale continue); d) spécimen no. 18 (diagonale discontinue).	173
Figure 4-39: Bris des soudures des cales : a) spécimen no. 16; b) spécimen no. 18.	175
Figure 4-40: Rupture des spécimens : a) spécimen no. 16; b) spécimen no. 17; c) spécimen no. 18 (1 ^{ère} rupture); d) spécimen no. 18 (2 ^e rupture).	176
Figure 4-41: Comportement des assemblages d'extrémité du spécimen no. 16 : a) glissement de l'assemblage; b) ovalisation des trous des boulons dans la plaque de gousset.	177
Figure 4-42: Hystérésis des spécimens composés de cornières dos-à-dos.	179
Figure 4-43: Cisaillement inter-étage des spécimens composés de cornières dos-à-dos.	180

Figure 4-44: Retenue offerte par les assemblages boulonnés : a) longueur de flambement des plaques de transfert (spécimen no. 8); b) glissement relatif des plaques de transfert dans les assemblages en cisaillement double (spécimen no. 16).	181
Figure 4-45: Modes de flambement idéalisés.	182
Figure 4-46: Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement pour les spécimens HSS avec assemblages en cisaillement simple (Mode M4).	185
Figure 4-47: Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement pour les spécimens HSS avec assemblages en cisaillement double (Mode M5).	186
Figure 4-48: Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos (Mode M5).	187
Figure 4-49: Déformée de la diagonale discontinue dans la demi-longueur de la diagonale (Mode M7).	188
Figure 4-50: Profilé HSS avec assemblages en cisaillement simple (spécimen no. 7) : a) protocole de chargement; b) charge axiale dans la diagonale discontinue; c) déplacements hors-plan des points nos. 5 et 7.	189
Figure 4-51: Profilé HSS avec assemblages en cisaillement double (spécimen no. 5) : a) protocole de chargement; b) charge axiale dans la diagonale discontinue; c) déplacements hors-plan des points nos. 3 et 5.	191
Figure 4-52: Cornières dos-à-dos (spécimen no. 16) : a) protocole de chargement; b) charge axiale dans la diagonale discontinue; c) déplacements hors-plan des points nos. 4 et 5.	193
Figure 4-53: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 7 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.	195
Figure 4-54: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 13 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.	196
Figure 4-55: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 6 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.	197
Figure 4-56: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 16 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.	198

Figure 4-57: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 18 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.	199
Figure 5-1: Comparaison du comportement hystérétique des diagonales discontinues de spécimens avec assemblages en cisaillement simple et assemblages en cisaillement double.	207
Figure 5-2: Comparaison des déplacements hors-plan en fonction du temps à l'emplacement de l'instabilité pour des assemblages en cisaillement simple (CS) et des assemblages en cisaillement double (CD).	209
Figure 5-3: Influence de la rigidité flexionnelle pour des assemblages dont la configuration est en: a) cisaillement simple; b) cisaillement double.	212
Figure 5-4: Influence de l'ajout d'un raidisseur sur : a) l'hystérésis de la diagonale discontinue; b) le cisaillement inter-étage.....	214
Figure 5-5: Influence de la longueur de l'assemblage pour la diagonale discontinue.	215
Figure 5-6: Comparaison entre les spécimens nos. 1 et 2 (distance e_{rp}) pour les diagonales : a) discontinues; b) continues.	217
Figure 5-7: Évaluation de la rigidité flexionnelle de la zone trapézoïdale dans la plaque de gousset (Davaran et <i>al.</i> 2013).....	217
Figure 5-8: Zone de rotules plastiques observées pour le spécimen no. 8.	218
Figure 5-9: Conditions de retenue des plaques de transfert.	220
Figure 5-10: Influence de l'ajout de cales soudées structurellement (spécimen no. 5) comparativement à l'ajout de cales soudées par points (spécimen no. 12) sur : a) l'hystérésis de la diagonale discontinue; b) l'hystérésis de la diagonale continue.....	221
Figure 5-11: Déformations axiales dans les jauges situées sur les parois verticales du spécimen no. 13 pour la diagonale : a) discontinue; b) continue.	223
Figure 5-12: Déformations axiales dans les jauges situées sur les ailes horizontales du spécimen no. 16 pour la diagonale : a) discontinue; b) continue.	225
Figure 5-13: Rapports T_{ue}/T_{fc} et T_{uac}/T_{fc} pour l'ensemble des spécimens.	230

Figure 5-14: Rapports T_{ue}/T_{uac} pour l'ensemble des spécimens.....	231
Figure 5-15: Influence d'un mode rupture ductile pour des diagonales composées de HSS pour : a) la diagonale discontinue; b) la diagonale continue.	241
Figure 5-16: Influence d'un mode rupture ductile pour des diagonales composées de cornières dos-à-dos pour : a) la diagonale discontinue; b) la diagonale continue.	242
Figure 5-17: Rapport T/C selon les spécimens.....	247
Figure 5-18: Efforts axiaux dans les diagonales lorsque le flambement se produit dans la diagonale discontinue pour le : a) spécimen no. 7; b) spécimen no. 12.....	249
Figure 5-19: Efforts axiaux dans les diagonales lorsque le flambement se produit dans la diagonale continue pour le : a) spécimen no. 7; b) spécimen no. 12.	250
Figure 5-20: Modèle du cadre.	251
Figure 5-21: Distribution des forces dans les différents éléments.	252
Figure 5-22: Rapport entre la charge de flambement de la diagonale continue ($C_{ue,con.}$) sur la charge de flambement de la diagonale discontinue ($C_{ue,dis.}$) pour chacun des spécimens....	254
Figure 5-23: Comparaison du comportement de la diagonale continue des spécimens faits avec des cornières dos-à-dos.	255
Figure 5-24: Coefficient de longueur effective expérimental (K_e) pour chaque spécimen lorsque : a) le flambement se développe dans la diagonale; b) le flambement se développe dans l'assemblage.	258
Figure 5-25: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens avec assemblages en cisaillement simple.....	262
Figure 5-26: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens en cisaillement double dont les assemblages n'ont pas de cale ou dont les cales sont soudées par des points de soudure.	263
Figure 5-27: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens en cisaillement double dont les cales sont soudées structuralement.	264

Figure 5-28: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos.	265
Figure 5-29: Forces de tension développées par les spécimens de type CCS sous l'augmentation du déplacement inter-étage.....	267
Figure 5-30: Forces de tension développées par les spécimens de type CCM sous l'augmentation du déplacement inter-étage.....	268
Figure 5-31: Forces de tension développées par les spécimens composés de cornières dos-à-dos sous l'augmentation du déplacement inter-étage.	269
Figure 5-32: Effets cycliques pour le spécimen no. 6.	271
Figure 5-33: Effets cycliques pour le spécimen no. 7.	272
Figure 5-34: Longueur à retirer dans le calcul de la longueur réelle de flambement lorsque l'emplacement de la rotule plastique est attendu dans le gousset.	280
Figure 5-35: Assemblage en cisaillement double composé de plaques de transfert en sandwich non recommandé.	282
Figure 5-36: Configurations d'assemblages proposées pour éliminer l'espacement e_i : a) diagonales soudées au chantier; b) assemblage dont les boulons sont situés au-dessus de la diagonale.	283
Figure 5-37: Formation de la rotule plastique dans les plaques de transfert.	284
Figure 5-38: Rapport C_{ue}/C_f pour les spécimens de type CC.	290

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

ϕ	Facteur de résistance de l'acier structural (rupture ductile) ($\phi = 0,9$)
ϕ_u	Facteur de résistance de l'acier structural (rupture non-ductile) ($\phi_u = 0,75$)
ϕ_b	Facteur de résistance des boulons ($\phi_b = 0,80$)
ϕ_{be}	Facteur de résistance à la pression diamétrale sur l'acier ($\phi_{be} = 0,75$)
ϕ_{bi}	Facteur de résistance à la pression diamétrale sur l'acier ($\phi_{bi} = 0,80$)
ϕ_{br}	Facteur de résistance à la pression diamétrale sur l'acier ($\phi_{br} = 0,80$)
ϕ_w	Facteur de résistance des soudures ($\phi_w = 0,67$)
a	Espacement des cales d'une section assemblée dans la norme américaine AISC 341-10
A	Aire d'une section
A_b	Aire d'un boulon
A_e	Aire d'une cornière individuelle
A_g	Aire brute
A_{gv}	Aire brute cisailée
A_m	Aire effective du métal de base cisailée par une soudure
A_n	Aire nette
A_{n1}	Aire nette effective pour des éléments soudées par une soudure frontale
A_{n2}	Aire nette effective pour des éléments soudées par des soudures longitudinales le long de 2 côtés parallèles
A_{n3}	Aire nette effective pour des éléments soudées par une soudure longitudinale
A_{ne}	Aire nette effective
A_w	Aire effective du cordon de soudure
b	Largeur

b_{cp}	Largeur de la plaque de renfort
B	Surface tributaire exprimée en mètres carrés pour un type d'usage Paramètre établissant la sensibilité à la torsion
B_r	Résistance pondérée à la pression diamétrale
C_a	Coefficient de forme
C_b	Coefficient de charge de neige sur le toit
CCM	Type de conception des contreventements qui sont construits en construction conventionnelle et dont les assemblages sont dimensionnés pour $1,0C_f$
CCS	Type de conception des contreventements qui sont construits en construction conventionnelle et dont les assemblages sont dimensionnés pour $1,5C_f$
C_e	Coefficient d'exposition au vent
C_f	Effort de conception en compression
C_{fc}	Effort de conception des assemblages en compression
C_g	Coefficient de rafale
C_p	Coefficient de pression extérieure, calculé d'après la moyenne des valeurs sur la surface considérée
C_s	Coefficient de pente
C_w	Coefficient d'exposition au vent Constante de gauchissement
C_r	Résistance en compression
C_u	Résistance probable en compression
C_{ua}	Résistance en compression anticipée en employant les propriétés mesurées
C_{ue}	Résistance en compression maximale obtenue expérimentalement
C'_u	Résistance probable post-flambement en compression d'un élément
d	Profondeur d'un profilé

	Espacement entre les cales d'une section assemblée
d_b	Diamètre nominal d'un boulon
D	Charge permanente – charge constante exercée par le poids des composants du bâtiment
D_w	Grosseur nominal du cordon de soudure
D_{wcp}	Grosseur nominal du cordon de soudure pour les plaques de renfort
e	Pince longitudinale
e_i	Espacement laissé entre la fin de la plaque de gousset et le profilé HSS pour l'installation
e_t	Pince transversale
e_{rp}	Espacement laissée pour la formation de la rotule plastique
E	Charge et effets dus aux séismes –charge peu fréquente causée par les séismes Module élastique de l'acier (égal à 200 000 MPa)
F_a	Coefficient d'accélération de l'emplacement
F_e	Contrainte de flambement d'Euler
F_{ex}	Contrainte de flambement d'Euler en x
F_{ey}	Contrainte de flambement d'Euler en y
F_{ez}	Contrainte de flambement d'Euler en torsion autour de l'axe z
F_t	Partie de V qui doit être concentrée au sommet de la structure
F_u	Limite ultime de l'acier
F_{ub}	Limite ultime d'un boulon
F_v	Coefficient de vitesse de l'emplacement
F_x	Force latérale agissant au niveau x
F_y	Limite élastique de l'acier
F_{ya}	Limite élastique de l'acier obtenue des essais de coupons

g	Écartement transversal des boulons
G	Module de cisaillement de l'acier (égal à 77 000 MPa)
h_n	Hauteur hors sol du niveau le plus élevée de la partie principale de l'ouvrage (m)
h_s	Hauteur inter-étage
I_E	Coefficient de risque parasismique
I_S	Coefficient de risque de la charge due à la neige
I_W	Coefficient de risque de la charge due au vent
J	Moment d'inertie en torsion ou constante de torsion de St-Venant
K	Coefficient de longueur effective
K_e	Coefficient de longueur effective expérimental
L	Surcharge – charge variable due à l'usage prévu Longueur d'un élément
L_H	Longueur de la diagonale comprise entre les rotules plastiques
L_{HE}	Demi-longueur pour une configuration en X
L_c	Longueur de l'assemblage (correspond à la somme de e_{rp} , L_s et e_i)
L_s	Longueur de contact entre la ou les plaques de transfert et la plaque de gousset
L_w	Longueur d'un cordon de soudure
m	Nombre de plans de cisaillement
M_v	Facteur tenant compte de l'effet du mode supérieur sur le cisaillement à la base
MD	Type de conception des contreventements qui sont modérément ductiles
n_b	Nombre de boulons
p	Espacement longitudinal des boulons Pression extérieure spécifiée, s'exerçant de façon statique et dans une direction normale à la surface, soit positive (pression) ou négative (suction)

PGA	Accélération maximale du sol exprimée par rapport à l'accélération gravitationnelle
q	Pression dynamique de référence
R_d	Coefficient de modification de force liée à la ductilité reflétant la capacité d'une structure à disperser l'énergie par comportement non élastique cyclique et inversée
R_o	Coefficient de modification de force liée à la sur-résistance tenant compte de la partie assurée de la résistance en réserve d'une structure dont la conception satisfait les dispositions du CNBC 2010
r_o	Rayon de giration polaire
r_x	Rayon de giration selon l'axe x
r_y	Rayon de giration selon l'axe y
r'_y	Rayon de giration selon l'axe principal y'
$R_y F_y$	Limite élastique probable de l'acier
s	Distance parallèle à la ligne d'action entre deux boulons en quinconce
S	Charge variable due à la neige, y compris la glace et la charge correspondante de pluie, ou à la pluie spécifiée
$S(T)$	Réponse spectrale de l'accélération de calcul exprimée sous forme de rapport à l'accélération de la pesanteur, pendant une période T
$S_d(T)$	Réponse spectrale de l'accélération avec amortissement de 5%, exprimée par rapport à l'accélération de la pesanteur pendant une période T
S_s	Charge de neige au sol susceptible d'être égalée ou dépassée une fois en 50 ans, en kPa
S_r	Charge correspondante due à la pluie susceptible d'être égalée ou dépassée une fois en 50 ans, en kPa
t	Épaisseur
t_{cp}	Épaisseur de la plaque de renfort

t_g	Épaisseur de la plaque de gousset
t_s	Épaisseur de la plaque de transfert
T	Période de la structure
T/C	Tension/compression
T_a	Période du mode fondamental de vibration latérale du bâtiment ou de la structure dans la direction considérée, exprimée en secondes
T_f	Effort de conception en tension
T_{fc}	Effort de conception des assemblages en tension
T_u	Résistance probable en traction
T_{ua}	Résistance en tension anticipée en employant les propriétés mesurées
T_{ue}	Résistance en tension maximale obtenue expérimentalement
T_r	Résistance en traction
U_t	Facteur d'efficacité pour le décalage en cisaillement
V	Force de calcul sismique latéral agissant à la base de la structure
V_r	Résistance en cisaillement
V_{rm}	Résistance en cisaillement du métal de base
V_{rw}	Résistance en cisaillement du métal d'apport d'une soudure
w	Largeur d'une plaque Distance entre deux soudures parallèles
w_n	Largeur nette d'une plaque (sans l'aire des trous)
W	Charge due au vent - charge variable due au vent Poids du bâtiment correspondant à la charge permanente plus 25% de la charge de calcul due à la neige plus le contenu de tout réservoir et 60% du poids de stockage pour les aires de stockage, à l'exception des garages de stationnement
x_0	Position du centre de gravité selon l'axe x

\bar{x}	Excentricité entre la soudure et le centre de masse de l'élément
X_u	Contrainte de rupture de l'acier de l'électrode
y_0	Position du centre de gravité selon l'axe des y
θ	Angle en degré, de l'axe de la soudure par rapport à la ligne d'action de la force appliquée (0° pour une soudure longitudinale et 90° pour une soudure frontale) Angle de rotation de la rotule plastique au centre de la diagonale
ρ_e	Facteur d'élancement équivalent d'une membrure assemblée
ρ_o	Facteur d'élancement d'une membrure assemblée agissant comme une unité
ρ_i	Facteur d'élancement maximum d'une partie de la membrure entre les connecteurs
λ	Facteur d'élancement
λ_e	Facteur d'élancement équivalent
μ_T	Facteur de ductilité en compression
μ_T	Facteur de ductilité en tension
v	Déformation latérale au centre de la diagonale

LISTE DES ANNEXES

Annexe A.1 – Équations de résistance pour les assemblages selon ANSI-AISC 360-10.....	306
Annexe A.2 – Plans de fabrication des spécimens.....	308
Annexe A.3 – Protocoles de chargement	362
Annexe A.4 – Propriétés mesurées des spécimens	363
Annexe A.5 – Calcul de résistance des assemblages	383
Annexe A.6 – Validation de l'expérimentation	394
Annexe A.7 – Validation du modèle SAP2000.....	425
Annexe A.8 – Dimensionnement de bâtiments et analyses dynamiques	426

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Problématique

Pour résister aux efforts latéraux causés par les charges de vent et les séismes, les bâtiments doivent disposer d'un système de reprise de forces latérales (SRFL). De nombreux systèmes structuraux existent et chacun d'eux dispose d'un comportement et d'une performance qui lui est propre. Dans les bâtiments en acier, les contreventements concentriques positionnés en X représentent une solution fréquemment employée. Cette option a notamment pour avantages d'être efficace, simple et économique. La Figure 1-1 illustre ce système structural.

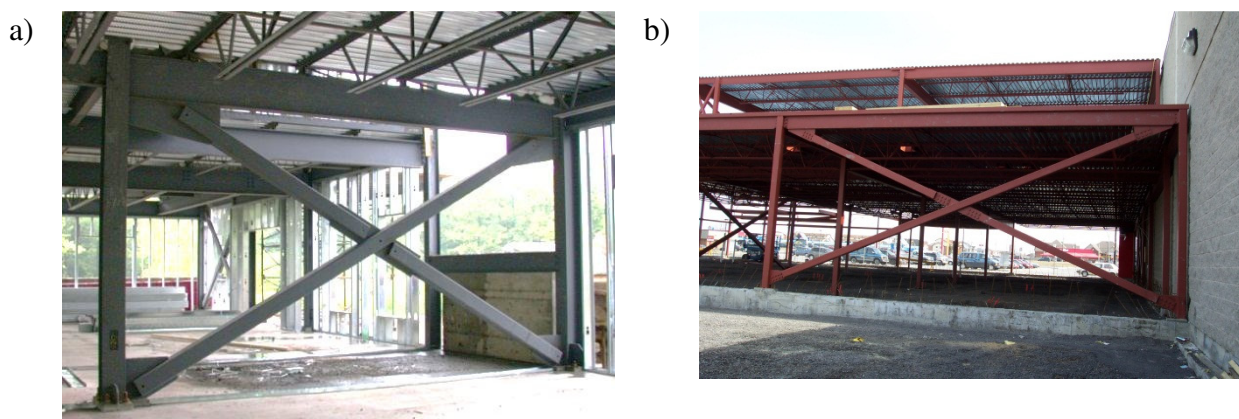


Figure 1-1: Contreventements concentriques en X en acier (Source : A. Davaran et P. Léger).

Les profilés tubulaires (HSS) sont souvent utilisés comme diagonale de contreventement pour leur esthétisme et leur efficacité. En effet, lorsque les diagonales sont dimensionnées pour travailler en tension-compression, ces sections possèdent généralement une résistance en compression supérieure aux autres profilés par rapport à leur poids linéaire. Lorsque ces sections sont employées, une diagonale est continue tandis que l'autre diagonale est discontinue. Un assemblage est alors réalisé au point d'intersection du X pour assurer la continuité de la diagonale discontinue. L'assemblage central est généralement réalisé par l'insertion d'une plaque de gousset central qui passe à travers la diagonale continue à laquelle on vient fixer les deux diagonales discontinues. Les assemblages aux extrémités des diagonales discontinues sont généralement réalisés par des plaques d'extrémités qui sont insérées et soudées aux profilés HSS. Ces plaques de transfert sont par la suite boulonnées à la plaque de gousset central.

Deux types d'assemblages sont généralement préférés en pratique, soit des assemblages en cisaillement simple ou des assemblages en cisaillement double. Les deux configurations d'assemblages centraux sont illustrées à la Figure 1-2. Dans le premier cas, une seule plaque de transfert est insérée et soudée à l'extrémité des segments de la diagonale discontinue. Cette plaque est excentrique par rapport à la ligne d'action de la diagonale. L'assemblage est réalisé en boulonnant la plaque de gousset central, qui est insérée dans la diagonale continue, à la plaque de transfert. Cette technique a pour avantage de faciliter l'installation au chantier mais l'excentricité introduite doit être considérée dans la conception de l'assemblage. Dans le deuxième cas, deux plaques sont introduites et soudées à l'extrémité des segments de la diagonale discontinue. Ces plaques sont ensuite boulonnées à la plaque de gousset central. L'assemblage est concentrique mais l'installation du contreventement au chantier est plus difficile.

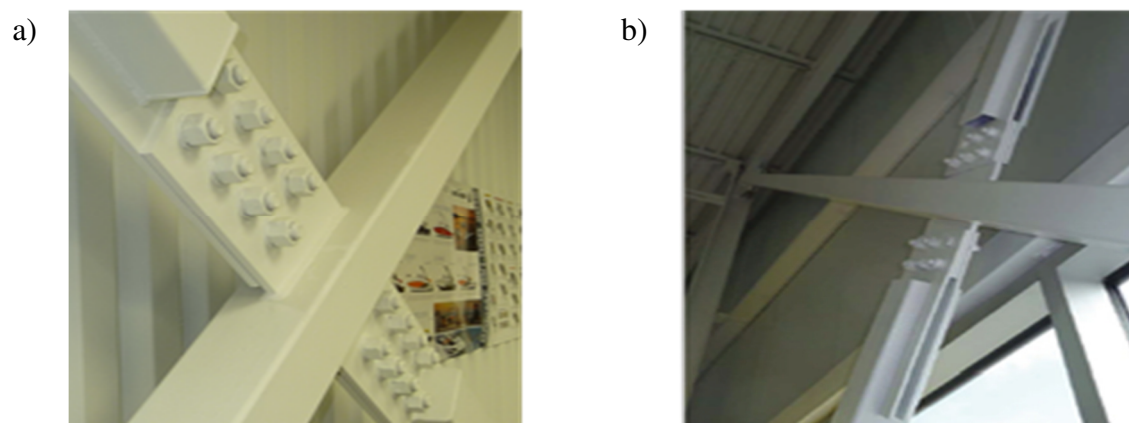


Figure 1-2: Configuration des assemblages : a) en cisaillement simple; b) en cisaillement double (Source : A. Davaran).

Les contreventements concentriques permettent de résister aux efforts de vent et aux charges sismiques. Dans les deux cas, il faut se référer au Code National du Bâtiment du Canada 2010 (CNBC 2010) pour obtenir les charges de dimensionnement. Sous la charge de conception de vent, les contreventements sont dimensionnés pour demeurer dans le domaine élastique. Sous une sollicitation sismique, les contreventements sont dimensionnés pour subir des dommages inélastiques. En effet, en raison des forces extrêmes générées lors d'un tremblement de terre important et de la faible occurrence du phénomène, il ne serait pas raisonnable d'un point de vue économique de dimensionner ces éléments pour qu'ils demeurent dans le domaine élastique sous une telle sollicitation. Par conséquent, les forces sismiques sont obtenues en divisant le

cisaillement élastique à la base du bâtiment par des paramètres de modifications sismiques, R_d et R_o . Le coefficient R_d est lié à la ductilité offerte par le système à travers un mécanisme inélastique de dissipation de l'énergie sismique. Pour des structures en acier, le coefficient varie de 1.5 pour des éléments peu ductiles, à 5.0, pour des éléments très ductiles tels que des cadres à nœuds rigides. Le coefficient R_o tient compte de la résistance supplémentaire que le système possède (Mitchell *et al.* 2003).

Les exigences spécifiques pour dimensionner une structure en acier sont formulées dans la norme canadienne CSA S16-09 (CSA 2009). Pour le dimensionnement de contreventements concentriques en acier sous une sollicitation sismique, trois types de contreventements sont définis, soit le type modérément ductile (Type MD, $R_d = 3.0$ et $R_o = 1.3$), le type à ductilité limitée (Type LD, $R_d = 2.0$ et $R_o = 1.3$) et les constructions conventionnelles (Type CC, $R_d = 1.5$ et $R_o = 1.3$). Pour les deux premiers types, il est attendu que le contreventement dissipe une grande partie de l'énergie sismique en subissant des déformations inélastiques importantes en tension dans les diagonales. Un mécanisme de rotules plastiques est également anticipé lorsque les diagonales flambent en compression, ce dernier mécanisme étant cependant en mesure de dissiper une quantité d'énergie sismique moins importante que le premier mécanisme. Compte tenu de l'endommagement attendu des diagonales, les éléments adjacents aux diagonales doivent être conçus pour résister aux efforts correspondant à la capacité anticipée des diagonales. C'est ce que l'on désigne le calcul par capacité. La norme CSA S16-09 impose également des restrictions spécifiques pour assurer le développement du comportement inélastique désiré, sans rupture prématurée. Pour les contreventements de la catégorie construction conventionnelle, il est attendu que des dommages inélastiques apparaissent de manière limitée dans les diagonales et dans les assemblages. Pour ce type de contreventement, le calcul par capacité n'est pas exigé, mais certaines exigences sont néanmoins prescrites dans la norme pour éviter des ruptures non ductiles au niveau des assemblages.

Pour assurer un comportement adéquat de la structure lors d'un séisme, le dimensionnement des assemblages doit être réalisé par un calcul par capacité pour les contreventements de types MD et LD. Pour les contreventements de type CC, les assemblages peuvent être conçus pour développer une rupture ductile ou non ductile. Dans le premier cas, l'assemblage doit être dimensionné pour résister aux efforts obtenus directement de l'analyse structurale sous les charges sismiques réduites par les facteurs R_d et R_o . À cet effet, les ruptures par plastification à l'aire brute et par

pression diamétrale aux trous de boulons permettent d'atteindre de bons niveaux de ductilité (Castonguay 2009). Si les concepteurs ne peuvent assurer un mode de rupture ductile de l'assemblage, la charge de conception de l'assemblage doit être multipliée par $R_d (= 1.5)$.

Étant donnée la nature cyclique des sollicitations sismiques, il est nécessaire que le contreventement soit dimensionné pour reprendre les efforts de tension et de compression. De nombreux travaux ont porté sur la résistance en tension des assemblages et des méthodes de dimensionnement ont été formulées. Toutefois, bien que les assemblages présentés précédemment soient couramment employés en pratique, peu de travaux ont porté sur leur stabilité lorsque la diagonale est soumise à un effort de compression. À cet effet, Davaran (2001) Moon et *al.* (2008) et Davaran et Hovaidae (2009) ont démontré que ces assemblages pouvaient affecter la résistance en compression et en tension de la diagonale discontinue. En particulier, ils ont évoqué la possibilité que ces assemblages puissent développer des problèmes d'instabilité lorsque comprimés. Ce questionnement a mené au développement du présent projet de recherche.

1.2 Objectifs de l'étude

Le projet de recherche a pour objectif d'étudier expérimentalement l'influence de l'assemblage situé au centre du contreventement en X en acier sur la stabilité du contreventement et, plus particulièrement, sur la stabilité de la diagonale discontinue. La recherche permettra :

- d'évaluer la possibilité d'instabilité au niveau des assemblages;
- de déterminer les paramètres des assemblages qui affectent la stabilité des contreventements ainsi que leur importance et leurs conséquences;
- d'évaluer la performance des contreventements concentriques en X selon les différents assemblages employés;
- d'évaluer le concept et la valeur de la longueur effective lors du flambement des diagonales;
- de proposer des règles de pratique visant à prédire la résistance des assemblages et du contreventement.

1.3 Méthodologie

Le projet s'est déroulé principalement en deux phases. La première phase a consisté à la réalisation d'essais en laboratoire sur des contreventements à échelle réelle. Dix-huit spécimens ont été prévus pour lesquels les diagonales étaient composés de profilés tubulaires HSS ou de cornières dos-à-dos. Pour chacun de ces spécimens, certains paramètres au niveau de l'assemblage central ont été modifiés, tels que la géométrie des plaques, le type de transfert de l'effort (en cisaillement simple ou en cisaillement double) et la catégorie de contreventement considérée pour la conception sismique (Type MD ou CC). La deuxième phase a porté principalement sur l'analyse du comportement expérimental des spécimens. Cette étape a permis, entre autres, de mettre en évidence les paramètres impliqués et leur importance dans la stabilité des assemblages.

1.4 Organisation du mémoire

Le mémoire est divisé en six sections. Le chapitre 2 présente une revue de littérature portant sur le comportement des contreventements concentriques, sur le concept de longueur effective et sur la stabilité des assemblages. Le chapitre 3 présente la méthodologie employée pour la réalisation du projet expérimental. Le chapitre 4 présente les observations réalisées au laboratoire du comportement des contreventements et des assemblages étudiés. Le chapitre 5 présente les résultats expérimentaux et met l'accent sur les paramètres influençant la stabilité des assemblages. Finalement, le chapitre 6 présente les conclusions et les recommandations.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Le projet de recherche vise à évaluer le comportement des assemblages utilisés dans les contreventements concentriques en X en acier. On souhaite également évaluer l'incidence de cet assemblage sur le comportement global du contreventement. Par conséquent, il est nécessaire de disposer d'une connaissance suffisante du comportement attendu de contreventements concentriques en acier. Ce sujet sera le premier aspect discuté dans ce chapitre. Par la suite, on discutera du concept de longueur effective pour un contreventement disposé en X. La longueur effective est le paramètre influençant le plus le comportement d'un contreventement et elle est principalement influencée par les conditions aux extrémités de la diagonale. Finalement, le comportement des assemblages sera traité, principalement quant aux dispositions à prendre pour que ceux-ci permettent de développer un comportement adéquat en compression.

2.1 Comportement des contreventements concentriques en acier

Les contreventements concentriques sont fréquemment utilisés dans les bâtiments en acier pour résister aux forces latérales et ils se présentent sous diverses configurations (diagonale simple, en forme de X, en chevron en V ou en chevron en V inversé). Au cours des dernières années, de nombreux travaux ont été réalisés sur ces systèmes structuraux. Tremblay (2002) et Ziemian (2010) ont présenté des résumés complets sur les connaissances actuelles de ces systèmes structuraux. Le comportement des contreventements concentriques en acier sera discuté dans cette section. Les aspects traités seront le comportement général, le rapport d'élancement effectif (KL/r), le voilement des parois minces, les ruptures attendues, le choix des profilés utilisés en tension-compression, le déplacement hors-plan, la demande en déplacement inter-étage attendue et les exigences de la norme canadienne CSA S16-09 pour la conception de ces systèmes.

2.1.1 Comportement général

Sous une sollicitation sismique, les diagonales de contreventements concentriques dissipent l'énergie principalement en tension par plastification, mais également à travers un mécanisme de rotules plastiques en compression. Ce mécanisme est causé par le flambement inélastique de la diagonale se produisant généralement à un déplacement inter-étage variant entre 0,2% à 0,5% h_s , où h_s est la hauteur inter-étage. La Figure 2-1a illustre le comportement typique (hystérésis) d'une diagonale de contreventement suite à plusieurs cycles inélastiques de chargement en

tension et en compression. Lorsque la diagonale flambe, une rotule plastique apparaît à l'emplacement où la demande en rotation inélastique est maximale. Pour une diagonale simple, cette rotule apparaît généralement au centre de la diagonale, tel que montré à la Figure 2-1b. Pour une configuration en X, le flambement de la diagonale se localise au centre de la demi-longueur d'une diagonale, telle que montré aux Figures c et d. Pour compléter le mécanisme de rotules plastiques, des rotations plastiques se produisent aux extrémités, soit dans les assemblages ou dans la diagonale, dépendamment que le flambement soit hors-plan ou dans le plan du contreventement.

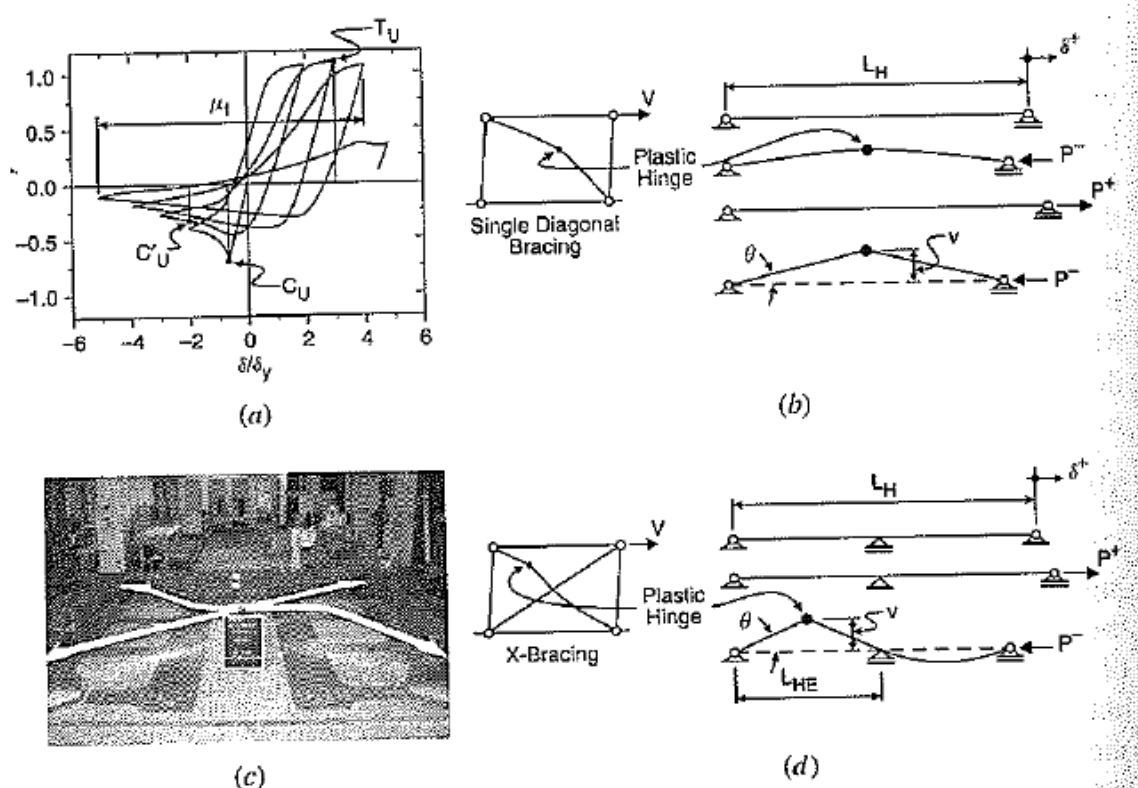


Figure 2-1: Comportement hystérétique typique d'une diagonale de contreventement (Ziemian 2010).

La résistance en compression d'une diagonale se dégrade progressivement sous un chargement cyclique. Cette perte de résistance est principalement associée aux effets de Bauschinger ainsi qu'aux déformations résiduelles accumulées durant les cycles précédents. L'effet de Bauschinger correspond à l'altération de la limite d'élasticité d'un métal lorsque le chargement excède cette limite. Les déformations résiduelles proviennent soit de la plastification de la diagonale en tension ou du flambement de la diagonale en compression. La résistance en compression est alors

réduite, car les effets $P-\delta$ deviennent plus importants. En tension, la diagonale atteint la plastification de la section à chacun des cycles et développe de l'écroûissage lorsque les déplacements deviennent importants. La résistance en tension peut être atteinte uniquement une fois le redressement complet de la diagonale. La résistance maximale est alors développée sous des déplacements toujours plus grands. L'hystérésis typique présentée à la Figure 2-1a illustre clairement ces phénomènes en compression et en tension. D'autre part, à mesure que les déformations inélastiques augmentent dans la diagonale, la rotation imposée à la rotule plastique augmente, menant éventuellement au voilement des parois de la diagonale. Ce voilement entraîne généralement la fissuration des parois et ultimement, à la rupture en tension de la diagonale à cet endroit.

2.1.2 Rapport d'élancement effectif (KL/r)

Les recherches réalisées sur les contreventements concentriques ont clairement démontré que le rapport d'élancement effectif (KL/r) est le principal paramètre influençant le comportement inélastique cyclique des diagonales de contreventement. Le paramètre KL représente la longueur effective de la diagonale et dépend essentiellement des conditions de retenues aux extrémités de la diagonale. Cette longueur est traitée spécifiquement à la section 2.2 de ce chapitre. Le rapport KL/r influence notamment la résistance au flambement, la dégradation de la résistance post-flambement, les déformations axiales, la dissipation d'énergie et la rupture de la diagonale de contreventement (Jain et *al.* 1978, 1980; Popov et Black 1981, Tremblay 2002, Lee et Bruneau 2005). La Figure 2-2 présente les hystérésis de profilés tubulaires HSS ayant différentes valeurs de KL/r .

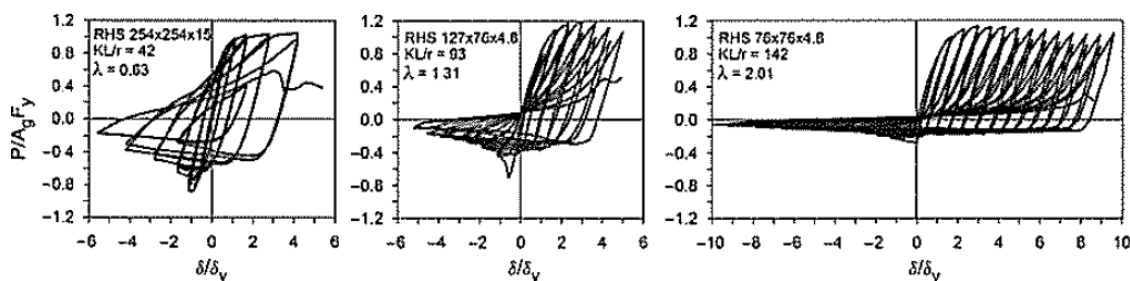


Figure 2-2: Influence du rapport d'élancement effectif sur la réponse hystérétique d'une diagonale (Ziemian 2010).

Dans cette figure, λ est le facteur adimensionnel d'élancement et δ_y est la déformation axiale de plastification. À cet effet, la figure démontre que la forme des hystérésis dépend du rapport du rapport de longueur effective. Pour une diagonale ayant un rapport d'élancement effectif faible, la résistance en compression et la dissipation d'énergie sont élevées. Toutefois, ces sections subissent une détérioration de la résistance en compression importante. Pour une diagonale élancée, la dissipation d'énergie se produit essentiellement en tension et celle-ci peut subir des déformations importantes avant la rupture. Dans ce cas, le voilement se produit à des déformations plus élevées que les diagonales trapues, limitant par le fait même la détérioration de la résistance flexionnelle à l'emplacement de la rotule plastique.

Plusieurs travaux ont étudié la dégradation de la résistance en compression (Jain et *al.* 1980; Lee et Bruneau 2005; Goggins et *al.* 2006). Les études ont entre autres révélé que la résistance post-flambement des diagonales de contreventements pouvait atteindre 20% de la résistance atteinte lors du premier cycle à un niveau de ductilité égal à 3 ou 4. La dégradation de la résistance en compression est assez importante pour les diagonales dont le facteur adimensionnel d'élancement λ varie entre 0,5 et 1,5, ce qui correspond à l'élancement de la majorité des diagonales.

2.1.3 Voilement des parois comprimées de la section

La courbure imposée à la diagonale suite au flambement dans la zone de rotule plastique est généralement suffisamment élevée pour produire le voilement de la section. Le voilement entraîne une demande en déformations importante qui initie la fissuration dans l'acier et sous un effort de traction, la rupture de la section. Ce voilement contribue également à la réduction de la résistance en compression sous de grandes déformations. Les essais ont démontré que ce phénomène peut être contrôlé par des limitations imposées à l'élancement des parois de la section (b_0/t). Ce ratio b_0/t influence toutefois peu la forme de l'hystérésis (Shaback et Brown 2003), qui est influencé principalement par le rapport KL/r . Par ailleurs, les diagonales ayant des rapports d'élancement effectifs (KL/r) plus faibles sont soumises à du voilement plus sévère que les sections élancées, ce qui a d'ailleurs été observé dans d'autres travaux (El-Tayem et Goel 1986; Aslani et Goel 1991; Tremblay 2002; Han et *al.* 2007).

2.1.4 Ductilité et ruptures attendues

Lors d'un séisme, il est évidemment attendu que le contreventement ne se rende pas à la rupture, laquelle pourrait mener à l'effondrement de la structure. Il est néanmoins attendu que les diagonales puissent développer un niveau de ductilité adéquat avant que la rupture se produise. Évidemment, cette ductilité peut uniquement être développée si l'endommagement et la rupture sont localisés dans la diagonale et non dans un autre élément adjacent tel que les assemblages, les goussets, les poutres et les colonnes. De manière générale, les paramètres influençant la ductilité et la sévérité de la rupture sont le rapport d'élancement effectif (KL/r), la limite élastique du matériel et le rapport de largeur épaisseur des parois (b_0/t). Les sections les plus élancées permettent de développer une ductilité plus élevée avant la rupture. De plus, il a été noté que la ductilité de la diagonale est réduite lorsque la limite élastique de l'acier est élevée (Goggins et *al.* 2006). Les caractéristiques du chargement influencent également la rupture. Finalement, la plupart des travaux réalisés ont rapporté des ruptures localisées à l'emplacement de la rotule plastique, après le voilement, sous un chargement en tension.

2.1.5 Profilés utilisés comme diagonale

Les diagonales de contreventement peuvent être réalisées par différents types de profilés. Dans cette section, deux profilés seront traités, soit les sections tubulaires HSS et les profilés assemblés de cornières dos-à-dos.

2.1.5.1 Sections tubulaires HSS

Les sections tubulaires HSS sont des profilés très populaires comme diagonale de contreventement notamment pour leur aspect esthétique et parce qu'ils développent une résistance en compression supérieure par unité de masse linéaire que d'autres profilés. Toutefois, lors de récents séismes, des ruptures dans les profilés HSS ont été observés (Tremblay et *al.* 1996). Lors d'essais expérimentaux sur des diagonales de contreventements composés de HSS, des ruptures dans ces profilés ont également été observés (Shaback et Brown 2003; Tremblay et *al.* 2003; Lee et Bruneau 2005; Goggins et *al.* 2006, Han et *al.* 2007; Fell et *al.* 2009). Les travaux ont démontré que les profilés HSS sont très sensibles au voilement des parois. À cet effet, le voilement se développe sur la face concave à l'emplacement de la rotule plastique de la diagonale ayant flambé. Lorsque le phénomène se produit, une demande importante en courbure

et en déformations est induite aux zones arrondies de la section, initiant généralement de la fissuration. Le phénomène entraîne généralement une rupture de la section à des niveaux de ductilité inférieurs comparativement à d'autres profilés. Ce phénomène est attribuable au voilement important qui les affecte mais également à la limite élastique de ces profilés qui est généralement assez élevée.

2.1.5.2 Sections assemblées par des cornières dos-à-dos

Les profilés assemblés composés de cornières dos-à-dos représentent un choix couramment utilisé comme diagonales de contreventements. Pour ces sections, lorsque le flambement global introduit du cisaillement aux cales placées entre les cornières, l'interaction entre le flambement global et le flambement local doit être considérée pour évaluer la résistance en compression de la section. Les essais cycliques réalisés sur des profilés assemblés en C et sur des cornières ont montré que le flambement de la membrure individuelle peut se produire entre les cales, à l'emplacement de la rotule plastique, laquelle se forme suite au flambement global de la diagonale (Astaneh-Asl et *al.* 1985; Goel et Aslani 1989; Aslani et Goel 1991). La demande élevée en déformations inélastiques mène alors à la formation de voilement et à la rupture de la diagonale de façon prématurée.

En employant un espacement plus rapproché entre les cales que ceux prescrits pour empêcher le flambement d'une section seule, le comportement inélastique de la section individuelle peut alors être limité. Une méthode a été développée par Astaneh-Asl et *al.* (1985) pour évaluer les efforts de cisaillement agissant au niveau des cales, telle qu'illustrée à la Figure 2-3. À cet effet, les efforts de cisaillement maximum dans les cales se produisent en tension, suite au flambement local de la diagonale seule. Compte tenu des déformations inélastiques subies lors du flambement, il est assumé que la diagonale seule ayant flambé ne peut reprendre de tension au moment où la seconde diagonale seule est étirée et qu'elle plastifie en tension. Par conséquent, l'effort de cisaillement passant au niveau des cales est égal à la moitié de la charge de plastification d'une diagonale simple, soit $0,5A_eF_y$, où A_e est l'aire d'une cornière individuelle. D'autre part, les essais réalisés par Astaneh-Asl et Goel (1984) sur le flambement dans le plan de cornières dos-à-dos ont montré que les cales ne subissaient pas de forces significatives en cisaillement. Dans ce cas, l'espacement nominal entre les cales pour empêcher le flambement de la section seule serait suffisant.

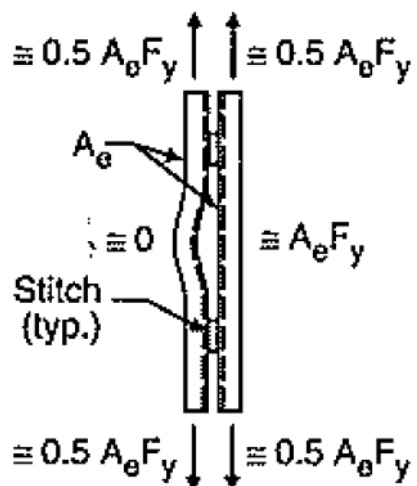


Figure 2-3: Diagramme de corps libre des cales et forces induites aux cales (Ziemian 2010).

El-Tayem et Goel (1986) ont observé que les diagonales dont les ailes de cornières dos-à-dos ayant des ratios de largeur-épaisseur élevés ont subi du voilement sévère sous de faibles déplacements inter-étage. Pour des diagonales composées de cornières dos-à-dos, il a été démontré que la demande maximale était imposée sur les ailes extérieures lorsque le flambement était hors-plan et sur les ailes dos-à-dos lorsque le flambement était dans le plan (Astaneh-Asl et Goel 1984; Astaneh-Asl et *al.* 1985).

2.1.6 Déplacements hors-plan attendus

Le flambement de la diagonale produit un déplacement hors-plan ou dans le plan qui peut être important. Le comportement de la diagonale peut alors être modifié par la présence d'éléments structuraux secondaires ou par des éléments non structuraux. Il est alors recommandé de s'assurer que ce mouvement soit libre de se produire (Sabelli et Hohbach 1999). De plus, il est également possible que ce soit les autres éléments autour de la diagonale qui subissent des dommages lors du flambement de la diagonale (Tremblay et *al.* 1996). Pour éviter ces problèmes, il faut s'assurer de laisser un espacement minimal entre les diagonales et les autres éléments. Cet espacement requis dépend évidemment du déplacement hors-plan attendu. En assumant que la déformée de la diagonale est celle présentée à la Figure 2-1, Tremblay et *al.* (2003) ont présenté les équations (2-1) et (2-2) afin d'estimer la déformation latérale v et la rotation de la rotule plastique θ au centre de la diagonale.

$$\frac{v}{L_H} = \frac{1}{\sqrt{1 + L_H/L_{HE}}} \sqrt{\frac{(\mu_c + \mu_t - 1)}{L_H/L_{HE}}} \left(\frac{F_y}{E} \right) \quad (2-1)$$

$$\theta = 2 \sqrt{\frac{(\mu_c + \mu_t - 1)}{L_H/L_{HE}}} \left(\frac{F_y}{E} \right) \quad (2-2)$$

Dans ces équations, L_H est la longueur de la diagonale comprise entre les rotules plastiques, L_{HE} est la demi-longueur pour une configuration en X et elle est égale à L_H pour une diagonale simple, μ est la ductilité de la diagonale, telle que $\mu = \delta / \delta_y$. En assumant que la diagonale se plastifie sur toute la longueur, δ_y peut être pris égal à $L_H F_y / E$. Les facteurs μ_c et μ_t sont les facteurs de ductilité de la diagonale en compression et en tension respectivement.

2.1.7 Déplacements inter-étage attendus

Les déplacements inter-étage attendus dépendent notamment du type de conception des contreventements. Les types de conception sont discutés à la section 2.1.8. Izvernari et *al.* (2007) ont évalué le comportement sismique de bâtiments multi-étagés pour lesquels des contreventements concentriques en X sont utilisés. Des études dynamiques non-linéaires ont été réalisées sur ces bâtiments. Les bâtiments étaient localisés à Victoria, en Colombie-Britannique et ils étaient dimensionnés selon le type modérément ductile (type MD). Selon les travaux, les déplacements obtenus lors de ces analyses étaient de 1,09% h_s (50^e percentile) et de 1,50% h_s (84^e percentile) pour des bâtiments de 2 étages et de 1,08% h_s (50^e percentile) et de 1,64% h_s (84^e percentile) pour des bâtiments de 4 étages.

Pour des bâtiments de type dimensionnés selon les constructions conventionnelles (type CC, voir section 2.1.8), une étude réalisée par Gélinas et *al.* (2012) révèle que la demande en déplacement varie entre 0,37 et 0,82% h_s . Cette étude a été réalisée pour des contreventements de faible ductilité, pour un bâtiment de 2 étages localisé à Victoria. Les déplacements diffèrent dépendamment du type d'assemblages utilisés, de la longueur effective utilisée dans les calculs lors de la conception ainsi que du percentile utilisé relativement au déplacement, soit entre le 50^e et le 84^e percentile.

2.1.8 Conception de contreventements concentriques selon la norme canadienne (CSA S16-09)

Afin d'assurer un dimensionnement adéquat des éléments structuraux, les observations présentées précédemment ont conduit à l'adoption d'exigences particulières par la norme canadienne des structures d'acier (CSA S16-09). Cette section présente ainsi les exigences de la norme concernant les différents types de systèmes, la conception par capacité, les limites d'élancement, les limites d'élancement sur les parois et la combinaison des efforts.

2.1.8.1 Types de systèmes

La norme CSA S16-09 reconnaît trois niveaux de ductilité pour le dimensionnement de contreventements concentriques. Les deux premiers systèmes sont dits ductiles puisque des dommages inélastiques sont attendus sous des sollicitations sismiques. Ces deux systèmes correspondent au type modérément ductile (MD) et au type à ductilité limitée (LD). La ductilité des éléments dissipant l'énergie sismique est exploitée à partir des facteurs de réductions, soit des paramètres R_d et R_o . Pour le type MD ($R_d=3,0$; $R_o=1,3$) et le type LD ($R_d=2,0$; $R_o=1,3$), il est attendu que la dissipation de l'énergie se produit par la plastification des diagonales en tension et par le flambement inélastique des diagonales en compression. Le type MD représente la conception la plus sévère puisque les dommages inélastiques attendus sont les plus importants. Le type LD est similaire au type MD mais les restrictions sont moins sévères, étant donné que l'endommagement attendu pour ce type de conception est moins important. Finalement, le troisième système est dit en construction conventionnelle (CC). Dans ce cas, les paramètres R_d et R_o sont égaux à 1,5 et 1,3, respectivement. Il est attendu pour ce système que les éléments dissipant l'énergie demeurent essentiellement élastiques et que les dommages soient limités.

Les contreventements concentriques peuvent être dimensionnés pour travailler en tension seulement ou en tension-compression. Dans le premier cas, la conception est réalisée en assumant que seule la diagonale en tension contribue à la rigidité latérale tandis que dans le deuxième cas, il est considéré que les deux diagonales contribuent à la rigidité latérale. Pour des contreventements en tension-compression, la conception des diagonales est basée sur la résistance en compression de la section. Le choix entre les deux conceptions repose principalement sur le rapport de longueur effective de la diagonale. Une diagonale travaillant en

tension seulement aura généralement un rapport KL/r élevé, tandis qu'une diagonale travaillant en tension-compression aura un rapport KL/r plus faible. Le comportement hystérétique de la diagonale sera donc différent, tel qu'il a été démontré précédemment.

2.1.8.2 Conception par capacité pour les éléments protégés

Lors d'un séisme, seuls les éléments résistants aux forces latérales devraient subir des dommages inélastiques et les autres éléments composant la structure devraient demeurer élastiques. Pour assurer ce comportement, la norme canadienne exige de réaliser un calcul par capacité pour le dimensionnement des autres éléments composant la structure, telle que les poutres, les colonnes, les assemblages et les fondations. À cet effet, ces éléments doivent être dimensionnés pour résister aux efforts anticipés du contreventement lors du séisme. Le calcul par capacité est exigé pour les contreventements de type MD et LD. Il n'est requis pour les contreventements de type CC, puisque la structure devrait demeurer essentiellement élastique. Les efforts attendus correspondent donc à la résistance en tension anticipée (T_u), la résistance en compression anticipée (C_u) et à la résistance post-flambement (C'_u) d'une diagonale de contreventement. Les équations (2-3) à (2-6) permettent d'évaluer ces efforts pour une diagonale.

$$T_u = AR_y F_y \quad (2-3)$$

$$C_u = \frac{1,2AR_y F_y}{(1 + \lambda_u^{2n})^{1/n}} \quad (2-4)$$

$$\lambda_u = \frac{KL}{r} \sqrt{\frac{R_y F_y}{\pi^2 E}} \quad (2-5)$$

$$C'_u = \min(0,2T_u; C_u / 1,2) \quad (2-6)$$

Dans ce calcul, la limite élastique probable de l'acier ($R_y F_y$) est utilisée. Celle-ci correspond à 460 MPa pour les profilés HSS. Pour les autres sections, la valeur R_y est prise égale à 1,1, sans que la valeur $R_y F_y$ soit inférieure à 385 MPa. Les valeurs de T_u et de C_u représentent des bornes supérieures tandis que C'_u correspond à une borne inférieure. Cette résistance devient critique pour la combinaison des efforts, qui est traitée à la section suivante. Elle est obtenue en considérant la résistance de la diagonale à une ductilité de R_d égal à 3,0, correspondant ainsi au déplacement inélastique attendu pour un contreventement de type MD (Remennikov et Walpole

1998; Tremblay 2002). Toutefois, pour des diagonales peu élancées, la dégradation est moins marquée que celle calculée par la norme et dans ce cas, la résistance C'_u est sous-estimée.

2.1.8.3 Combinaison des efforts

Lorsque plusieurs contreventements sont situés dans un même plan, il se produit une combinaison d'effort de tension et de compression qui est transmise aux éléments protégés. Les cas critiques sont montrés à la Figure 2-4.

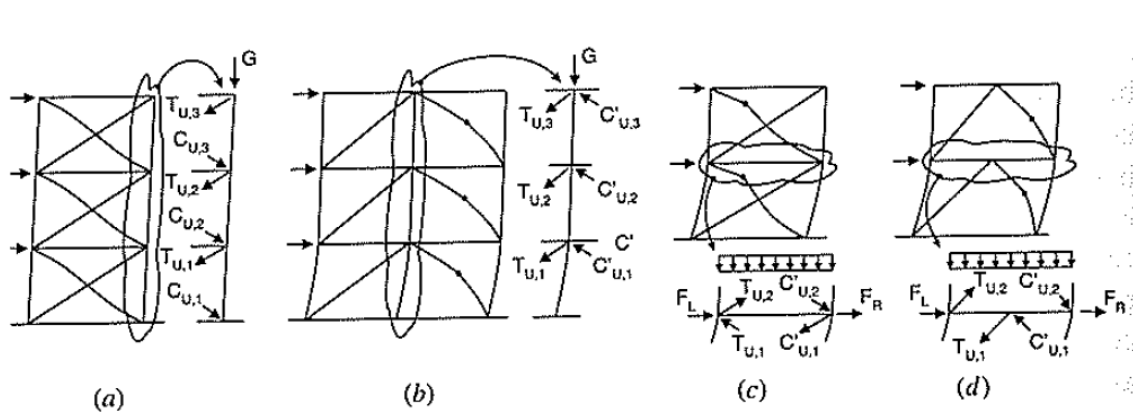


Figure 2-4: Combinaisons critiques des efforts (Ziemian 2010).

Un premier cas critique est présenté à la Figure 2-4a pour lequel la plastification survient dans une diagonale simultanément avec le flambement dans l'autre diagonale. La combinaison de ces deux efforts impose une sollicitation maximale aux poutres, aux poteaux et aux fondations. Pour une configuration montrée à la Figure 2-4b, la combinaison critique pour les éléments protégés survient lorsque la plastification dans une diagonale survient en même temps que la résistance post-flambement dans l'autre diagonale.

2.1.8.4 Limites du rapport d'élancement effectif

Pour des profilés tubulaires HSS de type MD ou LD, le rapport d'élancement (KL/r) doit être supérieur ou égal à 70. Cette limite d'élancement minimale est imposée pour s'assurer que les diagonales développent un minimum de ductilité avant la rupture. Par ailleurs, cette spécification s'applique uniquement pour les contreventements situés sur un site ayant un certain risque sismique, c'est-à-dire si $(I_E F_a S_a(0.2)) \geq 0,75$ ou $(I_E F_v S_a(1.0)) \geq 0,30$. Pour toutes les sections, une limite d'élancement maximale est également fixée à 200 ($KL/r \leq 200$) pour assurer une résistance minimale en compression et limiter la demande en ductilité, laquelle augmente avec

l'élancement. Pour des contreventements conçus en construction conventionnelle, il s'agit de respecter les limites d'élancement pour les pièces comprimées ($KL/r \leq 200$).

2.1.8.5 Limites du rapport d'élancement des parois

Des limites d'élancement des parois sont imposées afin de retarder le voilement des parois. Pour les contreventements de type MD, le rapport entre la largeur effective et l'épaisseur (b_0/t) doit être inférieur aux limites ci-dessous. Seules les limites pour les profilés HSS et les cornières sont présentées et le lecteur peut se référer à la norme pour vérifier les limites pour les autres sections.

(a) lorsque $KL/r \leq 100$

(i) pour des HSS rectangulaires et carrés : $330/\sqrt{F_y}$

(ii) pour les ailes de cornières : $145/\sqrt{F_y}$

(b) lorsque $KL/r = 200$

(i) pour des HSS rectangulaires et carrés : Classe 1

(ii) pour les ailes de cornières : $170/\sqrt{F_y}$

(c) lorsque $100 < KL/r < 200$: Interpolation linéaire entre les classes.

Les limites d'élancement sont plus sévères pour les diagonales dont l'élancement est faible, car la demande en rotation à l'emplacement du flambement est supérieure pour ces diagonales comparativement aux diagonales dont l'élancement est inférieur. De plus, il convient de mentionner que la limite élastique utilisée dans les limites ne peut être inférieure à 350 MPa. Pour les ailes dos-à-dos de profilés composés de cornières doubles pour lesquels le flambement attendu est dans le plan de symétrie, le rapport b_0/t ne doit pas excéder $200/\sqrt{F_y}$, indépendamment du ratio d'accélération ($I_E F_a S_a(0.2)$). Pour les contreventements de type LD, ces limites peuvent être modifiées dans certains cas. Pour des sites de faible sismicité, c'est-à-dire lorsque le ratio ($I_E F_a S_a(0.2)$) $< 0,35$, les parois du HSS doivent être de classe 1 et les parois des autres sections doivent être de classe 1 ou 2.

Finalement, pour les contreventements de type CC, il faut respecter les limites de voilement pour une paroi comprimée, telles que présentées ci-dessous.

(i) pour des HSS rectangulaires et carrés : $670/\sqrt{F_y}$

(ii) pour les ailes de cornières : $200/\sqrt{F_y}$

2.2 Longueur effective (KL) de diagonales positionnées en X

Le paramètre influençant le plus le comportement d'un contreventement concentrique est le rapport de longueur effectif KL/r . Cette section traite donc spécifiquement des travaux de recherches portant la longueur effective (KL) pour les contreventements en X.

Dans les contreventements positionnés en X dont les diagonales sont assemblées en un point d'intersection, il a été démontré analytiquement et expérimentalement que la diagonale en tension apporte un support dans le plan et hors-plan à la diagonale discontinue. À cet effet, pour évaluer la longueur effective de la diagonale comprimée, une valeur de K égale à 0,5 applicable à longueur totale de la diagonale est suggérée (DeWolf et Pelliccione 1979; Kitipornchai et Finch 1986, Picard et Beaulieu 1988). Ce facteur s'applique toutefois pour des diagonales continues, symétriques et de même matériel. De plus, les extrémités sont flexibles et les charges axiales dans les deux diagonales sont similaires. Il a été également démontré que la rigidité latérale du contreventement était augmentée lorsque la tension dans la diagonale tendue était augmentée. Pour des diagonales composées de cornières simples à ailes égales dont les extrémités sont soudées à des plaques de gousset, El-Tayem et Goel (1986) ont proposé d'employer la valeur de K égale à 0,85, applicable à la demi-longueur de la diagonale. Les essais ont démontré, d'autre part, que le support apporté par la diagonale tendue se développe également suite au comportement post-flambement sous des charges inélastiques cycliques (Tremblay et *al.* 2003).

Sabelli et Hohbach (1999) ont déterminé analytiquement les bornes inférieures et supérieures des facteurs de longueurs effectives pour des contreventements en X. Dans cette étude, le système est symétrique, c'est-à-dire que les diagonales se croisent au centre de la longueur de la diagonale et les deux diagonales sont continues sur toute leur longueur. Dans ce cas, la charge critique de flambement et le mode de flambement ont été obtenus pour diverses conditions d'extrémités. Pour un flambement dans le plan, les résultats suggérés de longueurs effectives KL sont de 0,84 et de 0,59 fois la demi-longueur de la diagonale pour des extrémités rotulés et fixes respectivement. Pour le flambement hors-plan, les valeurs proposées sont de 1,0 et de 0,70 pour des conditions d'extrémités identiques.

Plusieurs travaux ont porté sur l'évaluation de la charge critique de flambement et de l'évaluation du facteur K pour des diagonales ayant des propriétés de section différentes, des longueurs différentes et dont l'effort axial dans les deux diagonales était différent (Stoman 1988, 1989; Wang et Boresi 1992; Thevendran et Wang 1993, Segal et *al.* 1994). À cet effet, Segal et *al.* (1994) ont notamment développé des relations générales pour l'évaluation des charges critiques de flambement de contreventements en X avec des extrémités de rigidités variables. Les charges critiques de flambement ont également été obtenues pour des cas spécifiques, notamment pour les cas où les extrémités sont rotulés, encastres, semi-rigide, et lorsque l'effort axial agissant dans la diagonale comprimée est excentré. Pour le cas particulier dont les extrémités sont rotulés, ils ont obtenu une valeur de K égale à 0,5. À l'opposé, lorsque les extrémités sont parfaitement rigides, la valeur de K est égale à 0,35. La longueur employée est la longueur totale de la diagonale.

Les recherches présentées précédemment se sont concentrées sur des diagonales dont la continuité de celles-ci est assurée au point central. En réalité, il est fréquent qu'une diagonale soit interrompue et qu'un assemblage soit réalisé au centre, tel que présenté à la Figure 2-5. À cet effet, la flexibilité de l'assemblage central affecte la charge critique de flambement et, par conséquent, la longueur effective de la diagonale discontinue (Davaran 2001; Moon et *al.* 2008; Davaran et Hovaidae 2009). De plus, lorsque la diagonale discontinue est tendue, celle-ci est moins efficace pour supporter la diagonale continue. Ces effets peuvent être limités en réduisant la longueur de l'assemblage ou en assurant un minimum de rigidité flexionnelle aux assemblages situés à l'intersection des deux diagonales. Pour des diagonales composées de cornières dos-à-dos, ceci peut être réalisé en coupant une seule des cornières (Davaran 2001) ou en ajoutant des plaques de transfert situées sur les parois du HSS et passant par-dessus la diagonale continue Tremblay et *al.* 2003; Davaran et Hovaidae 2009).

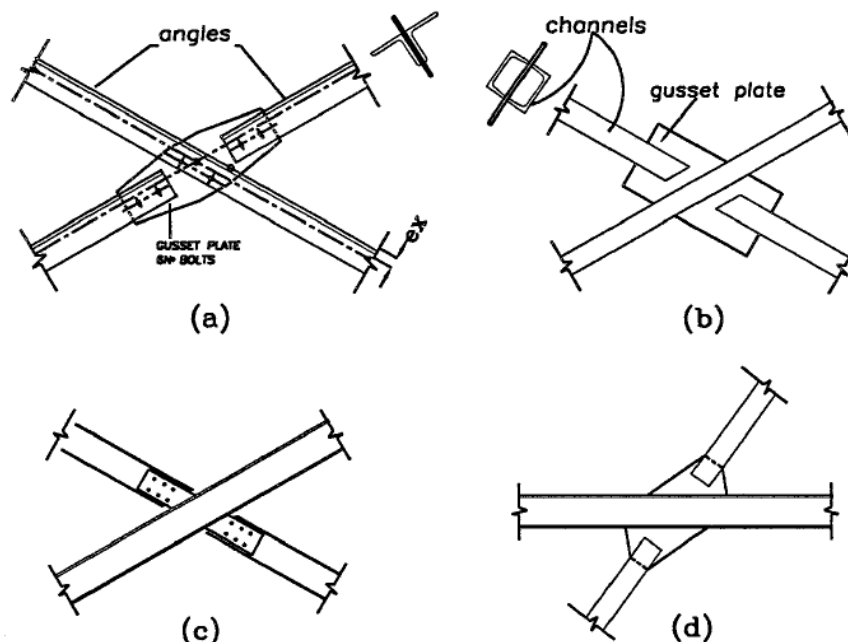


Figure 2-5: Assemblages typiques employés dans des contreventements en X pour des diagonales: a) de cornières dos-à-dos; b) d'une paire de profilés en C; c) de profilés W; d) s'assemblant à une poutre (Davaran 2001).

2.3 Comportement des assemblages utilisés dans les contreventements

Pour être en mesure de développer le comportement anticipé des contreventements concentriques, les assemblages employés dans les contreventements doivent développer une résistance adéquate et accommoder les déformations inélastiques cycliques. À cet effet, compte tenu de la nature des charges sismiques, les assemblages doivent développer une résistance suffisante en tension et en compression. De façon générale, les modes de ruptures des assemblages sont bien compris en tension. Les méthodes de calcul en compression sont toutefois plus limitées. Dans ce cas, la plupart des travaux concernant la résistance des assemblages en compression ont été adressés dans le cas de gousset pour des contreventements. Peu de travaux ont été réalisés quant à la résistance en compression des assemblages, notamment quant à la résistance des assemblages au centre de contreventements en X. Récemment, il a été rapporté, lors du séisme du Tōhoku en 2011 au Japon, diverses ruptures de bâtiments en acier. Parmi celles-ci, le flambement d'un assemblage au centre d'un contreventement en X formés de cornières dos-à-dos a été observé, tel que montré à la Figure 2-6.



Figure 58. Lateral torsional buckling of the double angle steel braces due to thin gusset plates (3-story office building)

Figure 2-6: Flambement par flexion-torsion de cornières dos-à-dos causé par une plaque mince en acier (EERI, 2011).

Cette section traite donc du comportement des assemblages employés dans les contreventements. On y traitera d'abord du comportement des goussets, du comportement des assemblages et finalement de la rotation ductile dans les assemblages.

2.3.1 Comportement des goussets

Les premiers travaux portant sur le comportement des goussets sous des chargements monotoniques dans le domaine élastique ont été réalisés par Whitmore (1952). Whitmore a alors étudié la distribution élastique des contraintes sur certains types de goussets. Il a trouvé que les contraintes maximales en tension et en compression dans le gousset se situaient près de la diagonale. Il a également conclu que l'utilisation d'équation provenant de la théorie des poutres et qui était largement utilisée menait à des prédictions erronées. Sur la base de ces résultats, Whitmore a alors proposé le concept de largeur effective pour estimer les contraintes normales maximales se développant à la fin des diagonales. La largeur effective dans la plaque de gousset a été définie comme étant la longueur de la ligne passant à travers la dernière rangée de boulons qui interceptent deux lignes orientées à 30° à partir de la première rangée de boulons. Cette largeur effective est illustrée à la Figure 2-7. La plastification du gousset est donc limitée par le produit de la limite élastique du gousset et de la largeur effective et de l'épaisseur de la plaque de gousset. De nombreux travaux ont toutefois démontré que la méthode est inefficace pour les charges de compression, laquelle donne des résistances plus élevées que les résistances réelles obtenues. Ceci est dû à la possibilité de flambement du gousset, tel qu'il est discuté ci-dessous.

Bjorhovde et Chakrabarti (1985) ont étudié le comportement inélastique des goussets en réalisant des essais monotoniques en tension afin d'évaluer l'influence de l'angle d'inclinaison de l'effort ainsi que de l'épaisseur du gousset. Ils ont alors observé que le principal mode de rupture est la déchirure survenant à la dernière rangée de boulons dans le gousset, à la fin de la plaque de transfert. Hardash et Bjorhovde (1985) ont ensuite proposé, suite à plusieurs résultats expérimentaux, un modèle de déchirure en tension-cisaillement pour évaluer la capacité ultime de plaque de gousset sous un chargement en tension. Le modèle incorpore les contraintes maximales en tension à l'aire nette de la dernière rangée de boulons et une contrainte uniforme effective en cisaillement le long des rangées de boulons. Les travaux de ces chercheurs ont alors permis d'évaluer la résistance des goussets sous des charges de tension.

Sous des charges de compression, le problème d'instabilité du gousset doit également être adressé. À cet effet, Thornton (1984) a proposé une méthode pour évaluer la résistance en compression du gousset. Sa méthode consiste à imaginer que la résistance en compression du gousset provient d'une bande fictive pouvant représenter une colonne équivalente. Selon la méthode, la longueur employée est la longueur maximale entre L_1 , L_2 et L_3 . Les longueurs sont montrées à la Figure 2-7. Le facteur de longueur effective (K) suggéré est de 0,65, représentant une colonne dont les deux extrémités sont fixes. La résistance en compression du gousset est alors obtenue en calculant la résistance en compression de la longueur effective de la colonne imaginaire. Selon cette méthode, la plaque de gousset ne devrait pas flamber si les contraintes admissibles en compression sont supérieures aux contraintes normales agissant sur l'aire effective de Whitmore. Toutes les recherches subséquentes présentées ci-dessous ont démontré que les résistances obtenues selon cette méthode étaient très conservatives.

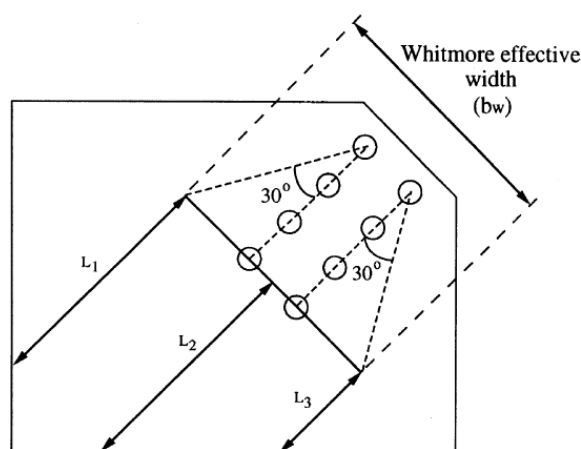


Figure 2-7: Largeur effective de Whitmore et méthode de Thornton (Yam et Cheng 2002)

Hu et Cheng (1987) ont réalisé des études expérimentales et analytiques sur le flambement des goussets chargés en compression de façon monotonique. Leur programme d'essais mettait l'emphasis sur les effets de l'épaisseur de la plaque de gousset, sur la géométrie, sur les conditions aux extrémités, sur l'excentricité et le renforcement des goussets. Les travaux ont alors montré que la charge prédite en employant la largeur effective de Whitmore était plus élevée que la résistance réelle des goussets. Par ailleurs, leurs travaux sur éléments finis ont permis d'observer que la résistance au flambement élastique des goussets était affectée par la rigidité rotationnelle apportée par les éléments supportant le gousset, par la rigidité flexionnelle des plaques de transfert et par la distance entre la fin des plaques de transfert et la limite de la poutre-colonne.

Yam et Chang (2002) ont poursuivi l'étude de Hu et Cheng (1987), en s'attardant au comportement inélastique des goussets. À cet effet, les spécimens d'essais employés pour cette étude étaient plus trapus que ceux employés par Hu et Cheng, lesquels ont alors développé des comportements inélastiques plus importants. En outre, ils ont évalué l'influence sur la résistance des goussets de l'épaisseur et des dimensions, de l'angle de la diagonale, de la retenue hors-plan de la diagonale, des moments fléchissants dans les membrures du cadre et l'excentricité hors-plan de l'effort du contreventement. Yam et Chang ont alors observé que la résistance en compression des goussets augmentait pratiquement linéairement avec l'augmentation de l'épaisseur des plaques de gousset. Selon leurs résultats, ils ont démontré que les résistances en compression étaient surestimées par la méthode de Whitmore tandis que les résistances obtenues par les prédictions de Thornton (1984) étaient conservatives. En outre, la méthode de Thornton ne prend

pas en compte les effets de plaque, notamment de la redistribution de la charge dans la plaque qui se produit lors de la plastification. Les chercheurs ont alors proposé une méthode de Thornton modifiée dans laquelle ils proposent d'employer un angle d'inclinaison de 45° plutôt que de 30°.

Sheng *et al.* (2002) ont également étudié de manière analytique le comportement inélastique des goussets en compression. Les paramètres étudiés sont similaires à ceux étudiés par Yam et Chang (2002), mais ils ont évalué également l'influence du type et de la rigidité des plaques de transfert sur la résistance du gousset. Ils ont alors conclu que le type de plaque de transfert n'affectait pas la résistance en compression pourvu que celles-ci apportent la même rigidité flexionnelle à la plaque de gousset. Pour des plaques de transfert minces, les conditions aux frontières du gousset ressemblaient à un cas où une extrémité est fixe et l'autre est libre. Pour des plaques de transfert plus épaisses, les conditions aux frontières ressemblaient plutôt à une extrémité fixe et l'autre guidée en translation hors-plan. Par ailleurs, il a été démontré que la résistance du gousset est améliorée en augmentant l'épaisseur du gousset. Il est également rapporté que la longueur des plaques de transfert sur la capacité en compression du gousset est significative. En augmentant la longueur de la plaque de transfert de telle sorte qu'elle dépasse suffisamment la ligne de flexion du gousset, la rigidité du gousset est augmentée tout comme la résistance en compression. Le gousset peut également résister à des déformations inélastiques plus importantes.

Il convient, en terminant, de présenter la méthode de dimensionnement des goussets généralement employée par les concepteurs. Dans un premier temps, la longueur de la colonne fictive est calculée par l'équation (2-7).

$$L_m = \frac{(L_1 + L_2 + L_3)}{3} \quad (2-7)$$

La résistance en compression du gousset (C_r) est obtenue de l'équation (2-8). Dans cette équation, b_w est la largeur équivalente du gousset selon la méthode de Whitmore, telle qu'illustrée à la Figure 2-7. De plus, t_g est l'épaisseur du gousset tandis que F_{yg} est la limite élastique du gousset. Le rapport d'élancement (λ) est obtenu de l'équation (2-9), pour lequel la valeur de K peut être pris égal à 0,5, tandis que la longueur de flambement est obtenue de l'équation (2-7). Le rayon de giration du gousset (r) est obtenu de l'équation (2-10).

$$C_r = \frac{\phi(b_w t_g) F_{yg}}{(1 + \lambda^{2n})^{(1/n)}} \quad (2-8)$$

$$\lambda = \frac{KL_m}{r} \sqrt{\frac{F_{yg}}{\pi^2 E}} \quad (2-9)$$

$$r = \frac{t_g}{\sqrt{12}} \quad (2-10)$$

2.3.2 Comportement des assemblages au centre d'un contreventement en X

L'ensemble des travaux présentés précédemment a mis l'emphasis sur le comportement en compression des goussets. Dans ces études, des plaques de transfert étaient dans certains cas employées mais celles-ci étaient suffisamment rigides pour demeurer stable en compression. Par ailleurs, l'influence du flambement de la diagonale n'était pas étudiée, ce qui fait en sorte que les goussets sont généralement soumis à des charges en compression pure. Dans ce contexte, peu de travaux ont été adressés quant au comportement des assemblages situé au centre pour des contreventements en forme de X.

Dans tous les travaux présentés précédemment pour les contreventements en X, les assemblages étaient généralement réalisés en soudant directement les diagonales de contreventement sur les goussets. Dans tous ces travaux, il n'a jamais été rapporté de problème d'instabilité au niveau des assemblages. Récemment, Palmer et *al.* (2012) ont mené un projet de recherche sur les contreventements concentriques en X composés de profilés HSS. Ils désiraient notamment évaluer l'influence de l'assemblage central sur le comportement du contreventement. Deux assemblages ont été étudiés, lesquels sont montrés à la Figure 2-8. L'assemblage de gauche est un assemblage pour lequel deux plaques passent au-dessus de la diagonale continue et dont les plaques sont soudées sur les diagonales discontinues. Il est nommé l'assemblage en sandwich. Le deuxième assemblage est réalisé en passant une plaque de gousset central à travers la diagonale continue. Les diagonales discontinues sont par la suite soudées à cette plaque. Ils ont alors observé que le comportement du contreventement dépendait de l'assemblage central. À cet effet, l'assemblage en sandwich a procuré la continuité de la diagonale et le flambement s'est développé selon la forme d'un S, tel qu'il est anticipé. Le flambement de la diagonale continue pour le contreventement dont l'assemblage est réalisé avec une plaque de gousset central s'est produit uniquement dans une moitié de la diagonale, concentrant ainsi les déformations

inélastiques à un seul endroit. Toutefois, pour l'assemblage en sandwich, les déformations en torsion et les forces imposées aux plaques de gousset d'extrémités ont été élevées, sollicitant davantage les soudures. En outre, pour ce projet, aucune instabilité n'a été observée quant aux assemblages utilisés.

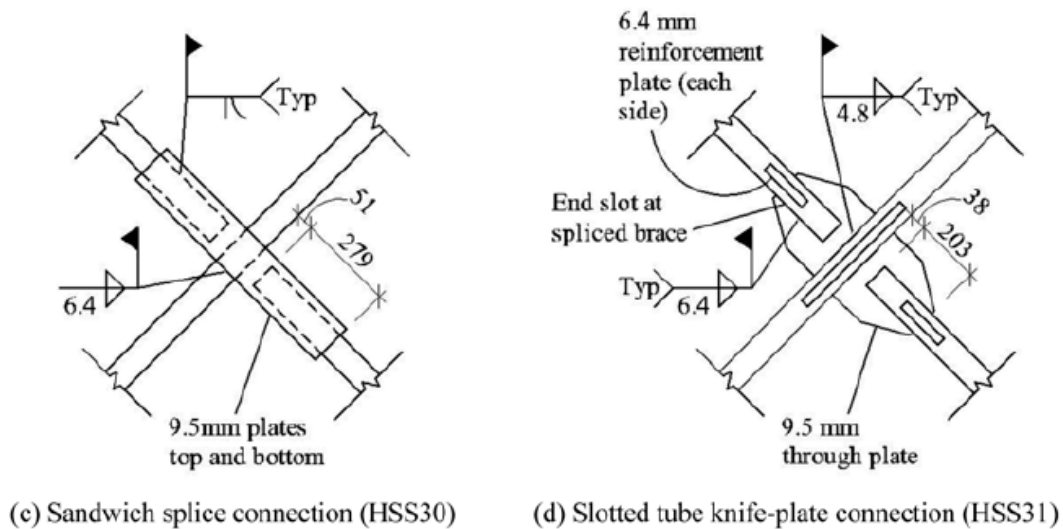


Figure 2-8: Assemblages centraux étudiés par Palmer et *al.* (2012).

Pour des assemblages excentriques en cisaillement simple, le guide Design Guide 24 (AISC 2010) suggère une méthode de calcul pour vérifier la résistance de l'assemblage, telle que présentée à la Figure 2-9. Le modèle consiste à évaluer l'assemblage comme une colonne de longueur L_c et dont une extrémité est fixe et l'autre est libre en translation. Dans ce cas, la valeur de K est égale à 1,2. L'épaisseur de l'assemblage considérée est celle de la plaque la plus mince. La colonne équivalente doit résister à l'effort de compression P_r , ainsi qu'au moment fléchissant M_r . Dans ce cas, M_r correspond à l'effort de compression multiplié par l'excentricité entre le centre des deux plaques.

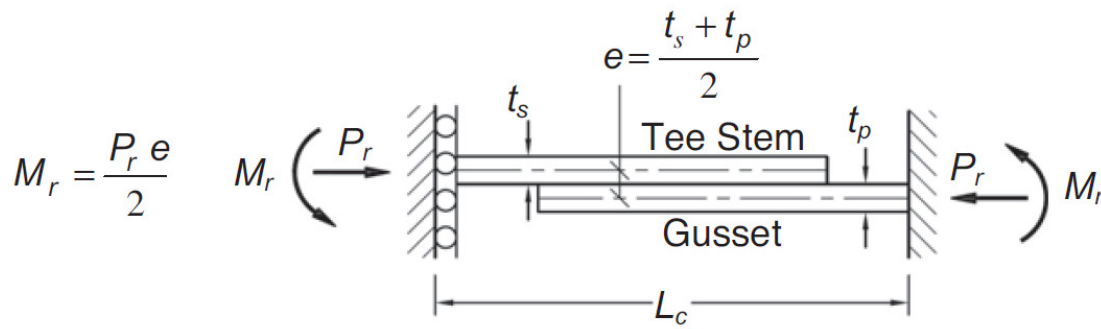


Figure 2-9: Modèle proposé pour le calcul de la résistance de plaque en cisaillement simple (AISC 2010 - Design Guide 24).

Il s'agit par la suite de vérifier les équations d'interaction pour les éléments comprimés et fléchis, lesquelles sont données aux équations (2-11) et (2-12).

$$\frac{P_r}{P_c} + \frac{8}{9} \left(\frac{M_r}{M_c} \right) \leq 1,0 \quad \text{pour } \frac{P_r}{P_c} \geq 0,2 \quad (2-11)$$

$$\frac{P_r}{2P_c} + \left(\frac{M_r}{M_c} \right) \leq 1,0 \quad \text{pour } \frac{P_r}{P_c} < 0,2 \quad (2-12)$$

Dans ces équations, P_c et M_c sont les résistances de la plaque seule en compression et en flexion. Ces équations sont présentées à l'annexe A.1. Il est également recommandé selon le guide de ne pas retourner la soudure autour de la fin de la plaque de transfert qui est insérée dans le tube. Les recommandations de l'AISC impliquent que la longueur de soudure doit être au moins égale à la distance entre les cordons de soudures (la largeur du tube).

Cette méthode permet ainsi d'effectuer une vérification quant aux assemblages en cisaillement simple. Il n'y a toutefois aucune méthode de prescrite pour des assemblages en cisaillement double.

2.3.3 Rotation ductile dans les assemblages

Les assemblages doivent être conçus pour assurer une rotation ductile dans les goussets pour permettre une rotation des diagonales lors du flambement. À partir d'essais cycliques réalisés sur des diagonales composées de cornières dos-à-dos, Astanah-Asl et *al.* (1985) a démontré qu'une réponse adéquate aux extrémités pouvait être obtenue en laissant une distance dans le gousset

égale à $2t_g$, perpendiculairement à l'axe de la diagonale, où t_g est l'épaisseur du gousset. Les essais ont été réalisés pour des distances de t_g , $2t_g$ et $4t_g$. Les résultats ont montré que la distance de $2t_g$ présentait les meilleures performances. Pour une distance plus grande, il a été réalisé que la zone de rotation inélastique se produisait sur une distance de $2t_g$ et que, par conséquent, laisser une plus grande distance n'était pas plus efficace. D'ailleurs, ce détail peut conduire à une instabilité pour lequel il y aurait formation de 2 rotules dans le gousset. Ce comportement mènerait à une mauvaise dissipation d'énergie.

Plus récemment, il a été montré qu'une distance en arc pouvait être utilisée et permettrait d'atteindre des performances supérieures (Lehman et al. 2008). Cette approche consiste à laisser une distance elliptique de $8t_g$ pour permettre la rotation ductile. Selon les chercheurs, les performances de cette méthode seraient améliorées et permettraient également de réduire les dimensions des goussets.

CHAPITRE 3 DESCRIPTION DE L'ÉTUDE EXPÉRIMENTALE

Ce chapitre présente la méthodologie employée pour la réalisation du projet. Le chapitre traite du programme expérimental, du montage expérimental, de la conception et de la fabrication des spécimens, de l'installation des contreventements et, finalement, des propriétés mesurées des matériaux.

3.1 Programme expérimental

Cette section présente une description des spécimens du programme expérimental. On y traite des objectifs de recherche, des hypothèses et des limitations, des efforts de dimensionnement et on décrit les assemblages centraux et les assemblages d'extrémités.

3.1.1 Objectifs de recherche

Le projet porte sur l'influence de diverses configurations d'assemblages boulonnés sur la stabilité des diagonales de contreventement en X en acier. Afin de choisir des configurations d'assemblages représentatives de celles utilisées dans l'industrie, des rencontres ont eu lieu avec des ingénieurs impliqués dans ce type de conception. Selon leurs recommandations, les objectifs de recherche ont permis d'évaluer l'influence :

- du type de transfert de l'effort (en cisaillement simple et en cisaillement double);
- des propriétés géométriques des assemblages (e.g., épaisseur des plaques);
- du type de conception des assemblages (Type MD et Type CC);
- du type de profilé (HSS et 2L); et
- du flambement de la diagonale continue avant celui de la diagonale discontinue.

Pour certains essais, des objectifs spécifiques ont également été fixés pour évaluer l'influence :

- du mode de rupture par ovalisation des trous;
- de l'ajout d'un raidisseur pour un assemblage en cisaillement simple;
- d'un assemblage composé par des cornières soudées aux parois des diagonales HSS;
- d'un assemblage composé de deux parties de HSS soudées aux parois des diagonales HSS; et

- de l'espace laissé pour la formation d'une rotule plastique.

Finalement, lors de la réalisation des essais au laboratoire, des modifications ont été apportées à la conception originale des spécimens. Ces modifications ont alors permis d'évaluer l'influence :

- de l'ajout de cales et du type de soudure de celles-ci pour les assemblages en cisaillement double;
- de la présence de fusibles dans les diagonales; et
- du niveau de serrage des boulons.

3.1.2 Hypothèses et limitations

Pour les essais, on a utilisé un cadre en acier formé de deux poteaux espacés de 7,5 m et de deux poutres horizontales placées entre les poteaux, respectivement en bas et en haut du cadre (Figure 3-1). Les deux poutres représentent des poutres de plancher à deux étages adjacents d'un bâtiment multi-étagé. Les spécimens de contreventement étaient placés dans le cadre. Durant l'essai, on imposait au cadre un déplacement inter-étage cyclique au moyen de deux vérins hydrauliques horizontaux prenant appui le long de la poutre supérieure. Chaque vérin avait une capacité en force de 1000 kN.

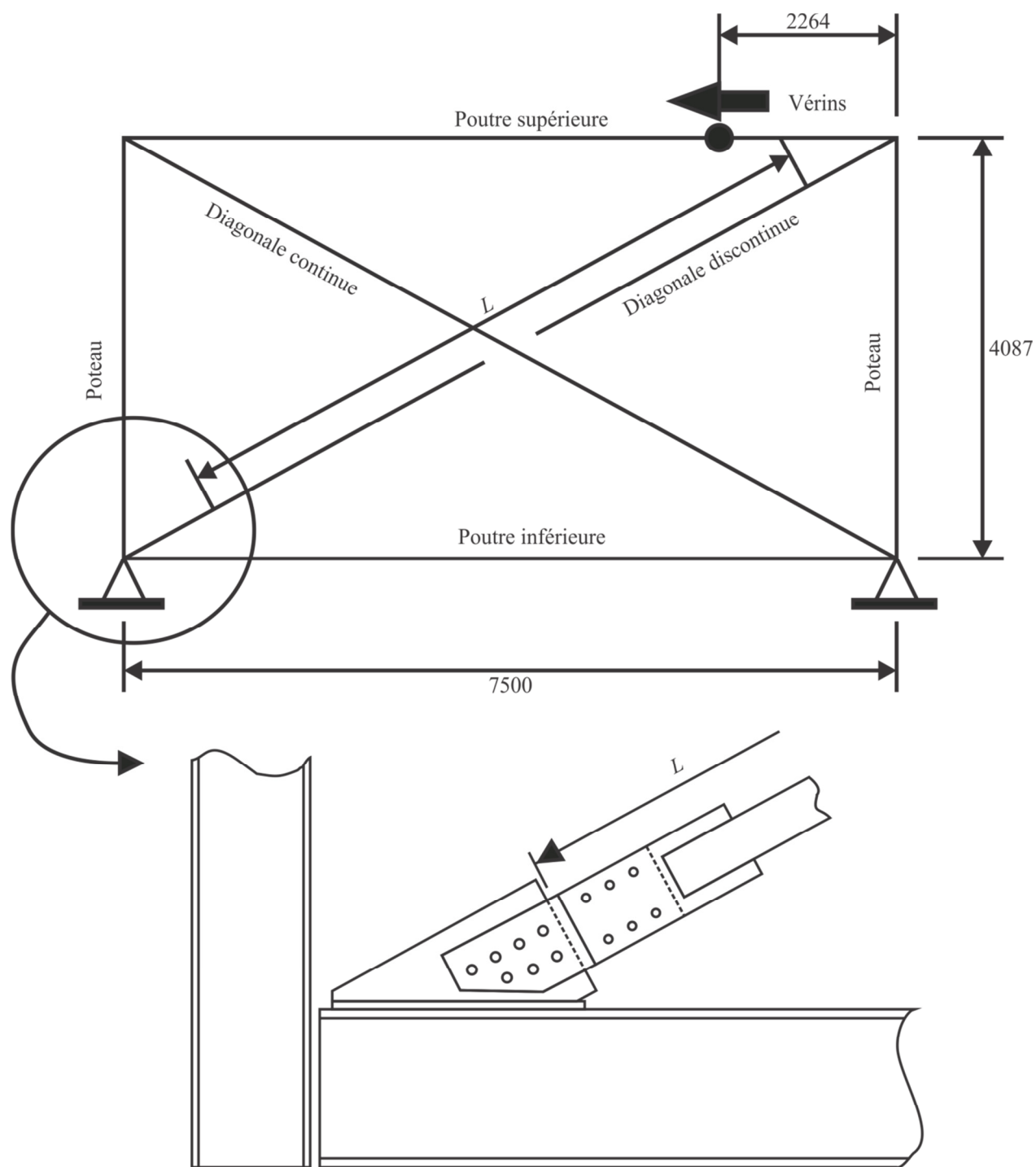


Figure 3-1: Vue simplifiée du cadre d'essai (voir Figure 3-11 pour détails).

Le choix des profilés pour les diagonales de contreventements a été réalisé en fonction des objectifs de recherche mais également en fonction des limitations du cadre d'essais. En particulier, le choix des sections des diagonales de contreventement a été contrôlé principalement par la capacité maximale des vérins (2000 kN). Il était nécessaire de s'assurer que la capacité

attendue des diagonales de contreventements soit inférieure à cette limite. Des études non-linéaires ont alors été réalisées par M. Ali Davaran pour statuer sur un choix de diagonales pouvant respecter ce critère. Malgré ces études, pour certains essais, la capacité maximale des vérins a été atteinte. Le choix des diagonales de contreventements était également limité par les dimensions du cadre et par le déplacement maximal admissible du cadre.

La conception des contreventements a été réalisée pour deux types de contreventement: modérément ductiles (type MD) et de construction conventionnelle (type CC). Pour tous les contreventements, les diagonales ont été dimensionnées pour travailler en tension-compression. De plus, une diagonale est toujours continue tandis que l'autre est discontinuée à l'intersection du X. Pour la conception des spécimens, on a supposé que la diagonale comprimée bénéficie d'un support de la diagonale tendue. Dans ce cas, la longueur effective (KL) est égale à $0,5L$, où L représente la longueur de flambement des diagonales. La longueur de flambement a été posée égale à la longueur nette de la diagonale se situant entre les rotules plastiques qui se formeront éventuellement lors du flambement des diagonales dans les plaques de goussets d'extrémités (Figure 3-1). Au moment de la conception, la valeur exacte de cette longueur n'était pas connue puisqu'elle dépend de la dimension des composantes des assemblages. Sur une base préliminaire, la longueur de flambement a alors été estimée égale à $0,78 L_{c-c}$ pour tous les spécimens, où L_{c-c} est la longueur centre-à-centre entre les poutres et les colonnes du cadre qui est égale à 8541 mm. La longueur de flambement de conception (L) est donc de 6662 mm. Au chapitre 4, la longueur exacte pour chacun des spécimens sera utilisée pour déterminer leur résistance réelle.

La dernière hypothèse de conception est que les contreventements seront utilisés pour des bâtiments d'importance normale de 2 à 4 étages localisés à Montréal (Québec) et à Victoria (Colombie-Britannique). Pour les systèmes ductiles, les relaxations des exigences de dimensionnement pour les zones de faible sismicité ne s'appliquent donc pas.

3.1.3 Efforts de dimensionnement des assemblages

Les charges de conception des assemblages dépendent du niveau de ductilité offert par les contreventements. Pour les contreventements de type MD, les assemblages sont conçus par un calcul par capacité. L'effort de conception des assemblages en tension (T_{fc}) correspond à la résistance attendue en tension de la diagonale (T_u) et l'effort de conception des assemblages en compression (C_{fc}) correspond à la résistance attendue en compression de la diagonale (C_u). Les

efforts de conception des assemblages de type MD sont résumés aux équations (3-1) et (3-2), tandis que les efforts attendus sont présentés aux équations (2-3) et (2-4).

$$T_{fc} = T_u \quad (3-1)$$

$$C_{fc} = C_u \quad (3-2)$$

Pour les contreventements de construction conventionnelle, les assemblages sont dimensionnés pour les efforts obtenus de l'analyse élastique lorsque le mode de rupture de l'assemblage est ductile. Si le mode de rupture de l'assemblage est non-ductile, l'assemblage doit reprendre les efforts de l'analyse multipliés par R_d , où R_d est égal à 1,5. Étant donné que les diagonales des contreventements travaillent en tension-compression, on a supposé que l'effort de l'analyse élastique correspondait exactement à la résistance pondérée en compression de la diagonale (C_r), comme si les diagonales des spécimens offraient tout juste la résistance pondérée requise dans la structure où elles seraient utilisées. De cette façon, pour chaque spécimen, l'effort de conception des assemblages peut être basé sur la résistance pondérée des diagonales. Dépendamment des spécimens, les assemblages ont donc été dimensionnés soit pour un effort égal à C_r (rupture ductile) ou $1,5C_r$ (rupture non-ductile), tel que présenté aux équations (3-3) et (3-4). Une conception pour un effort égal à C_r est désignée de type CCM et une conception pour un effort égal à $1,5C_r$ est nommée type CCS. D'autre part, selon la norme CSA S16, on note qu'il n'est pas nécessaire de dimensionner les assemblages non ductiles pour un effort de compression supérieur à C_u et un effort de traction supérieur à T_u .

$$T_{fc} = C_{fc} = C_r \quad \text{Type CCM} \quad (3-3)$$

$$T_{fc} = C_{fc} = 1,5 \cdot C_r \quad \text{Type CCS} \quad (3-4)$$

3.1.4 Description des caractéristiques des spécimens étudiés

Cette section présente les caractéristiques des spécimens étudiés, incluant les caractéristiques générales des assemblages, les caractéristiques des assemblages pour les contreventements HSS, les caractéristiques des assemblages pour les contreventements composés de cornières dos-à-dos et, finalement, les caractéristiques particulières des assemblages d'extrémité.

3.1.4.1 Caractéristiques générales des assemblages

Quinze contreventements ont été conçus avec des diagonales composés de profilés HSS (spécimens nos. 1 à 15) et trois spécimens ont été conçus avec des diagonales composés de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16 à 18).

Le Tableau 3-1 présente les caractéristiques s'appliquant à l'ensemble des spécimens étudiés. À cet effet, on retrouve la section des diagonales de contreventement utilisée, le type de conception, le nombre de plans de cisaillement (m), la charge de conception en tension de l'assemblage (T_{fc}), la charge de conception en compression (C_{fc}) l'épaisseur de la plaque de gousset (t_g), l'épaisseur de la plaque de transfert (t_s), la largeur de la plaque de gousset (b_g), la largeur de la plaque de transfert (b_s) et la longueur de l'assemblage (L_c). À cet effet, il est défini que la longueur de l'assemblage correspond à la somme de L_s , e_{rp} et e_i (les définitions de ces paramètres sont présentées au Tableau 3-3). Ces paramètres sont décrits au Tableau 3-3 et illustré sur les Figures 3-2 à 3-6. La longueur L_c ne s'applique pas pour les contreventements composés de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16, 17 et 18) et pour l'assemblage central du spécimen no. 15. Pour les contreventements faits de HSS, les diagonales sont des profilés HSS127x127x8.0, à l'exception des spécimens nos. 12, 13 et 14 qui sont réalisés avec des sections HSS102x102x6.4. Six profilés sont de type MD (spécimens nos. 1, 2, 3, 4, 12 et 15), cinq sont de type CCS (spécimens nos. 5, 6, 7, 8, 9) et quatre sont de type CCM (spécimens nos. 10, 11, 13 et 14). Les assemblages des spécimens nos. 7, 8, 9 et 14 sont en cisaillement simple ($m = 1$ dans le tableau) tandis que tous les autres spécimens sont en cisaillement double. Le spécimen no. 11 est conçu pour avoir une rupture par ovalisation des trous de boulons. Pour les contreventements composés de cornières dos-à-dos, le spécimen no. 16 est de type CCM, le spécimen no. 17 est de type CCS et le spécimen no. 18 est de type MD. Les trois spécimens sont tous en cisaillement double. À noter que pour le spécimen no. 17, la résistance C_u a limité l'effort de dimensionnement de l'assemblage en compression.

Pour le spécimen no. 4, l'assemblage est réalisé par des cornières soudées aux parois du tube. Il n'y a donc aucune plaque de transfert. Les caractéristiques des cornières effectuant le transfert sont détaillées à la section 3.1.4.2.2. À moins d'avis contraire, les propriétés de ces assemblages s'appliquent également au niveau des assemblages d'extrémités. Pour le spécimen no. 15, les propriétés présentées correspondent uniquement aux caractéristiques des assemblages

d'extrémité. Finalement, les assemblages employés pour les diagonales composées de cornières dos-à-dos n'ont aucune plaque de transfert puisque les diagonales sont boulonnées directement aux plaques de gousset.

Tableau 3-1: Caractéristiques générales des assemblages.

No.	Section	Type	m	T_{fc} (kN)	C_{fc} (kN)	t_g (mm)	t_s (mm)	b_g (mm)	b_s (mm)	L_c (mm)
1	HSS127x127x8.0	MD	2	1564	1061	19,05	9,525	304,8	304,8	388
2	HSS127x127x8.0	MD	2	1564	1061	19,05	9,525	304,8	304,8	429
3	HSS127x127x8.0	MD	2	1564	1061	25,4	12,7	240	240	400
4	HSS127x127x8.0	MD	2	1564	1061	19,05	---	304,8	---	389
5	HSS127x127x8.0	CCS	2	1029	1029	15,875	7,9375	260	260	307
6	HSS127x127x8.0	CCS	2	1029	1029	19,05	9,525	220	220	307
7	HSS127x127x8.0	CCS	1	1029	1029	15,875	15,875	280	280	389
8	HSS127x127x8.0	CCS	1	1029	1029	25,4	25,4	203,2	203,2	406
9	HSS127x127x8.0	CCS	1	1029	1029	15,875	15,875	280	280	389
10	HSS127x127x8.0	CCM	2	686	686	15,875	7,9375	180	180	232
11	HSS127x127x8.0	CCM	2	686	686	9,525	7,9375	320	240	240
12	HSS102x102x6.4	MD	2	998	516	15,875	7,9375	240	240	307
13	HSS102x102x6.4	CCM	2	348	348	15,875	7,9375	152,4	152,4	203
14	HSS102x102x6.4	CCM	1	348	348	15,875	15,875	152,4	152,4	231
15*	HSS127x127x8.0	MD	2	1564	1061	19,05	9,525	304,8	304,8	390
16	2L127x76x9.5	CCM	2	345	345	7,9375	---	304,8	---	---
17	2L127x76x9.5	CCS	2	530	465	9,525	---	254	---	---
18	2L127x76x9.5	MD	2	1421	509	15,875	---	304,8	---	---

*Il s'agit des caractéristiques des assemblages aux extrémités uniquement.

Pour plusieurs assemblages, il a été nécessaire de renforcer la diagonale par l'ajout de plaques de renfort. Le Tableau 3-2 présente les caractéristiques de ces plaques de renfort dont la largeur de la plaque de renfort (b_{cp}), son épaisseur (t_{cp}), la longueur de transfert (L_{cp}), la longueur totale de la plaque de renfort ($L_{cp\ total}$) et la dimension du cordon de soudure (D_{wcp}).

Tableau 3-2: Caractéristiques des plaques de renforts.

No.	b_{cp} (mm)	t_{cp} (mm)	L_{cp} (mm)	$L_{cp\ total}$ (mm)	D_{wcp} (mm)
1	70	7,9375	127	254	6
2	70	7,9375	127	254	6
3	80	9,5250	127	254	6
5	60	7,9375	250	500	6
6	60	7,9375	250	500	6
7	60	7,9375	250	500	6
8	60	7,9375	250	500	6
9	60	7,9375	250	500	6
12	50	7,9375	100	200	6
15	70	7,9375	127	254	6
18	50,8	7,9375	232	254	6

3.1.4.2 Caractéristiques des spécimens composés de HSS

Cette section traite des caractéristiques des spécimens composés de HSS, soit les spécimens nos. 1 à 15. On y aborde d'abord les caractéristiques globales s'appliquant à l'ensemble des assemblages utilisés pour des diagonales HSS. Par la suite, les caractéristiques spécifiques des assemblages nos. 4, 9 et 15 sont traitées.

3.1.4.2.1 Caractéristiques générales des assemblages pour des diagonales HSS

Les caractéristiques générales des assemblages pour des diagonales HSS sont présentées au Tableau 3-3. Les paramètres sont illustrés à la Figure 3-2 pour les spécimens nos. 1, 2, 3, 5, 6, 7, 8, 10, 11, 12, 13, 14, à la Figure 3-3 pour le spécimen no. 4 et à la Figure 3-4 pour le spécimen no. 9. Les caractéristiques présentées dans le Tableau 3-3 pour le spécimen no. 15 sont valides uniquement pour les assemblages d'extrémités. Les propriétés présentées dans le Tableau 3-3 sont l'espacement longitudinal des boulons ou des trous sur une file (p), l'écartement transversal entre les files (g), la pince longitudinale (e), la pince transversale (e_t), l'espacement laissé pour la formation de la rotule plastique (e_{rp}), l'espacement laissé entre la fin de la plaque de gousset et le profilé HSS pour l'installation (e_i), la grosseur du cordon de soudure (D_w), la longueur du cordon de soudure (L_w), la longueur de contact entre la ou les plaques de transfert et la plaque de gousset (L_s), le diamètre du boulon (d_b), le nombre de boulons (n_b) et si les filets sont inclus ou non dans

le plan de cisaillement. Les boulons sont disposés sur 2 files pour tous les assemblages. Par conséquent, seul le nombre de rangées varie d'un assemblage à l'autre.

Tableau 3-3: Caractéristiques spécifiques des assemblages pour les diagonales HSS.

No.	p (mm)	g (mm)	e (mm)	e_t (mm)	e_{rp} (mm)	e_i (mm)	D_w (mm)	L_w (mm)	L_s (mm)	d_b (mm)	n_b	Filets inclus
1	75	172	50	66,4	38,5	25	10	300	325	22,225	8	oui
2	75	172	50	66,4	78,5	25	10	300	325	22,225	8	oui
3	75	144	50	48	50	25	10	300	325	22,225	8	oui
4	75	209	50	47,9	38,5	25	10	375	325	22,225	8	oui
5	75	156	50	52	32	25	8	250	250	22,225	6	oui
6	75	130	50	45	32	25	8	250	250	22,225	6	oui
7	95	168	71	56	32	25	8	250	332	31,75	6	oui
8	95	120	71	41,6	49	25	8	250	332	31,75	6	oui
9	95	168	71	56	32	25	8	250	332	31,75	6	oui
10	75	108	50	36	32	25	6	200	175	22,225	4	oui
11	75	159	50	40,5	40	25	6	200	175	19,05	4	non
12	75	138	50	51	32	25	8	250	250	22,225	6	oui
13	75	78	36	37,2	31,2	25	6	160	147	15,875	4	oui
14	75	80	50	36,2	31,2	25	6	125	175	22,225	4	oui
15*	93	209	80	66,4	13	N/A	10	310	325	25,4	8	oui

*Il s'agit des caractéristiques des assemblages aux extrémités uniquement.

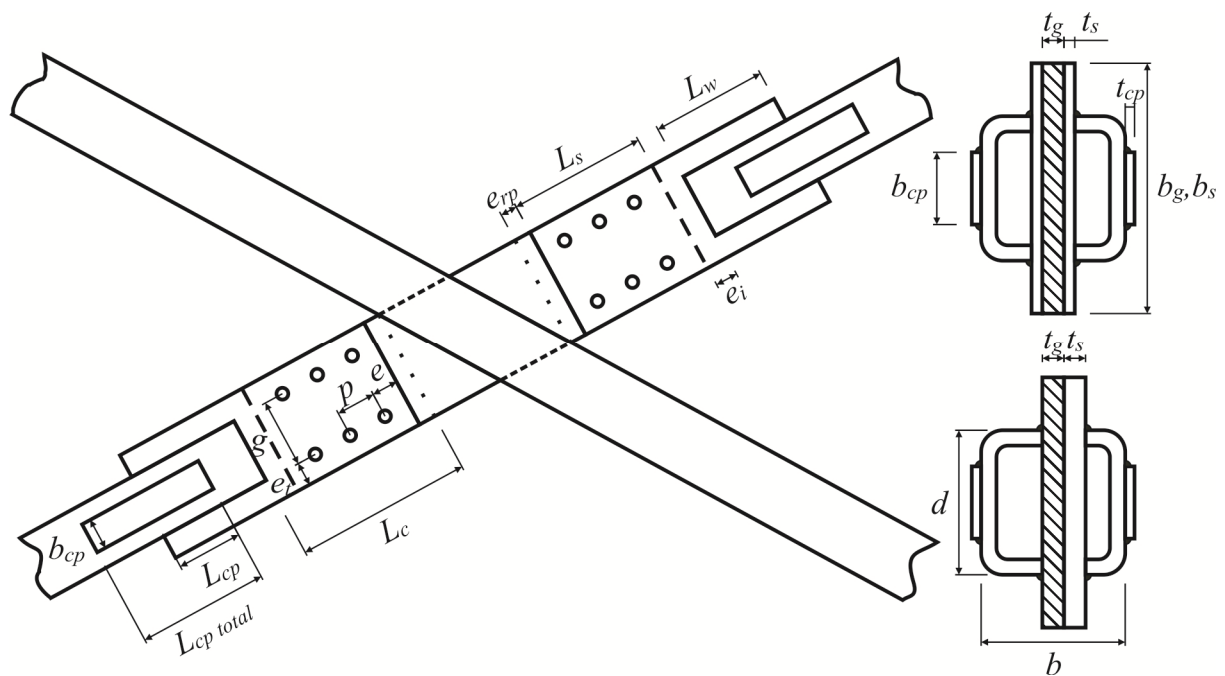


Figure 3-2: Assemblage type pour les spécimens composés de diagonales HSS (spécimens nos. 1, 2, 3, 5, 6, 7, 8, 10, 11, 12, 13, 14).

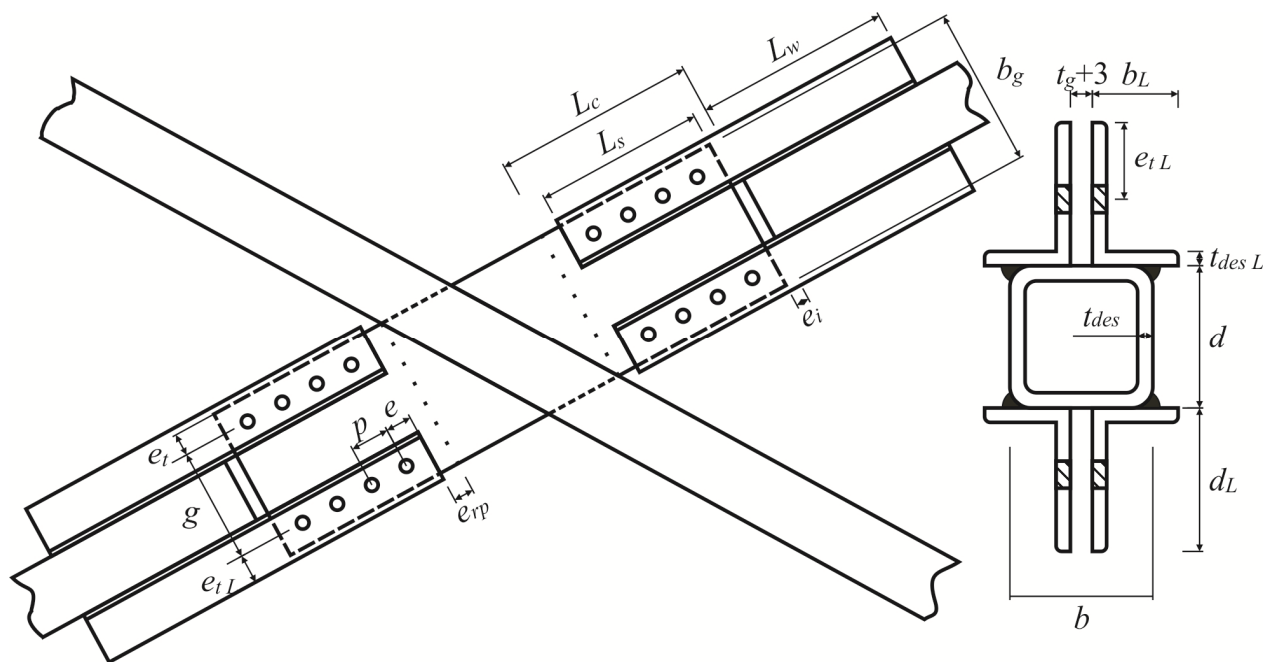


Figure 3-3: Assemblage composé de cornières soudées aux parois du HSS (spécimen no. 4).

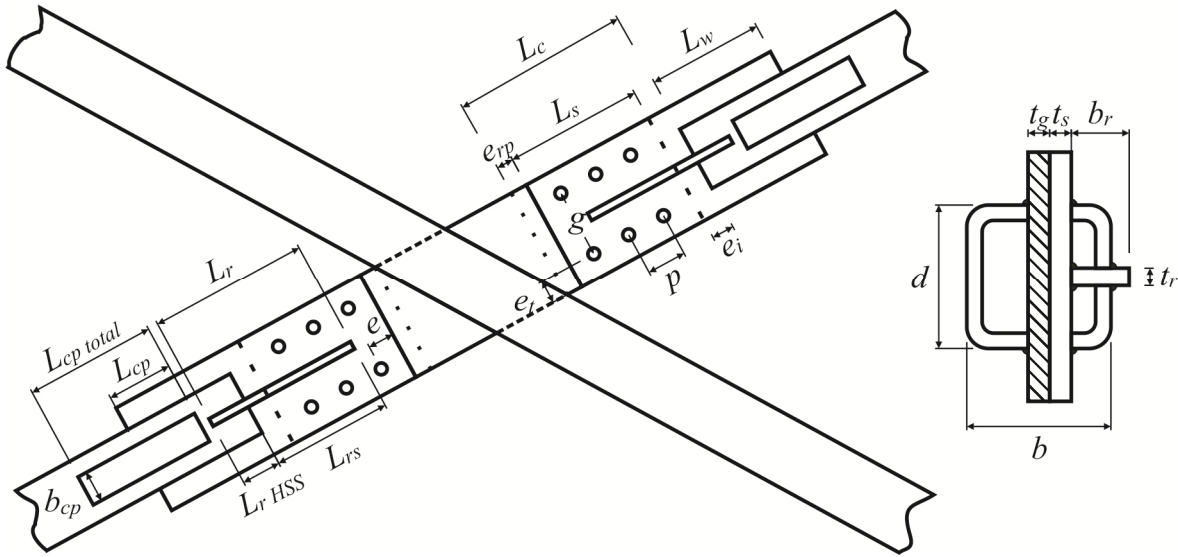


Figure 3-4: Assemblage en cisaillement simple avec l'ajout d'un raidisseur (spécimen no. 9).

3.1.4.2.2 Caractéristiques particulières du spécimen no. 4

Pour le spécimen no. 4, deux paires de cornières dos-à-dos 2L102x76x12.7 (ailes longues dos-à-dos) ont été utilisés pour réaliser l'assemblage, tel que montré à la Figure 3-3. De façon pratique, les cornières sont choisies de sorte que les ailes puissent être soudées sur la paroi du tube. Il a toutefois été impossible de trouver une cornière qui puisse être soudée directement sur le profilé. Dans ce cas, l'aile a dépassé du tube et une soudure en V à bord tombé a été réalisée dans l'arrondi du HSS. Le Tableau 3-4 présente les caractéristiques spécifiques des cornières choisies pour l'assemblage du spécimen no. 4. Le tableau présente la section choisie, l'aire de la section (A_L), la profondeur de la section (d_L), la largeur de la section (b_L), l'épaisseur de conception de la cornière (t_{des}) et la pince transversale dans la cornière (e_{tL}).

Tableau 3-4: Caractéristiques spécifiques des cornières de l'assemblage du spécimen no. 4.

No.	Section	A_L (mm ²)	d_L (mm)	b_L (mm)	t_{desL} (mm)	e_{tL} (mm)
4	2L102x76x12.7	4200	102	76,2	12,7	56

3.1.4.2.3 Caractéristiques particulières du spécimen no. 9

Le spécimen no. 9 est un assemblage en cisaillement simple identique au spécimen no. 7 à l'exception qu'un raidisseur a été ajouté. Le raidisseur est soudé à la plaque de transfert et il passe au travers d'une paroi extérieure du profilé HSS auquel il est aussi soudé. Les caractéristiques du raidisseur sont présentées au Tableau 3-5 et les paramètres sont représentés à la Figure 3-4. Le tableau donne la largeur du raidisseur (b_r), l'épaisseur du raidisseur (t_r), la longueur totale du raidisseur (L_r), la longueur du raidisseur en contact avec le HSS ($L_{r\ HSS}$), la longueur du raidisseur en contact avec la plaque de transfert (L_{rs}) et, finalement, la grosseur du cordon de soudure du raidisseur (D_{wr}).

Tableau 3-5: Caractéristiques spécifiques du raidisseur de l'assemblage du spécimen no. 9.

No.	b_r (mm)	t_r (mm)	L_r (mm)	$L_{r\ HSS}$ (mm)	L_{rs} (mm)	D_{wr} (mm)
9	51	15,875	300	75	225	6

3.1.4.2.4 Caractéristiques particulières du spécimen no. 15

L'assemblage central du spécimen no. 15 a été réalisé en découpant un HSS et en soudant les parties découpées sur la diagonale. Le transfert de l'effort a été réalisé en boulonnant les parties de HSS à deux plaques de transfert soudées sur les parois de la diagonale continue. Il n'y a donc aucune plaque de gousset insérée dans la diagonale continue. La Figure 3-5 illustre cet assemblage. Le Tableau 3-6 présente les caractéristiques de l'assemblage central du spécimen no. 15. Dans ce tableau, on retrouve les paramètres présentés précédemment en plus de la largeur du HSS coupé ($b_{s\ HSS}$), de la pince longitudinale dans le HSS coupé (e_{HSS}), de la pince longitudinale entre le boulon et la plaque de transfert (e_s), de la pince transversale dans le HSS coupé ($e_{t\ HSS}$) et de la pince transversale entre le boulon et la plaque de transfert (e_{ts}).

Tableau 3-6: Caractéristiques spécifiques de l'assemblage central du spécimen no. 15.

No.	m	p (mm)	g (mm)	$b_{s\ HSS}$ (mm)	e_{HSS} (mm)	e_s (mm)	$e_{t\ HSS}$ (mm)	e_{ts} (mm)	e_{rp} (mm)	L_s, L_w (mm)	d_b (mm)	n_b	Filets inclus
15	1	100	209	76	80	80	35	45	17	240	25,4	4	non

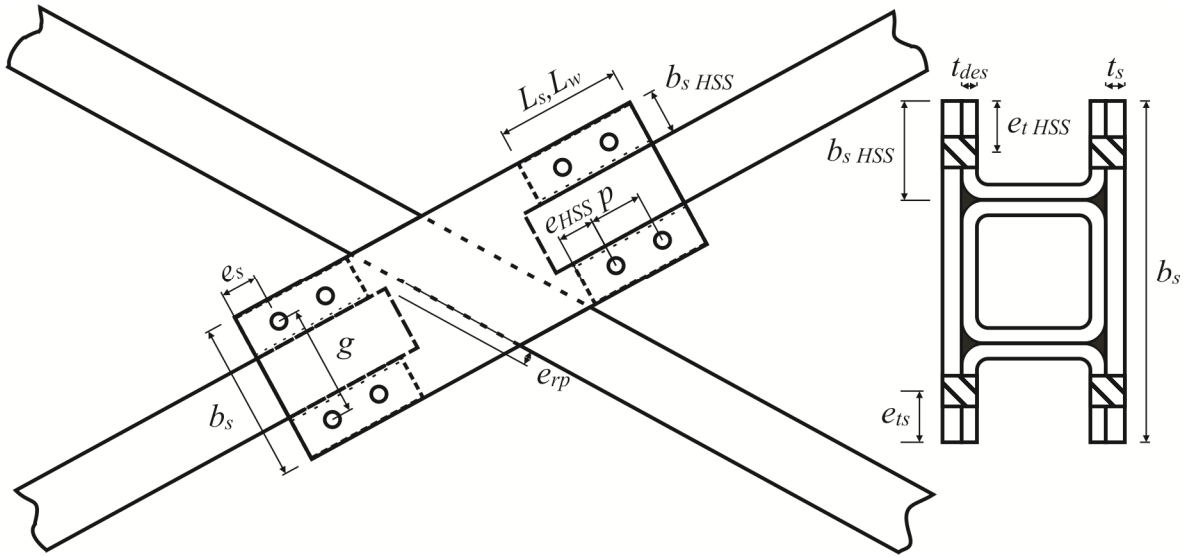


Figure 3-5: Assemblage composé de deux HSS coupés et soudés sur les diagonales discontinues (spécimen no. 15).

3.1.4.3 Caractéristiques des spécimens composés de cornières dos-à-dos

Trois spécimens ont été conçus avec des diagonales composées de cornières dos-à-dos. Le Tableau 3-7 présente les caractéristiques des assemblages pour les cornières dos-à-dos tandis que la Figure 3-6 illustre ces assemblages. Le tableau présente l'espacement entre les boulons (s), l'espacement transversal entre les boulons (g), la pince longitudinale entre le boulon et la cornière (e_{2L}), la pince longitudinale entre le boulon et la plaque de gousset ($e_{gousset}$), la pince transversale entre le boulon et l'aile courte de la cornière (e_t). Les autres paramètres ont été définis précédemment. Les boulons sont également disposés en quinconce sur 2 files et seul le nombre de rangées varie d'un assemblage à l'autre. Pour le spécimen no. 18, des plaques de renfort ont été ajoutées. Les caractéristiques de ces plaques sont présentées au Tableau 3-2.

Tableau 3-7: Caractéristiques spécifiques des assemblages pour les profilés de cornières dos-à-dos.

No.	s (mm)	g (mm)	e_{2L} (mm)	$e_{gousset}$ (mm)	e_t (mm)	e_{rp} (mm)	L_s (mm)	d_b (mm)	n_b	Filets inclus
16	64	45	45	52	43	25	353	15,875	5	non
17	64	45	45	52	43	25	353	19,05	5	oui
18	64	45	45	52	43	31	482	22,225	7	oui

dans ces plaques qu'une rotation ductile est attendue, et non dans les goussets d'extrémité. Par ailleurs, des plaques de serrage ont été ajoutées pour confiner la plaque de gousset. Ces plaques sont ajoutées pour augmenter la rigidité flexionnelle de la plaque de gousset et pour qu'elle représente plus fidèlement un gousset réel.

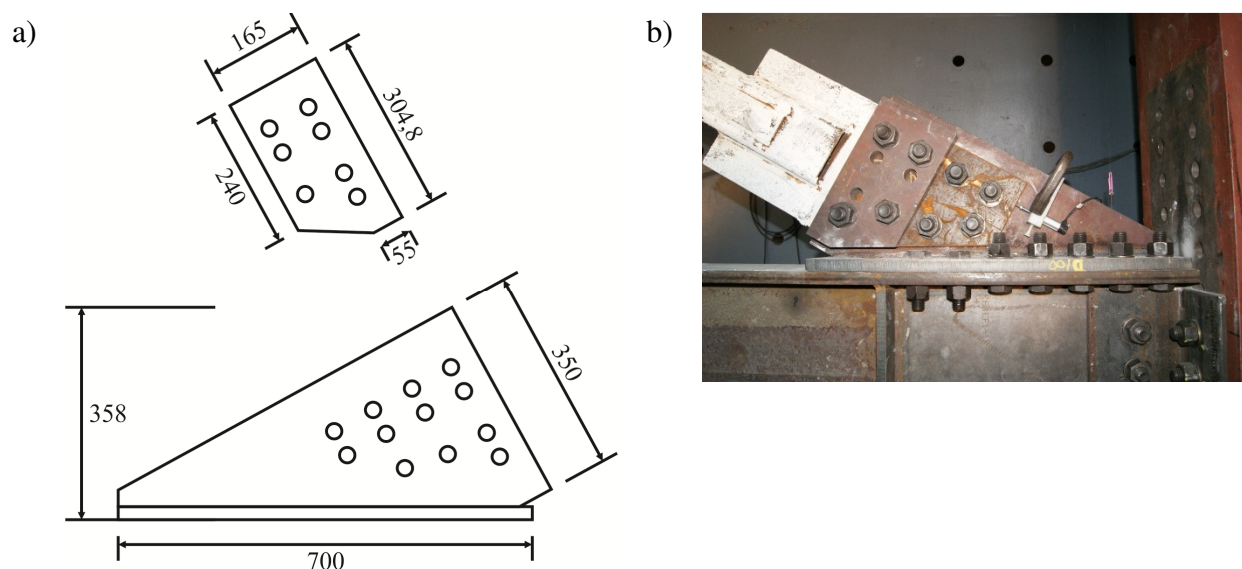


Figure 3-7: Goussets d'extrémités.

Quatre types d'assemblages d'extrémité ont été utilisés. Les deux premiers types d'assemblage sont employés pour les contreventements composés de diagonales HSS (Figure 3-8). Le troisième type est employé pour le spécimen no. 4 (Figure 3-9) alors que le quatrième type est utilisé pour des contreventements avec des diagonales composées de cornières dos-à-dos (Figure 3-10). Le premier type est utilisé pour les assemblages en cisaillement simple. Dans ce cas, la plaque de transfert est directement boulonnée au gousset d'extrémité et la rotule plastique est supposée se former dans la plaque de transfert. Il n'y donc aucune plaque de gousset d'extrémité. Ce type s'applique aux spécimens nos. 7, 8, 9 et 14. Pour le spécimen no. 9, contrairement à l'assemblage au centre du X, il n'y a aucun raidisseur aux assemblages d'extrémité. Le deuxième type d'assemblage d'extrémité est employé pour les assemblages en cisaillement double. Pour ces spécimens, les deux plaques de transfert sont boulonnées à une plaque de gousset d'extrémité. Cette plaque de gousset d'extrémité est ensuite boulonnée au gousset d'extrémité. Il est alors attendu que la rotule plastique se développe dans la plaque de gousset d'extrémité. Ce détail d'assemblage s'applique pour les spécimens nos. 1, 2, 3, 5, 6, 10, 11, 12, 13 et 15. Dans le cas du spécimen no. 15, les caractéristiques de l'assemblage d'extrémité sont présentées au Tableau 3-3.

Le troisième type d'assemblage d'extrémité est employé uniquement pour le spécimen no. 4. Dans ce cas, l'assemblage d'extrémité est réalisé par le boulonnage des cornières à une plaque de gousset d'extrémité. La plaque de gousset est ensuite boulonnée au gousset d'extrémité. Finalement, le quatrième type d'assemblage d'extrémité est utilisé pour les diagonales composées de cornières dos-à-dos. À cet effet, une plaque de gousset d'extrémité est insérée entre les deux cornières et cette plaque est boulonnée au gousset d'extrémité. Les caractéristiques de ces assemblages sont présentées aux Tableaux 3-1 à 3-7 présentés précédemment. Les quelques variations dans les assemblages sont présentées au Tableau 3-9. Dans ce tableau, on retrouve notamment la pince longitudinale entre le boulon et la plaque de gousset d'extrémité pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos (e_{ext}).

Il faut également noter que les goussets d'extrémités sont situés au centre de la largeur des poutres. Par conséquent, les spécimens de contreventement sont légèrement excentriques par rapport à l'axe du cadre d'essais. Les goussets d'extrémité ont quant à eux été dimensionnés de sorte qu'ils ne subissent aucun dommage durant les essais. Les plaques de gousset visent donc à recréer les goussets réels, dans lesquels les rotules plastiques sont supposées se former.

Tableau 3-9: Caractéristiques spécifiques des assemblages d'extrémités.

No.	e_{rp} (mm)	e_{ext} (mm)
1	40	---
2	40	---
4	40	---
16	19,1	60
17	19,1	60
18	31,8	47

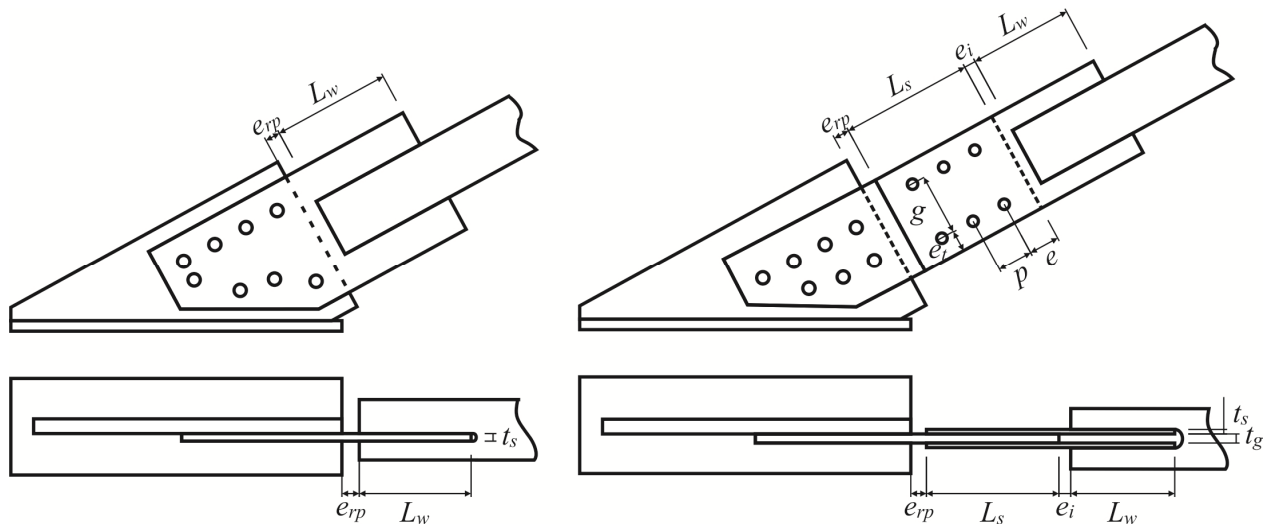


Figure 3-8: Gauche: Assemblages d'extrémités en cisaillement simple pour des diagonales HSS (spécimens nos. 7, 8, 9 et 14); Droite: assemblages d'extrémité en cisaillement double (spécimens nos. 1, 2, 3, 5, 6, 10, 11, 12, 13 et 15).

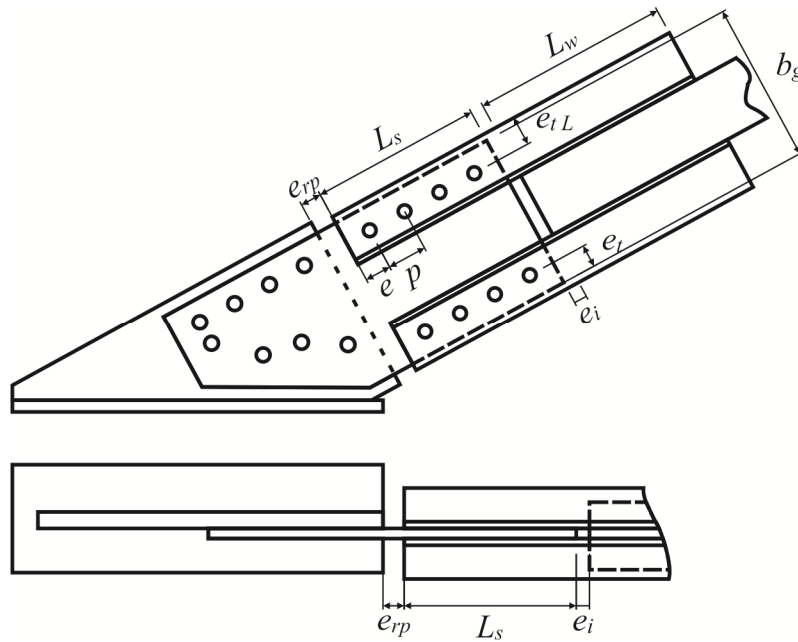


Figure 3-9: Assemblage d'extrémité pour le spécimen no. 4.

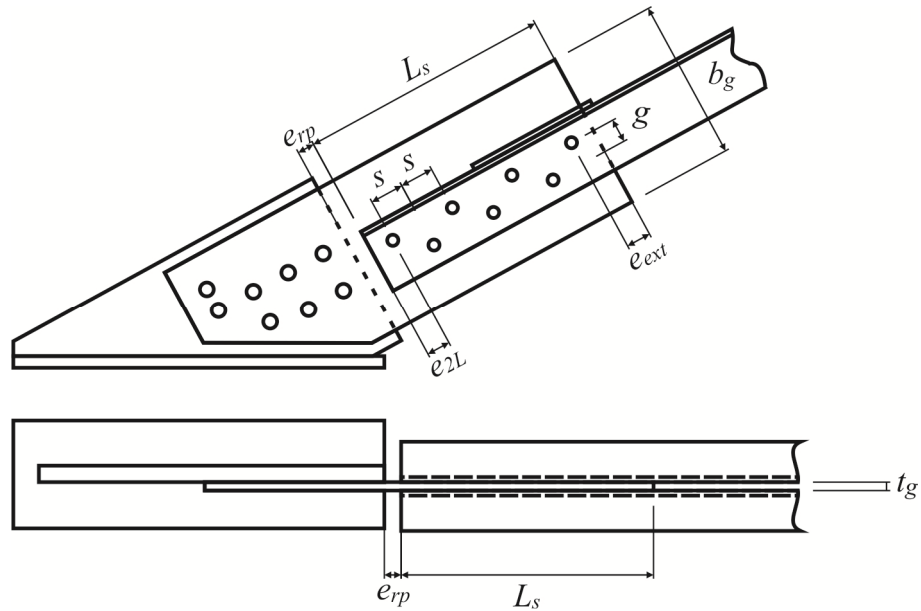


Figure 3-10: Assemblage d'extrémité pour une diagonale composée de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16, 17 et 18).

3.2 Montage expérimental

La section suivante présente le montage expérimental. On présente d'abord le cadre d'essais, le système de chargement, le système d'acquisition, les protocoles de chargement, les instruments utilisés et finalement la convention de signe employée pour l'ensemble du projet. La Figure 3-11 montre le montage expérimental.



Figure 3-11: Vue d'ensemble du montage en laboratoire.

3.2.1 Cadre d'essais

Les essais ont été réalisés dans le cadre sismique du laboratoire Hydro-Québec de l'École Polytechnique de Montréal, tel que montré à la Figure 3-12. Le cadre est constitué de deux poutres W530x138 et de deux colonnes W360x347. Le cadre a une hauteur de 4087 mm et une largeur de 7500 mm. Des rotules sont insérées à la base des colonnes pour permettre la libre rotation des poteaux par rapport à la dalle d'essais du laboratoire lors du déplacement horizontal de la poutre supérieure du cadre. Les assemblages entre les poutres et les colonnes sont composés d'une paire de cornières boulonnée par serrage contrôlé aux colonnes. Des trous oblongs sont disposés dans la poutre pour permettre la rotation des poteaux relativement aux poutres. Les boulons assemblant les poutres aux cornières ne sont pas serrés pour faciliter cette rotation. Le cadre peut atteindre un déplacement inter-étage allant jusqu'à $\pm 5,0\% h_s$, soit un déplacement de ± 200 mm.

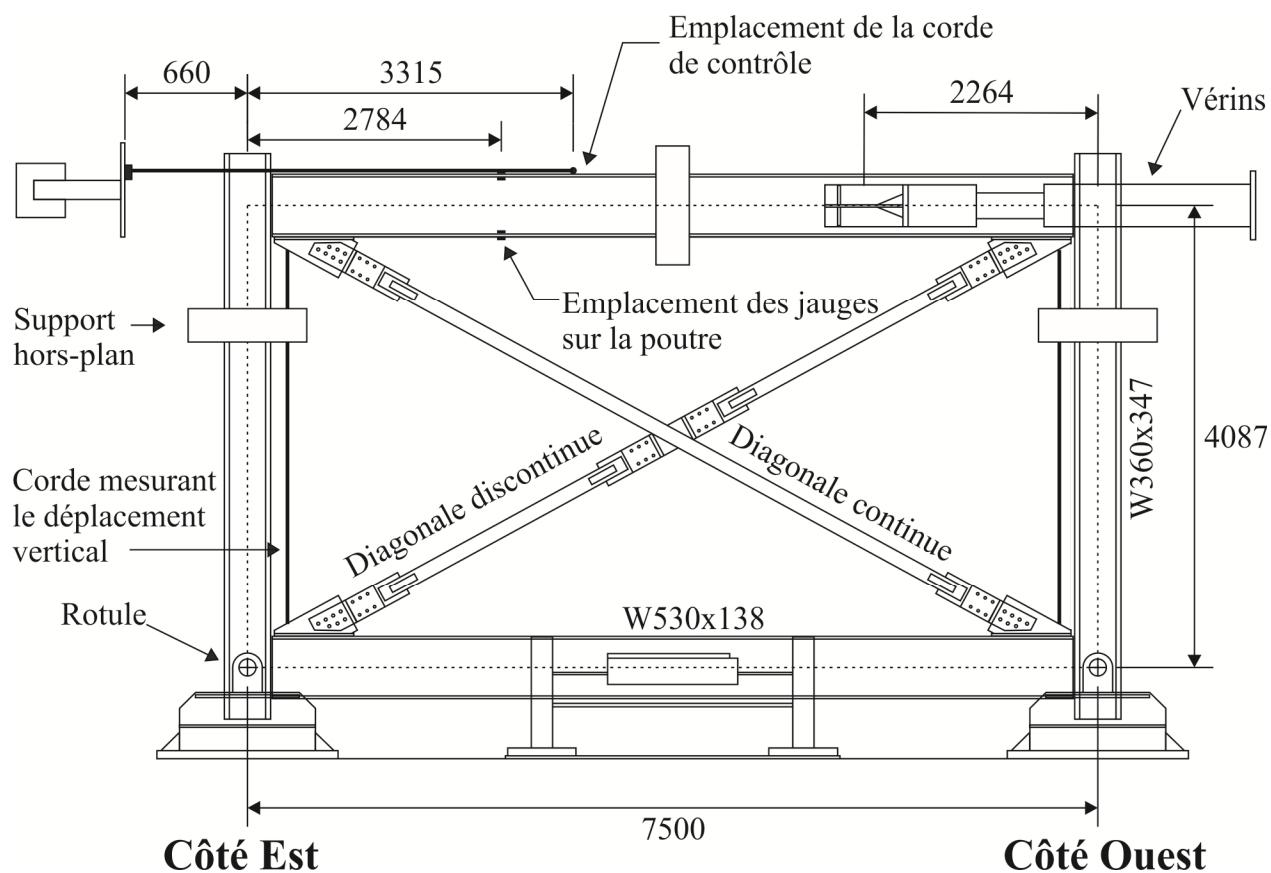


Figure 3-12: Cadre d'essais et disposition des instruments de mesure.

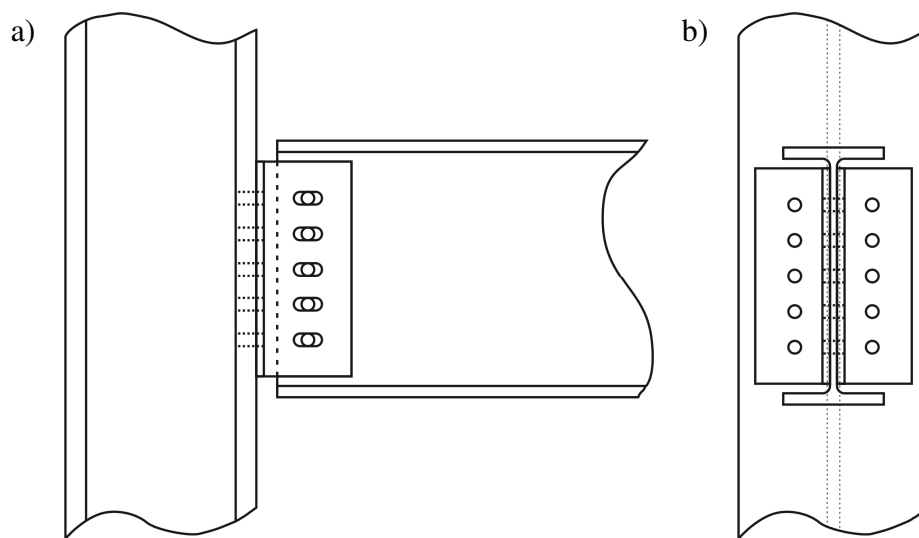


Figure 3-13: Détail de l'assemblage poutre-poteau : a) vue de côté; b) vue de face.

3.2.2 Système de chargement

Le déplacement latéral du cadre est imposé par deux vérins hydrauliques MTS disposés de part et d'autre de la poutre supérieure, tel que montré à la Figure 3-14. Chacun des vérins possède une capacité axiale de 1 000 kN en traction et en compression, ce qui permet de développer une capacité totale horizontale de $\pm 2\,000$ kN. Le contrôle des vérins se fait avec un contrôleur MTS FlexText GT. Durant les essais, un mode de contrôle en déplacement est utilisé pour les vérins de telle sorte qu'il soit possible d'imposer un protocole de déplacement cyclique au cadre d'essais. Deux capteurs de déplacement horizontaux sont utilisés pour mesurer le déplacement horizontal de la poutre supérieure du cadre (voir section 3.2.5.1). La moyenne des lectures de ces deux capteurs est utilisée comme intrant pour le contrôleur: on impose aux vérins un déplacement de sorte que le déplacement horizontal de la poutre supérieure corresponde au protocole préalablement défini pour l'essai. Les deux vérins sont asservis: le vérin V1000-3 étant le maître tandis que le vérin V1000-4 est l'esclave (Figure 3-14b). Le vérin maître se déplace selon le signal qui lui est transmis tandis que le vérin esclave suit le déplacement du vérin maître.

La position initiale des vérins a été réglée de telle sorte que le cadre puisse se déplacer dans les deux directions. Le point de fixation des vérins à la poutre supérieure est situé à 2264 mm du centre de la colonne. Ce point correspond au centre du groupe de boulons d'assemblage des corbeaux d'appui des vérins à la poutre. Finalement, les vérins sont régulièrement calibrés en déplacement et en force par MTS. Cette opération de maintenance a d'ailleurs été réalisée en novembre 2011, soit entre le 5^e et le 6^e essai au laboratoire.

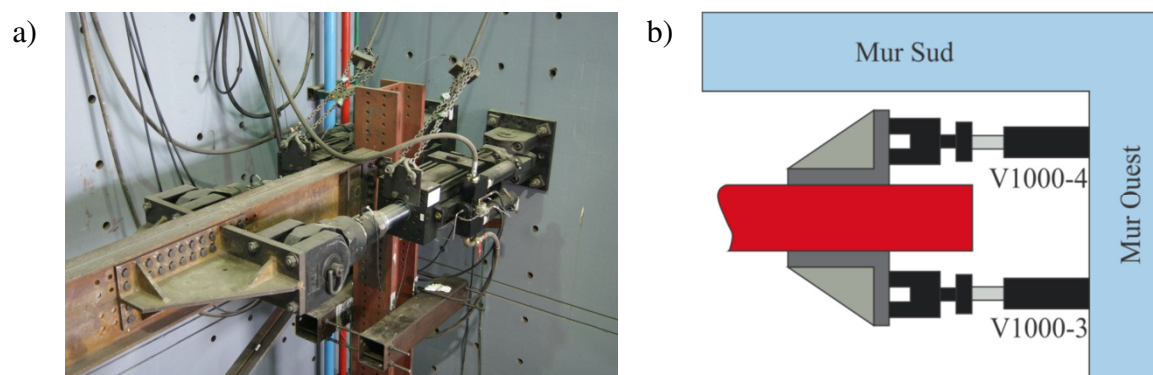


Figure 3-14: Vérins MTS : a) laboratoire; b) schéma.

3.2.3 Systèmes d'acquisition de données

Au cours des essais, les données expérimentales sont enregistrées à l'aide d'un système d'acquisition HBM MGC Plus à échantillonnage 24 bits. Ce système est performant en termes de qualité de signal. De plus, tous les canaux sont parfaitement synchronisés, c'est-à-dire que l'échantillonnage des canaux se fait à la même nanoseconde dans le temps. Il n'y a donc aucun délai de multiplexage entre les canaux. Les essais réalisés sont de type quasi-statique et le taux d'acquisition des données est de 5 Hz. Le montage comprend 26 capteurs et de 8 à 16 jauges selon l'essai. La majorité des capteurs sont alimentés par un courant ayant un voltage de 10 V tandis que les jauges sont raccordées à un circuit ayant un voltage de 5 V. Les lectures des capteurs du déplacement horizontal de la poutre supérieure étaient enregistrées par le système d'acquisition et par le contrôleur des vérins.

3.2.4 Protocoles de chargement

Deux protocoles de chargements sont utilisés, le premier étant pour les contreventements de type MD et le second pour les contreventements de type CC. Les deux protocoles sont des historiques de déplacement. Ils sont présentés à la Figure 3-15. Les amplitudes des déplacements pour les deux protocoles sont présentées à l'annexe A.3. Le protocole de chargement pour les contreventements de type MD a été développé pour divers programmes d'essais réalisés précédemment sur des contreventements à l'École Polytechnique (Tremblay et *al.* 2008). Le protocole de chargement pour les spécimens de type CC a été développé pour les besoins spécifiques du projet sur la base d'analyses sismiques préliminaires réalisées par M. Ali Davaran¹. Pour les deux protocoles, on débute l'essai par un demi-cycle où la diagonale continue est comprimée afin de vérifier si les diagonales discontinues peuvent offrir une retenue latérale adéquate lorsque la diagonale continue est comprimée. Cependant, pour les spécimens nos. 1 et 3, le protocole a été inversé pour des raisons qui sont évoquées au chapitre 4. Le taux de déplacement du protocole de type MD était initialement de 0,60 mm/s. Lors du premier essai, celui-ci a été réduit à 0,40 mm/s et on a conservé ce taux de déplacement pour le reste des essais. Le taux de déplacement pour le protocole de type CC est de 0,30 mm/s.

¹ Davaran, A. 2011. Communication personnelle.

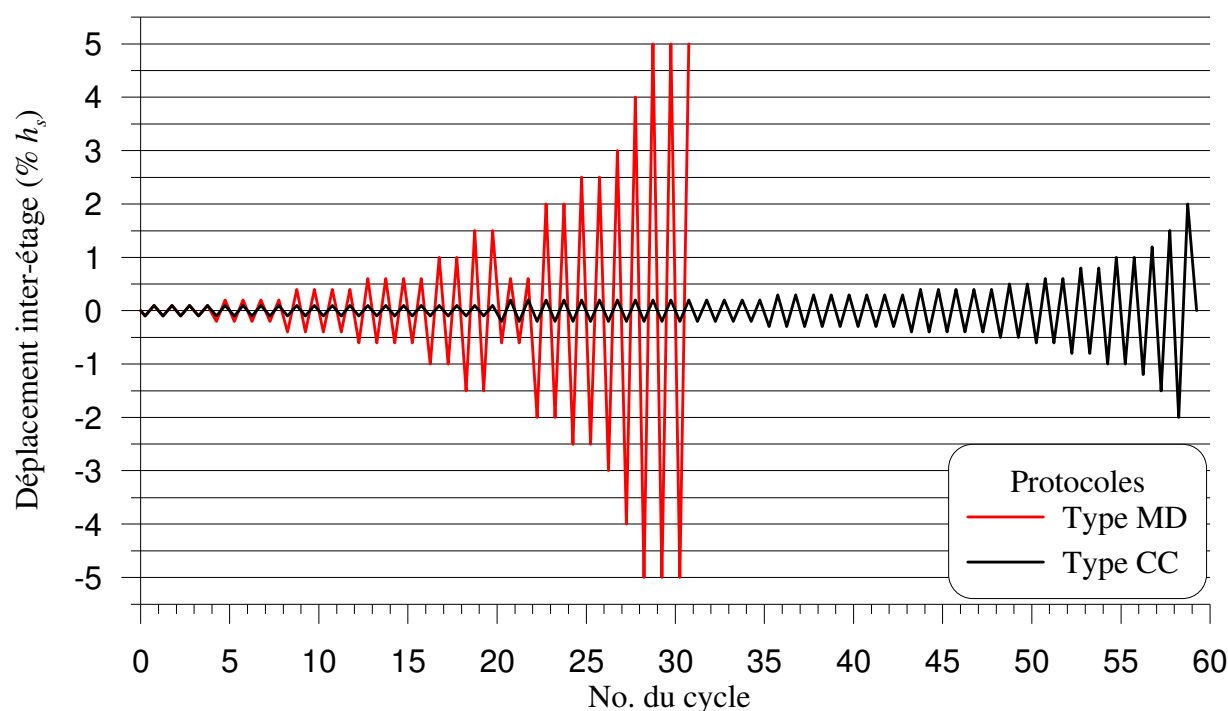


Figure 3-15: Protocole de déplacement.

3.2.5 Instrumentation

Les instruments utilisés ont permis de mesurer le déplacement inter-étage, les efforts dans les diagonales de contreventements, le déplacement hors-plan de certains points de contrôle et le déplacement vertical des poutres.

3.2.5.1 Instruments utilisés pour mesurer le déplacement latéral du cadre

Le déplacement latéral du cadre peut être obtenu à partir des capteurs de déplacement intégrés aux vérins ou par deux capteurs de déplacement de type potentiomètre fixé à la poutre supérieure du laboratoire. Comme discuté précédemment, on a décidé de contrôler l'action des vérins par les deux capteurs de la poutre supérieure afin d'éliminer les divers mouvements ou déformations pouvant survenir entre les vérins et la base du cadre d'essais. Les capteurs étaient de type potentiomètre à corde. Ils étaient installés sur un support en acier ancré par précontrainte à la paroi Sud du mur de réaction (paroi parallèle au cadre d'essais). Les cordes de ces deux capteurs ont une longueur d'environ 4 m. La Figure 3-16a illustre le montage global. Sur cette figure, l'élément encerclé est le point d'attache de l'extrémité de la corde de l'un des capteurs sur la poutre supérieure, montré spécifiquement à la Figure 3-16b. Le point d'attache était fait de deux

plaques en acier de 25 mm qui étaient maintenues fermement en contact avec l'aile de la poutre par une tige filetée. L'extrémité de la corde est accrochée à une rondelle qui est ensuite insérée dans une tige filetée horizontale.

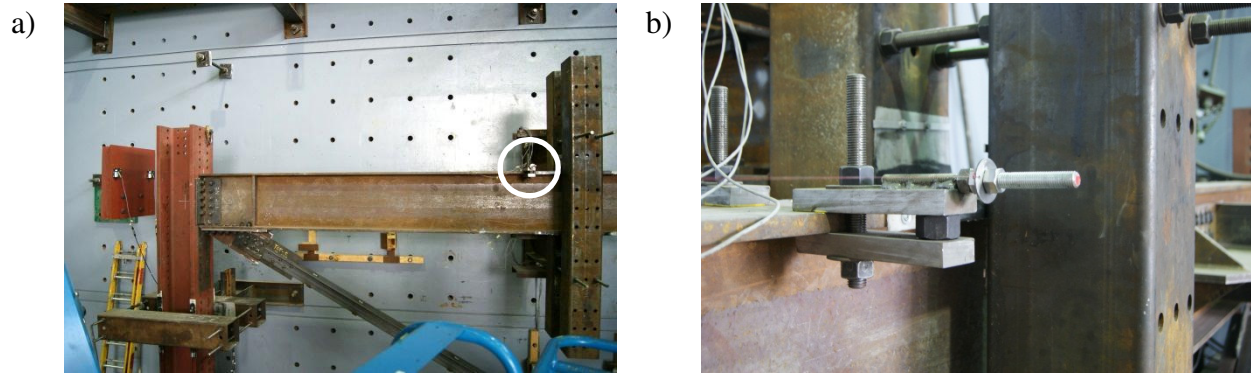


Figure 3-16: Capteurs de déplacement pour le déplacement latéral du cadre : a) Montage général; b) Détail du point d'attache de la corde des capteurs sur la poutre supérieure.

3.2.5.2 Instruments utilisés pour évaluer les forces dans les diagonales

Pour évaluer les forces dans les diagonales des contreventements, deux méthodes ont été employées. La première méthode est nommée la méthode de la poutre supérieure (MPS) tandis que la seconde a consisté à installer des jauges de déformations sur les diagonales.

3.2.5.2.1 Calcul des forces par la méthode de la poutre supérieure (MPS)

Pour cette première méthode, on a installé huit jauges de déformation sur la poutre supérieure pour déterminer l'effort axial dans la poutre. Connaissant la force horizontale totale imposée par les deux vérins et l'effort axial dans la poutre, il est possible de déterminer la portion de la force horizontale totale qui est reprise par chacune des deux diagonales. Les jauges ont été positionnées au tiers de la longueur de la poutre. L'emplacement exact est présenté à la Figure 3-12. La Figure 3-17 illustre la position des jauges sur la section de la poutre. Ces jauges sont placées à 45 mm de l'extrémité des ailes.

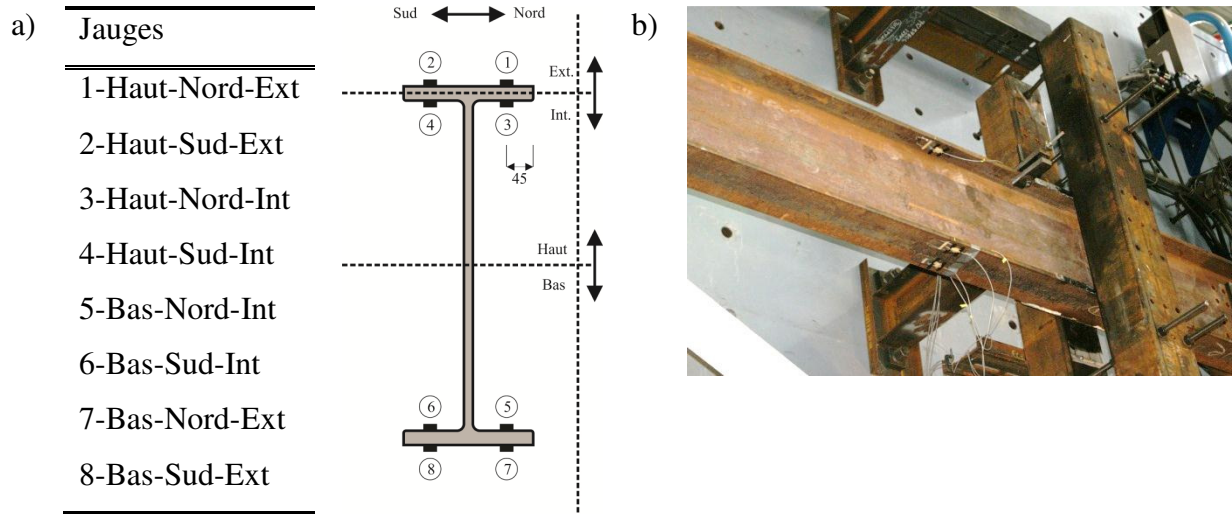


Figure 3-17: Emplacement des jauges sur la poutre supérieure : a) sur la section; b) sur la poutre.

L'effort axial dans la poutre est obtenu de la moyenne des déformations mesurées par les huit jauges et en multipliant cette déformation par le produit EA de la poutre. Le module élastique E est assumé être égal à 200 000 MPa tandis que l'aire nominale de la poutre est utilisée, correspondant à 17 600 mm². L'aire réelle de la poutre est possiblement légèrement différente de l'aire nominale et il y a donc une certaine incertitude associée à cette hypothèse. La force dans la poutre (F_{poutre}) est alors exprimée par l'équation (3-5).

$$F_{poutre} = \varepsilon_{moyenne} EA_{poutre} \quad (3-5)$$

Cette méthode assume que l'effort axial dans la poutre est repris en totalité par la diagonale continue qui est assemblée à l'extrémité gauche (Est) de la poutre sur la Figure 3-12. L'effort axial dans la diagonale continue (F_{poutre_cont}) est alors obtenu selon l'équation (3-6).

$$F_{poutre_cont} = F_{poutre} / \cos \theta \quad (3-6)$$

La force reprise par la diagonale discontinue correspond à la différence entre la force totale imposée par les vérins et l'effort axial dans la poutre. L'équation (3-7) présente le calcul de la force dans la diagonale discontinue (F_{poutre_dis}). De plus, un signe négatif est placé dans l'équation pour respecter la convention de signe présentée à la section 3.2.6.

$$F_{poutre_dis} = -(F_{vérins} - F_{poutre}) / \cos \theta \quad (3-7)$$

On note que cette méthode comporte des approximations. On néglige le frottement dans le cadre d'essais, au niveau des rotules à la base des poteaux et des assemblages poutres-poteaux, et on

suppose que la force horizontale appliquée par les vérins est entièrement reprise par les deux diagonales. La résistance du cadre par frottement est discutée à la section 4.1 et plus en détail, à l'annexe A.6.2.1. Dans la méthode, on néglige aussi le changement d'angle qui survient lors du déplacement du cadre. Ce changement d'angle est cependant faible. Par exemple, pour un déplacement inter-étage de $2\% h_s$, soit le déplacement maximum atteint durant les essais, l'angle θ passe de $28,59^\circ$ à $28,32^\circ$, ce qui donne une erreur de $0,9\%$ sur l'angle du cadre.

3.2.5.2.2 Calcul des forces par les jauges de déformation

La deuxième méthode employée pour obtenir les efforts axiaux dans les diagonales consistait à installer des jauges de déformations sur les diagonales. Cinq spécimens ont été instrumentés de cette façon, soient les spécimens nos. 3, 4, 13, 16 et 17. Pour ces spécimens, quatre jauges ont été installées sur chacune des deux diagonales des contreventements. La Figure 3-18 illustre l'emplacement des jauges sur les deux types de diagonales.

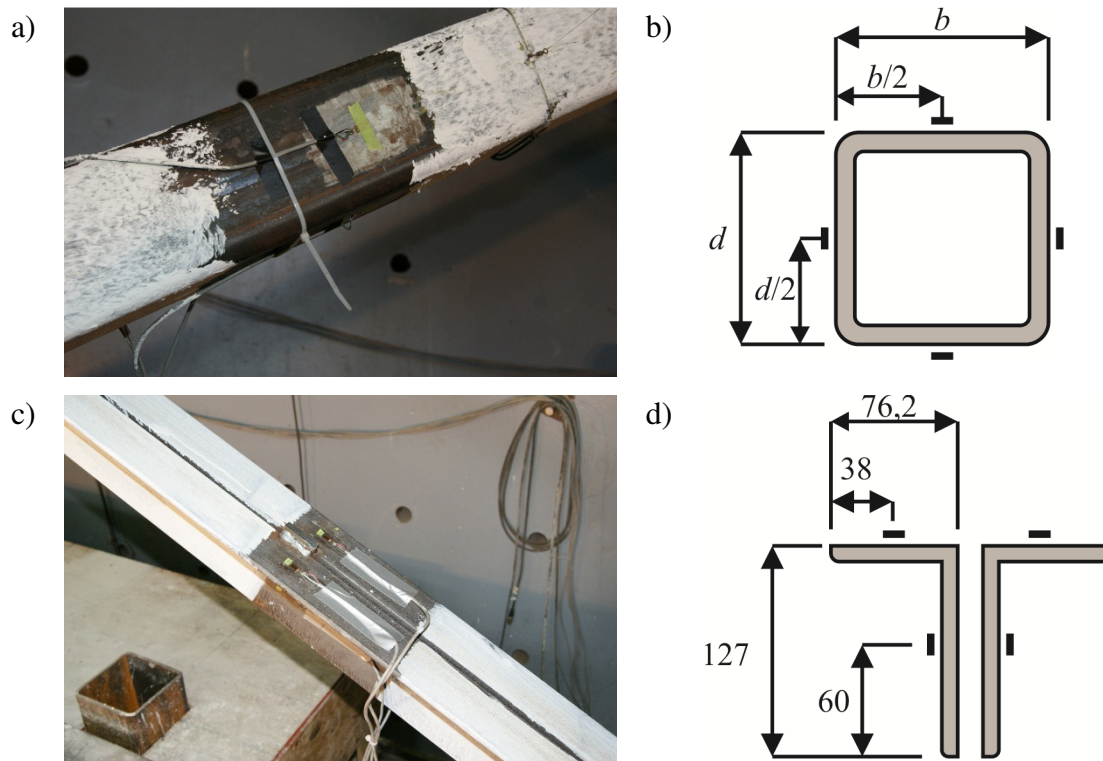


Figure 3-18: Emplacement des jauges de déformations : a) et b) sur un profilé HSS; c) et d) sur des cornières dos-à-dos.

À l'exception du spécimen no. 3, les jauges pour les deux diagonales étaient situées à une distance mesurée à partir de l'extrémité inférieure des diagonales égale au tiers de la longueur du segment inférieur de la diagonale discontinue. Dans le cas du spécimen no. 3, les jauges pour les deux diagonales ont été installées à une distance égale au 2/3 de la longueur du segment inférieur de la diagonale discontinue par rapport à l'extrémité inférieure des diagonales. Les jauges ont été placées à cet endroit compte tenu de la présence de fusibles dans le tiers inférieur des diagonales. Le Tableau 3-10 présente l'emplacement exact des jauges sur les diagonales tandis que la Figure 3-19 montre l'emplacement de ces jauges.

Tableau 3-10: Emplacement des jauges sur les diagonales.

Spécimens	Diagonale discontinue	Diagonale continue
3 (HSS)	1545 mm (2/3 longueur discontinue)	1914 mm (2/3 longueur continue)
4 (HSS)	960 mm (1/3 longueur discontinue)	960 mm (1/3 longueur discontinue)
13 (HSS)	1022 mm (1/3 longueur discontinue)	1022 mm (1/3 longueur discontinue)
16 (2L)	1031 mm (1/3 longueur discontinue)	1031 mm (1/3 longueur discontinue)
17 (2L)	1031 mm (1/3 longueur discontinue)	1031 mm (1/3 longueur discontinue)

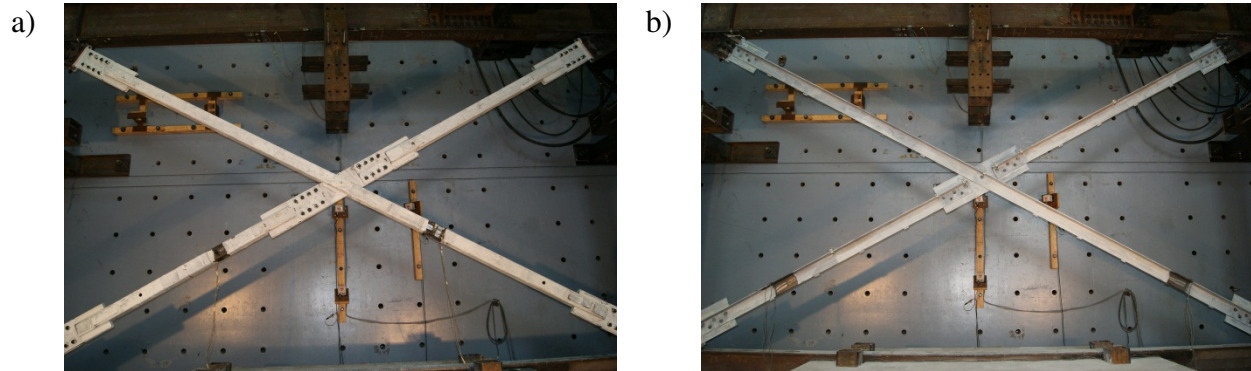


Figure 3-19: Emplacement des jauges sur les diagonales (zones non peinturées) sur les spécimens: a) no. 3; b) no. 16 (idem pour spécimens nos 4, 13 et 17).

Les forces dans une diagonale obtenue par les jauges de déformations (F_{jauge}) sont obtenues de l'équation (3-8).

$$F_{jauge} = \varepsilon_{moyenne} EA_{diagonale} \quad (3-8)$$

Dans cette équation, E est le module élastique de l'acier des diagonales, qui est posé égal à 200 000 MPa, tandis que $A_{diagonale}$ est l'aire mesurée des diagonales. Étant donné que les jauges sont installées sur la diagonale du bas pour tous les spécimens, l'aire de la diagonale du bas est utilisée. La déformation moyenne des jauges sur une diagonale, $\varepsilon_{moyenne}$, est utilisée pour éliminer les effets de la flexion. Pour que les jauges soient considérées dans le calcul de la déformation moyenne, l'acier doit demeurer dans le domaine élastique. Deux situations rendent les jauges invalides. Dans le premier cas, l'acier peut atteindre la plastification vis-à-vis des jauges sous une charge de compression. Dans ce cas, il se produit des déformations axiales de compression et des déformations de flexion dues aux défauts de rectitude de la diagonale, tel que montré schématiquement à la Figure 3-20. Dans ce cas, les deux parois extrêmes de la section subissent des déformations en compression ou en tension causées par la flexion. La paroi comprimée par la compression et la flexion subit alors des déformations pouvant atteindre la plastification en compression. Dans ce cas, on néglige la lecture de cette jauge et de la jauge sur la paroi opposée (celle en tension due à la flexion) de façon à éliminer la flexion et obtenir l'effort axial. La deuxième situation pouvant rendre les jauges invalides est la plastification de l'acier en tension. Dans ce cas, toutes les jauges atteignent simultanément la limite élastique de l'acier sous un effort de traction. Pour les calculs, il a été considéré que la limite de la limite élastique de l'acier était de $2000 \mu\epsilon$.

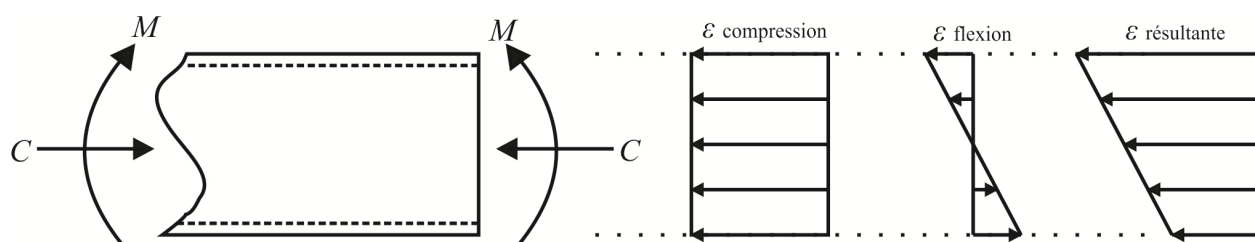


Figure 3-20: Déformations dans une section causée par la compression et la flexion.

3.2.5.3 Instruments utilisés pour mesure le déplacement hors-plan du contreventement

Le déplacement horizontal hors-plan de la diagonale discontinue et de l'assemblage au centre du X a été mesuré en neuf points. Ces points de mesure sont présentés à la Figure 3-21. Ils étaient placés sur le côté du spécimen opposé au mur de réaction. Les points nos. 1 et 9 correspondent au centre de la longueur de chacun des deux segments de la diagonale discontinue. Les points nos. 2 et 8 sont placés à la fin des plaques de transfert. Les points nos. 3 et 7 sont localisés au début de

la plaque de gousset central. À cet effet, les points de mesure étaient positionnés à 25 mm de la fin de la membrure HSS. La position des points nos. 4 et 6 correspond au début des plaques de transfert. Finalement, le point no. 5 est placé au centre de la diagonale continue. Un autre point de mesure était également positionné au même endroit que le point no. 5 mais sur la paroi opposée de la diagonale. La position du point était obtenue par triangulation, tel que décrit plus loin. Pour les contreventements composés de cornières dos-à-dos, les points de mesure nos. 3 et 7 étaient omis, car il n'y avait pas de plaque de transfert (les plaques de gousset sont insérées directement entre les cornières).

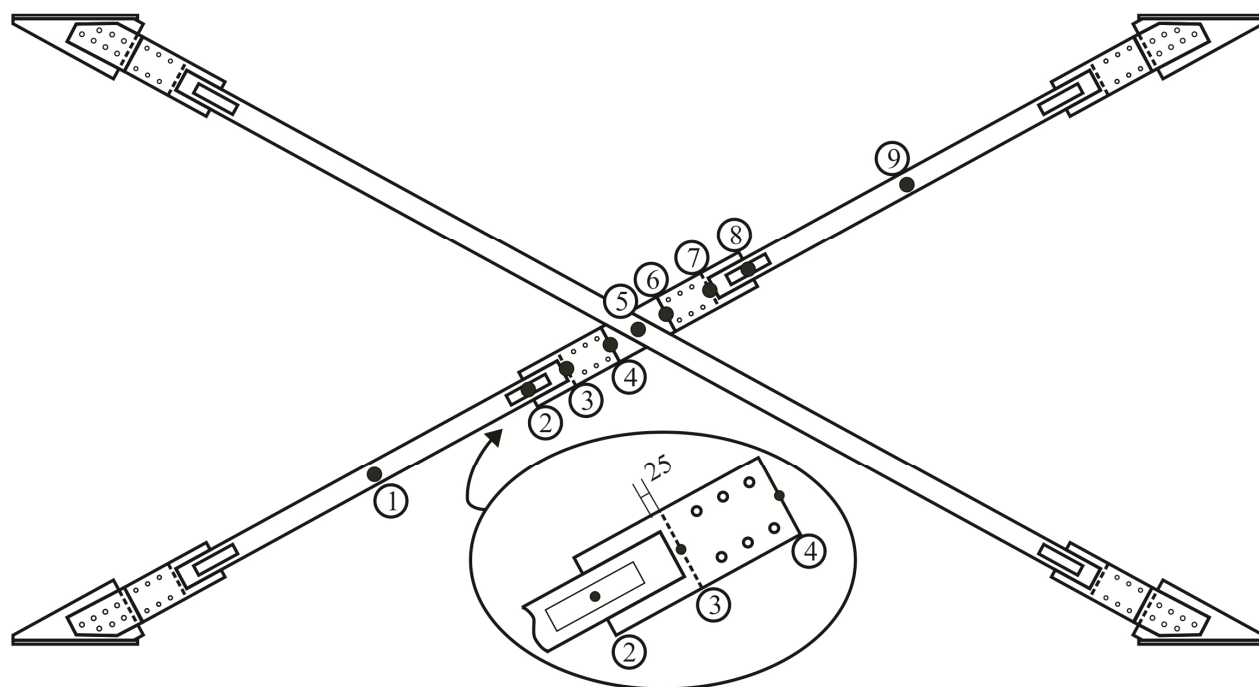


Figure 3-21: Emplacement des points de mesure du déplacement hors-plan du contreventement.

Pour les contreventements composés de diagonales HSS, des anneaux ont été attachés par des points de soudure aux assemblages et au centre de la diagonale continue (points nos. 2 à 8) tel qu'illustré à la Figure 3-22a. Pour la mesure des points nos. 1 et 9, un câble métallique attaché à un ressort a été placé autour de la diagonale, tel que montré à la Figure 3-22b. Pour les assemblages dont les diagonales étaient composées de cornières dos-à-dos, les points de mesure nos. 4 et 6 ont été pris au niveau du premier boulon, tel que montré à la Figure 3-22c.

Toutes les mesures des déplacements hors-plan ont été réalisées avec des capteurs de déplacement à cordes, de type potentiomètre. Ces capteurs étaient installés sur un cadre en acier

composé de deux colonnes ancrées à la dalle d'essai et d'une diagonale simple. Le montage est montré à la Figure 3-22d et à la Figure 3-11a. Le montage a été positionné à une distance de 5 m du cadre vertical afin de réduire l'erreur dans les mesures associée à l'angle imposé aux cordes des capteurs par les déplacements horizontaux et verticaux des points de mesure. Toutefois, il y a une erreur qui est associée au fait qu'il pouvait exister un angle initial lors de l'installation des cordes de mesure. On peut penser qu'une différence approximative pouvant atteindre ± 25 mm pouvait exister entre les positions horizontale et verticale des points de mesure sur le spécimen et les positions correspondantes des points de fixation des capteurs sur le cadre d'acier. De plus, une autre source d'erreur est liée aux déplacements horizontal et/ou vertical des anneaux auxquels étaient fixées les cordes sur le spécimen, déplacements qui étaient causés par des déformations de flexion et/ou de torsion des spécimens lors de l'essai. Cette erreur, qui n'existe que pour les points de fixation où des anneaux ont été utilisés, était donc plus importante après que des déformations locales importantes du spécimen au droit des anneaux s'étaient produites. La comparaison des déplacements hors-plan est traitée plus en détails à l'annexe A.6.1.3.

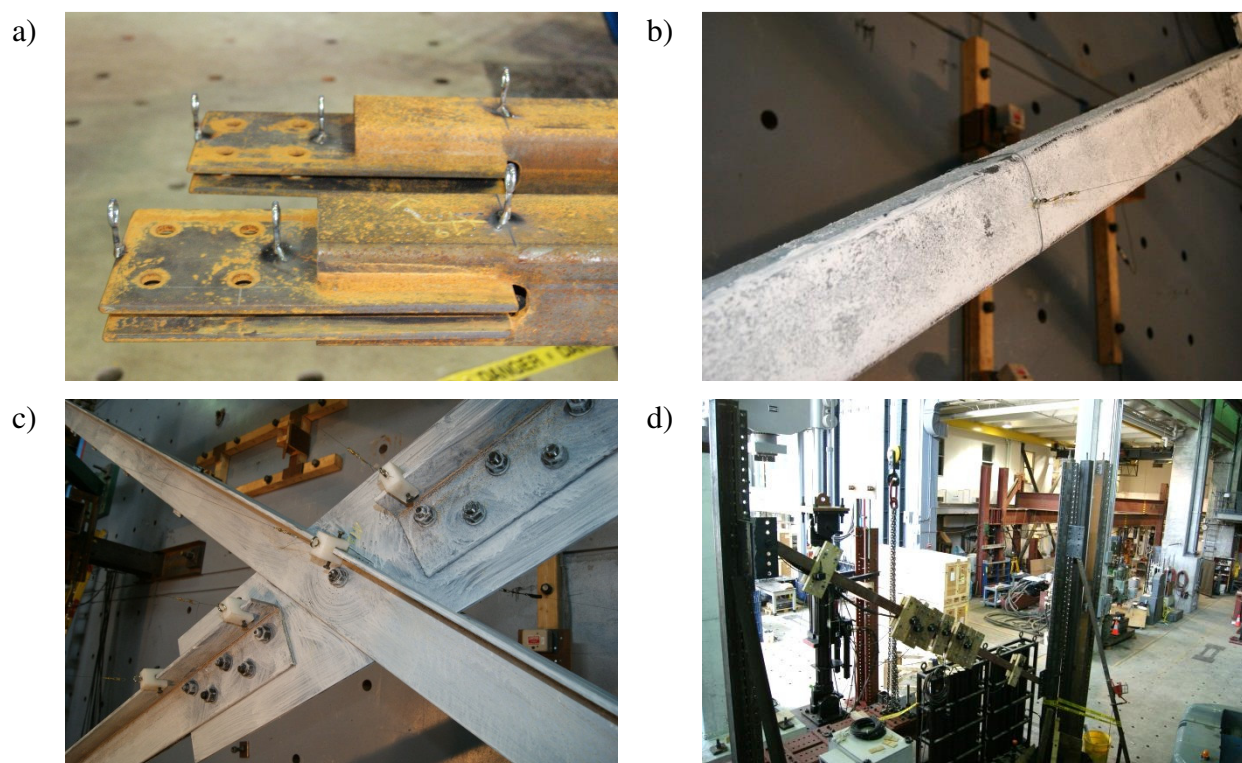


Figure 3-22: Instruments pour mesurer le déplacement horizontal hors-plan des diagonales: a) anneaux attachés par points de soudure utilisés pour les profilés HSS; b) câble avec ressort attaché au centre de la diagonale discontinue; c) systèmes d'attaches pour les spécimens

composés de cornières dos-à-dos; d) cadre d'instrumentation de capteurs de déplacements hors-plan.

Tel que mentionné précédemment, un point de mesure a été localisé au même endroit que le point no. 5, mais sur la paroi opposée de la diagonale. Ce point de mesure a permis de mesurer le même déplacement hors-plan que celui mesuré au point no. 5, mais en utilisant une méthode de triangulation. Cette méthode est plus précise que la méthode employée pour mesurer le déplacement hors-plan des neuf points de mesure. À cet effet, trois capteurs à corde de type potentiomètre ont été installés au mur de réaction, derrière le spécimen, tel que montré à la Figure 3-23a. Les cordes ont ensuite été attachées au point de mesure comme l'illustre la Figure 3-23b. La triangulation du point central a permis de comparer les déplacements hors-plan enregistrés au centre de la diagonale continue.

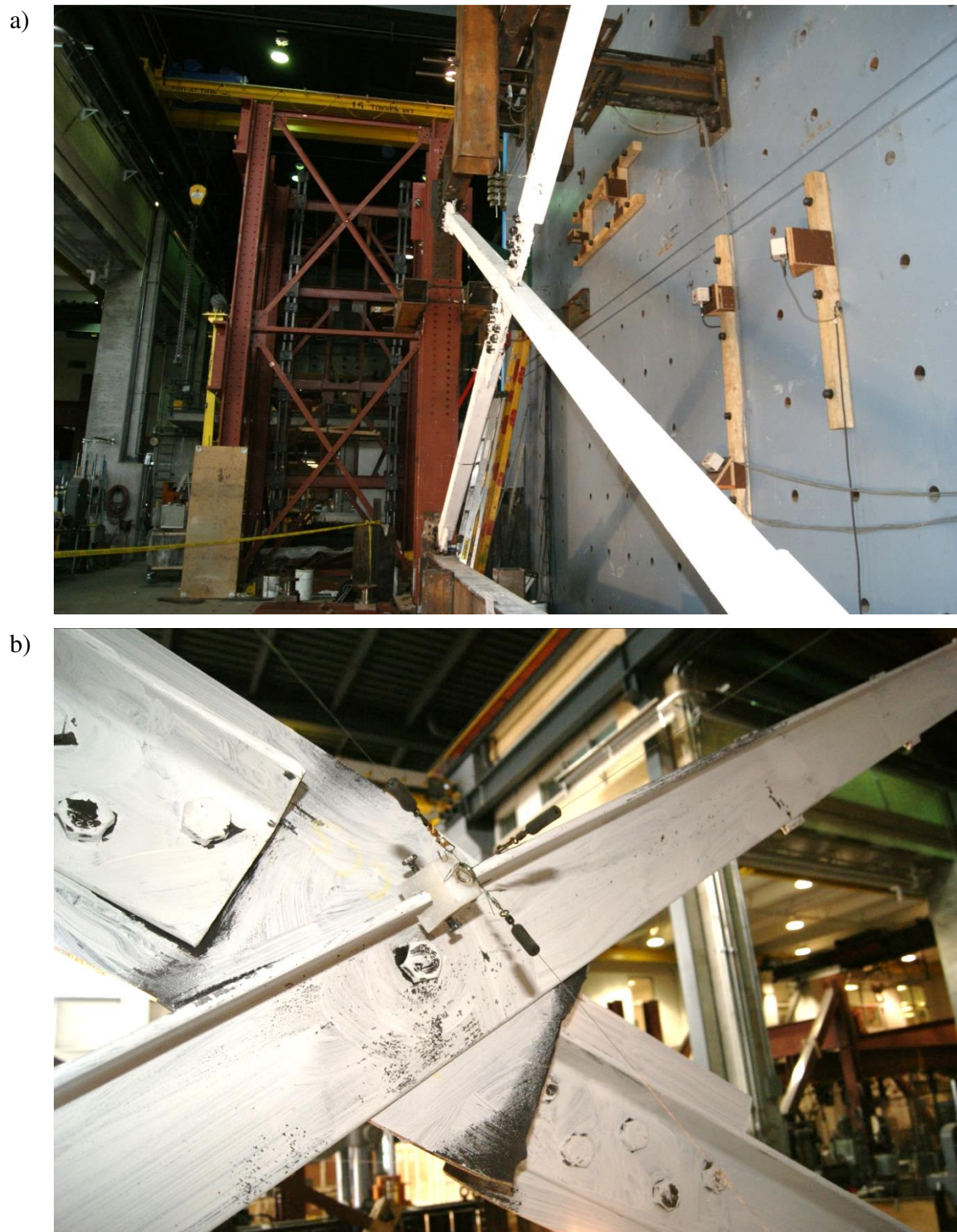


Figure 3-23: Mesure du déplacement hors-plan du contreventement par triangulation : a) capteurs à corde installés au mur de réaction; b) point de mesure sur la diagonale.

3.2.5.4 Déplacement vertical des poutres

Un déplacement vertical relatif entre les poutres a été observé durant les essais. Ce mouvement vertical modifie le comportement hystérétique sous de faibles déplacements. Deux raisons principales peuvent causer un mouvement vertical des poutres:

- l'excentricité entre le point d'application de la force et le centre de la poutre;
- la flexibilité des assemblages poteau-poutre.

Lorsque le cadre se déplace, la poutre supérieure n'est pas toujours parfaitement horizontale. De même, les vérins ne sont pas aussi nécessairement parfaitement horizontaux. Sous ces conditions, il peut se produire un couple de flexion qui se traduit par un mouvement vertical de la poutre supérieure. D'autre part, les boulons des assemblages poteau-poutre n'étant pas serrés, il peut y avoir translation verticale de la poutre supérieure au niveau des assemblages avec les poteaux. Pour être en mesure de comparer les résultats entre les prédictions numériques et ceux en laboratoire, il est nécessaire d'évaluer ces déplacements afin de connaître la distance verticale séparant les assemblages d'extrémité des diagonales. Le montage employé pour mesurer le déplacement vertical est montré à la Figure 3-24. Il comprend deux capteurs de déplacement à corde de type potentiomètre, chacun étant placé à l'intérieur de chacune des deux colonnes du cadre d'essais. Les capteurs étaient montés sur des plaques en acier fixées à la poutre inférieure. L'extrémité de la corde de mesure était attachée à un œillet fixé à une plaque, plaque qui était fixée sous la poutre supérieure (Figure 3-24b).

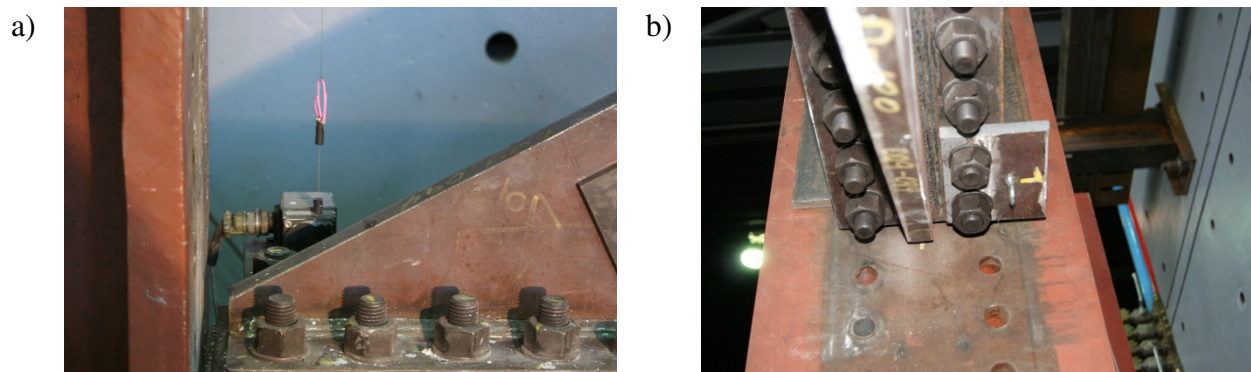


Figure 3-24: Mesure du déplacement vertical des poutres : a) capteur à corde; b) point d'attache de la corde sous la poutre supérieure.

3.2.6 Convention de signes utilisée

La convention de signes adoptée pour le déplacement latéral du cadre est illustrée à la Figure 3-25. Pour un déplacement négatif, la diagonale continue est comprimée tandis que la diagonale discontinue est tendue. Sous un déplacement positif, la diagonale continue est tendue et la diagonale discontinue est comprimée.

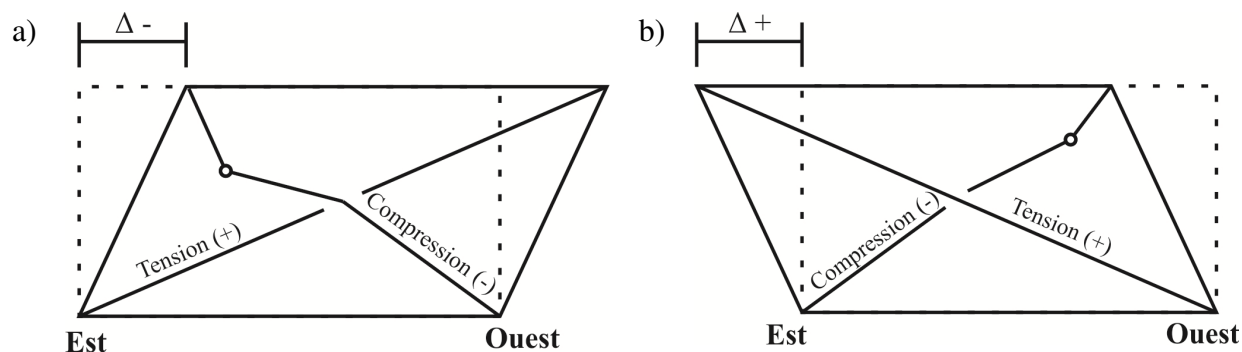


Figure 3-25: Convention de signe: a) déplacement négatif du cadre; b) déplacement positif du cadre.

Le Tableau 3-11 résume la convention de signes pour le déplacement latéral du cadre de même que pour les autres paramètres qui ont été enregistrés au laboratoire pendant les essais.

Tableau 3-11: Convention de signes des différents déplacements.

Élément	Signe	Signification
Déplacement horizontal du cadre	+	Déplacement du cadre vers l'est
		Tension dans la diagonale continue
		Compression dans la diagonale discontinue
		Compression dans les jauges de la poutre supérieure
		Déplacement négatif des cordes de contrôle
	-	Déplacement du cadre vers l'ouest
		Compression dans la diagonale continue
		Tension dans la diagonale discontinue
		Tension dans les jauges de la poutre supérieure
		Déplacement positif des cordes de contrôle
Force mesurée par les vérins	+	Déplacement du cadre vers l'est
Déformation des jauges	+	Allongement des jauges (tension)
Cordes de déplacement hors-plan	+	Déplacement du point de mesure vers le mur de réaction (sud)
Cordes de triangulation	-	Déplacement du point de mesure vers le mur de réaction (sud)
Cordes de déplacement vertical des poutres	+	Mouvement global des poutres vers le haut

3.3 Conception des spécimens d'essais

Dans cette section, on explique la méthode employée pour réaliser la conception des contreventements et des assemblages. À moins d'avis contraire, les articles mentionnés dans cette section font référence à la norme CSA S16-09.

3.3.1 Conception des contreventements

La conception des contreventements est divisée en deux parties, soit la conception des contreventements composés de HSS et la conception des contreventements formés de cornières dos-à-dos.

3.3.1.1 Conception des contreventements formés de profilés tubulaires carrés HSS

Deux sections tubulaires carrées HSS ont été choisies: HSS 127x127x8.0 et HSS 102x102x6.4. Il s'agit de profilés tubulaires formé à froid conformes à la norme ASTM A500 de nuance C ($F_y = 345$ MPa, $F_u = 450$ MPa). Le Tableau 3-12 présente les propriétés des deux profilés. On y retrouve l'aire de la section (A), l'épaisseur de conception (t_{des}), le rayon de giration (r), la profondeur (d), la largeur (b), le rapport d'élancement (KL/r), le rapport de largeur effective sur l'épaisseur (b_o/t) et la limite de voilement (limite b_o/t). Le calcul de la longueur effective et de l'élancement a été fait en considérant la longueur de flambement de conception qui a été discutée à la section 3.1.2, soit $L = 6662$ mm. D'autre part, on considère que le flambement se produira sur la demi-longueur des diagonales ($K = 0,5$), tel qu'il est suggéré dans la littérature. Cette hypothèse sera vérifiée dans le programme expérimental, lequel représente un des principaux objectifs du projet. Par ailleurs, seul le flambement hors-plan a été considéré, car la rigidité des assemblages pour le flambement dans le plan est largement supérieure à la rigidité de ces mêmes assemblages pour le flambement hors plan.

Tableau 3-12: Propriétés des profilés HSS.

Section	A (mm ²)	t_{des} (mm)	r (mm)	d (mm)	b (mm)	KL/r ()	b_o/t ()	limite b_o/t ()
HSS127x127x8.0	3400	7,39	48,3	127	127	69,0	17,2	17,6
HSS102x102x6.4	2170	5,92	38,6	102	102	86,3	17,2	17,6

Les diagonales sont conçues pour respecter les critères d'élancement et les critères sur le voilement des parois minces qui s'appliquent aux contreventements de type MD. Ces critères sont décrits aux sections 2.1.4.3 et 2.1.4.4. Les diagonales choisies respectent ces critères à l'exception de la limite inférieure sur l'élancement effectif des diagonales (KL/r) qui n'est pas satisfait pour le profilé HSS 127x127x8.0. En effet, le rapport KL/r doit être supérieur à 70 pour des zones à haute sismicité et il est égal à 69 pour ce profilé. Néanmoins, on a jugé la diagonale acceptable puisque le ratio est très près de la limite et que la longueur de flambement considérée est assez précise.

Les résistances des profilés HSS sont présentées au Tableau 3-13. Les éléments présentés sont le facteur d'élancement de conception (λ), le facteur d'élancement attendu (λ_u), la résistance en

tension (T_r), la résistance en compression (C_r), la résistance en tension attendue (T_u), la résistance en compression attendue (C_u) et la résistance post-flambement attendue (C'_u).

Tableau 3-13: Résistances des profilés HSS (basées sur les propriétés nominales de l'acier).

Section	λ ()	λ_u ()	T_r (kN)	C_r (kN)	T_u (kN)	C_u (kN)	C'_u (kN)
HSS127x127x8.0	0,912	1,053	1056	686	1564	1061	313
HSS102x102x6.4	1,141	1,317	674	348	998	516	200

Ces valeurs ont été calculées avec la valeur nominale de F_y (345 MPa) et la valeur de la limite élastique probable $R_y F_y$ qui est prescrite dans la norme S16 ($R_y F_y = 460$ MPa). Les facteurs d'élancement de conception (λ) et les résistances en compression et en tension (C_r et T_r) sont obtenus en utilisant les équations (3-9) à (3-11). Les autres paramètres (λ_u , T_u , C_u , C'_u) sont obtenus par les équations (2-3) à (2-6). Finalement, pour les équations de résistance en compression, la valeur de n est prise égale à 1,34, tel que spécifié pour les profilés HSS formés à froid dans la clause [13.3.1] de la norme CSA S16-09.

$$T_r = \phi A F_y \quad (3-9)$$

$$C_r = \frac{\phi A F_y}{(1 + \lambda^{2n})^{1/n}} \quad (3-10)$$

$$\lambda = \frac{KL}{r} \sqrt{\frac{F_y}{\pi^2 E}} \quad (3-11)$$

3.3.1.2 Conception des contreventements formés de cornières dos-à-dos

La cornière L127x76x9.5 a été choisie pour former les diagonales composées de cornières dos-à-dos. La nuance d'acier employée est CSA-G40.21-300W ($F_y = 300$ MPa, $F_u = 450$ MPa). Les cornières étaient assemblées de telle sorte que les ailes longues soient positionnées dos-à-dos, sur la verticale (Figure 3-6). La distance nette entre les deux cornières correspond à l'épaisseur des plaques d'assemblage, épaisseur qui varie selon le spécimen. Pour cette section, la résistance en compression peut être contrôlée par un flambement en flexion dans le plan du cadre ou par un flambement en flexion-torsion hors du plan du cadre. Par ailleurs, comme le flambement hors du plan du cadre induit un glissement relatif (cisaillement) longitudinal entre les deux cornières, on

doit s'assurer que l'élancement de la section composée soit supérieur à celui des cornières individuelles et le calcul de la résistance au flambement de la diagonale doit prendre en compte le flambement individuel des deux cornières. Des cales doivent alors être disposées entre les deux cornières pour contrôler l'élancement individuel des cornières. Trois spécimens ont été fabriqués avec des cornières dos-à-dos: deux pour des contreventements de type CC et un pour des contreventements de type MD. La section de diagonale a été choisie initialement pour des contreventements de type CC. En cours de préparation du programme d'essais, il a été décidé d'ajouter un spécimen de contreventement de Type MD. Comme on le verra plus bas, la section retenue ne rencontrait pas les limites d'élancement des parois pour un contreventement de type MD. Cependant, cette même section a tout de même été retenue pour le troisième spécimen (type MD) afin de permettre la comparaison directe des résultats.

Cette section du mémoire est donc divisée en sous-sections traitant des propriétés géométriques de la section seule et de la section composée, des limites de voilement des ailes, de la résistance en compression des diagonales et de la conception des cales. On termine la section par un résumé des résistances calculées et une discussion.

3.3.1.2.1 Propriétés géométriques de la section seule et de la section assemblée

Les propriétés de la section d'une cornière individuelle et de la section assemblée pour la diagonale sont présentées au Tableau 3-14 et au Tableau 3-15 respectivement. Les paramètres décrits sont l'aire (A), l'épaisseur de conception (t_{des}), la profondeur (d), la largeur de l'aile (b), la position du centre de gravité en x à partir de la base de l'aile longue (x), la position du centre de gravité en y à partir de la base de l'aile courte (y), le rayon de giration en x (r_x), le rayon de giration en y (r_y), le rayon de giration en coordonnées principales en x' (r'_x), le rayon de giration en coordonnées principales en y' (r'_y), la constante de gauchissement (C_w) et la constante de torsion de Saint-Venant (J). Pour la section assemblée, les propriétés de la section selon l'axe y varient dépendamment de l'espacement laissé (s) entre les deux cornières. Cet espacement dépend de l'épaisseur de la plaque de gousset (t_g). Pour la section assemblée, l'espacement entre les cornières (s) et l'inertie autour de l'axe y (I_y) sont également présentés.

Tableau 3-14: Propriétés de la section seule L127x76x9.5.

A (mm ²)	t_{des} (mm)	d (mm)	b (mm)	x (mm)	y (mm)	r_x (mm)	r_y (mm)	r'_x (mm)	r'_y (mm)	C_w (10 ⁹ mm ³)	J (10 ³ mm ⁴)
1850	9,53	127	76,2	17,9	43,3	40,8	21,4	43,0	16,6	0,00527	55,9

Tableau 3-15: Propriétés de la section composée 2L127x76x9.5 pour les spécimens nos. 16 à 18.

No.	Type	A (mm ²)	t_{des} (mm)	d (mm)	b (mm)	s (mm)	I_y (x10 ⁶ mm ⁴)	r_x (mm)	r_y (mm)
16	CCM	3690	9,53	127	76,2	7,9375	3,47	40,8	30,7
17	CCS	3690	9,53	127	76,2	9,525	3,60	40,8	31,2
18	MD	3690	9,53	127	76,2	15,875	4,17	40,8	33,6

3.3.1.2.2 Limites de voilement des ailes

Les contreventements de type CC doivent respecter les limites générales qui sont prescrites dans la norme S16 pour éviter le voilement local des parois de la section des membrures comprimées. Pour les contreventements de type MD, des limites d'élancement plus sévères sont prescrites dans l'article 27 pour retarder et pour contrôler l'amplitude du voilement des parois lors du flambement global de la diagonale. Ceci a pour but de limiter la dégradation de la résistance en compression post-flambement de la diagonale et de retarder la rupture par fatigue de la diagonale lorsque soumise à des sollicitations sismiques cycliques dans le domaine inélastique. Dans cette section, on vérifiera ces deux types de limite.

Les limites de voilement imposées pour les sections sont présentées à la section 2.1.4.4. Le Tableau 3-16 donne les limites d'élancement des parois pour chacun des spécimens. Pour les contreventements de type CC, la limite $200/\sqrt{F_y}$ est celle qui vise à prévenir le voilement sous un effort de compression. On fait le calcul en utilisant la limite élastique nominale (300 MPa). On note que l'aile longue ne respecte pas la limite d'élancement des parois pour aucun des deux spécimens. Lorsque l'élancement excède cette limite, il est possible que le voilement de l'aile se produise avant d'atteindre la limite élastique de l'acier, ce qui peut affecter la résistance au flambement global de la pièce. Dans la norme S16, il est permis d'utiliser des sections qui ne rencontrent pas les limites d'élancement des parois comprimées mais on doit alors tenir compte

de la possibilité du voilement dans le calcul de la résistance en compression de la membrure, tel que présenté plus loin.

Pour les contreventements de type MD, il faut calculer les limites d'élancement des parois avec $F_y = 350$ MPa et une limite plus sévère s'applique pour les ailes courtes. Pour le spécimen no. 18 le critère de voilement n'est pas respecté pour les ailes courtes (8,0 vs 7,8). L'écart est cependant très faible et on a jugé que la section serait acceptable pour ce critère. Pour les ailes verticales, c'est la limite $200/\sqrt{F_y}$ qui s'applique pour obtenir un bon comportement sismique inélastique. Cette fois, la limite est excédée de façon significative (13,3 vs 10,7) et il est donc possible que du voilement local excessif se produise sous chargement cyclique inélastique. De plus, comme dans le cas des spécimens nos. 16 et 17, il faudra prendre en compte le voilement local dans le calcul de la résistance en compression de ce spécimen. Étant donné que la limite pour les ailes verticales n'est pas satisfaite, cette section n'aurait pas dû être employée pour des contreventements de type MD. Cependant, on a conservé cette section, car on prévoyait que le voilement local pouvant se produire pour ce spécimen n'affecterait pas significativement le comportement des diagonales et des assemblages. De plus, comme mentionné précédemment, cela permettrait de comparer directement les résultats obtenus pour des spécimens de types CC et MD avec les mêmes diagonales.

Tableau 3-16: Limites d'élancement des parois pour les profilés composés de cornières dos-à-dos.

No.	Aile courte ($b_0 = b = 76,2$ mm)					Aile dos-à-dos ($b_0 = d = 127$ mm)				
	b_0/t	limite				b_0/t	limite			
	()	()				()	()			
16 (CCM)	8,0	$200 / \sqrt{F_y} =$	11,5	Ok		13,3	$200 / \sqrt{F_y} =$	11,5	NS	
17 (CCS)	8,0	$200 / \sqrt{F_y} =$	11,5	Ok		13,3	$200 / \sqrt{F_y} =$	11,5	NS	
18 (MD)	8,0	$145 / \sqrt{F_y} =$	7,8	NS		13,3	$200 / \sqrt{F_y} =$	10,7	NS	

Note : NS correspond à non-satisfait.

3.3.1.2.3 Résistance en compression des diagonales

D'abord, comme l'élancement de l'aile longue des cornières excède la limite prescrite dans la norme S16 pour les pièces comprimées, il faut réduire la capacité en compression de la pièce pour tenir compte du voilement local. Pour ce faire, deux méthodes de calculs sont proposées à

l'article [13.3.5] de la norme S16. La première méthode consiste à déterminer la largeur effective (b'_0) respectant le critère de voilement des parois. Cette largeur réduite ne sert qu'à déterminer l'aire effective de la section qui est utilisée pour le calcul de la résistance de la pièce. La stabilité de la pièce est toujours évaluée en utilisant les propriétés de la section brute. La deuxième méthode consiste à déterminer une limite élastique effective (F_{ye}) qui respecte le critère de voilement. Dans ce second cas, les dimensions brutes de la section sont utilisées pour tous les calculs. Dans ce projet, la première approche a été employée. À cet effet, le Tableau 3-17 présente les aires effectives des contreventements selon que la résistance à calculer est C_r ou C_u . Dans ce tableau, b' est la largeur effective de l'aile courte, d' est la largeur effective de l'aile longue (aile dos-à-dos), A_{eL} est l'aire effective d'une cornière et A_{e2L} est l'aire effective de la section composée. Pour chaque aile, la largeur effective est limitée à la largeur b'_0 obtenue de l'équation (3-12). Dans cette équation, on emploie $F_y = 300$ MPa pour évaluer la résistance pondérée (C_r) des diagonales des spécimens de type CC et $F_y = 350$ MPa pour évaluer la résistance probable (C_u) des diagonales du spécimen de type MD. Les limites plus sévères spécifiées pour les contreventements de type MD ne s'appliquent pas pour la détermination des aires effectives.

$$b'_0 = \frac{200}{\sqrt{F_y}} t \quad (3-12)$$

Tableau 3-17: Évaluation de l'aire effective des contreventements selon que la résistance évaluée soit C_r ou C_u .

Spécimen	Pour C_r				Pour C_u			
	b' (mm)	d' (mm)	A_{eL} (mm ²)	A_{e2L} (mm ²)	b' (mm)	d' (mm)	A_{eL} (mm ²)	A_{e2L} (mm ²)
16 (CCM)	76,2	110,0	1688	3377	76,2	97,1	1565	3131
17 (CCS)	76,2	110,0	1688	3377	76,2	97,1	1565	3131
18 (MD)	76,2	101,9	1611	3221	76,2	97,1	1565	3131

Pour les sections composées, il faut s'assurer que l'élancement de la pièce composée (KL/r) soit supérieur à celui des composantes seules ou individuelles (ρ_i). Ce dernier est calculé en tenant compte de la distance entre les points d'attache. La distance laissée entre les points d'attache est décrite à la section suivante. Pour tous ces spécimens, une distance de 508 mm a été laissée entre

les points d'attache. De plus, lorsque le mode de flambement par rapport à un axe produit un effort de cisaillement sollicitant les connecteurs liant les composantes entre elles, on doit réduire la résistance au flambement de la pièce pour tenir compte de l'interaction entre le flambement global de la pièce et le flambement des composantes individuelles. Ces exigences sont décrites dans la norme à l'article [19.1.4]. L'équation (3-13) présente la formule pour évaluer l'élancement de la composante seule:

$$\rho_i = \frac{K_1 d}{r'_y} \quad (3-13)$$

Dans cette équation, d est la distance entre les cales servant à fixer entre elles les composantes (508 mm). Ces cales étaient soudées aux composantes. Dans ce cas, on peut utiliser un coefficient de longueur effective K_1 égale à 0,65 pour le flambement des composantes individuelles. Le rayon de giration r'_y est celui de la cornière par rapport à son axe principal mineur (Tableau 3-14).

Le flambement hors plan des diagonales induit du cisaillement dans les connecteurs. Dans ce cas, il faut déterminer un facteur d'élancement équivalent (ρ_e) pour ce flambement:

$$\rho_e = \sqrt{\rho_o^2 + \rho_i^2} \quad (3-14)$$

$$\text{où: } \rho_o = \frac{KL}{r_y} \quad (3-15)$$

Dans l'équation (3-14), l'élancement de la section composée (ρ_o) est l'élancement de la diagonale pour le flambement hors plan, en l'occurrence le flambement selon l'axe faible (axe y), tel que donné par l'équation (3-15).

Le flambement de la diagonale peut se produire dans le plan du cadre (autour de l'axe x , voir Figure 3-6) ou hors plan du cadre (autour de l'axe y). Pour les deux modes de flambement, on a utilisé un coefficient $K = 0,5$ et une longueur égale à 6662 mm. Les élancements pour les deux modes de flambement sont présentés au Tableau 3-18. Pour tous les spécimens, l'élancement $(KL/r)_y$ est plus élevé que l'élancement selon l'axe x et on peut donc prévoir que le flambement se produira hors plan pour tous les spécimens. De plus, l'élancement pour le flambement hors plan sera encore plus élevé que $(KL/r)_y$ en raison : 1) de l'interaction entre le flambement de la section composée et du flambement des cornières individuelles et, 2) du flambement en flexion-torsion.

Ces effets seront pris en compte dans ce qui suit, mais cela appuie davantage l'hypothèse que le flambement se produira dans la direction hors plan. Par conséquent, seul le flambement hors plan sera considéré ici.

Tableau 3-18: Propriétés selon l'axe y de la section composée selon le spécimen.

No.	$(KL/r)_x$	$(KL/r)_y$	ρ_o	ρ_i	ρ_e
	()	()	()	()	()
16	81,6	108,7	108,7	19,9	110,5
17	81,6	106,7	106,7	19,9	108,5
18	81,6	99,1	99,1	19,9	101,1

Le calcul de l'élancement équivalent autour de l'axe y (ρ_e) est présenté au Tableau 3-18. À cette étape, il faut vérifier que l'élancement soit inférieur à la limite de 200 qui est spécifiée pour une pièce comprimée. Comme montré au tableau, cette limite est respectée pour tous les spécimens ($\rho_e < 200$). Pour une pièce en tension, il est également nécessaire de s'assurer que l'élancement L/r soit inférieur à 300 pour contrôler la vibration des contreventements. Cette deuxième limite est moins critique et est donc satisfaite.

Le flambement en flexion-torsion est traité à l'article [13.3.2] de la norme. Dans ce cas, on doit déterminer d'abord le rayon de giration polaire de la section (\bar{r}_o), défini à la l'équation (3-16).

$$\bar{r}_o^2 = x_o^2 + y_o^2 + r_x^2 + r_y^2 \quad (3-16)$$

Dans cette équation, les coordonnées x_o et y_o sont les distances en x et en y entre le centre de gravité et le centre de torsion de la section. Pour la section faite de cornières dos-à-dos, la coordonnée x_o est nulle tandis que la coordonnée y_o est égale à 38,5 mm.

Les contraintes de flambement en y (F_{ey}) ou en torsion (F_{ez}) sont ensuite déterminées à partir des équations (3-17) et (3-18). Il est à noter que la contrainte F_{ey} tient compte de l'interaction entre le flambement global de la diagonale (section composée) et le flambement individuel des cornières. Elle est donc calculée avec l'élancement ρ_e déterminé précédemment. Pour le flambement en torsion, on pose le coefficient de longueur effective en torsion (K_z) égal à 1,0, cette valeur étant conservatrice. La longueur de flambement L_z est basée sur la longueur de conception approximative L , égale à 6662 mm. Le module de cisaillement de l'acier (G) est égal à 77 000

MPa. Il convient de rappeler que les contraintes F_{ey} et F_{ez} sont calculées en employant les propriétés de la section brute.

$$F_{ey} = \frac{\pi^2 E}{\rho_e^2} \quad (3-17)$$

$$F_{ez} = \left(\frac{\pi^2 E C_w}{(K_z L_z)^2} + GJ \right) \frac{1}{A \bar{r}_o^2} \quad (3-18)$$

Pour une section simplement symétrique, où l'axe y-y est l'axe de symétrie et dont le flambement se produit en flexion-torsion dans la direction hors-plan du contreventement, la contrainte de flambement (F_e) correspond à la contrainte de flambement d'Euler en torsion (F_{eyz}), calculée par l'équation (3-19). Dans cette équation, le paramètre Ω est défini à l'équation (3-20).

$$F_{eyz} = \frac{F_{ey} + F_{ez}}{2\Omega} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4F_{ey}F_{ez}\Omega}{(F_{ey} + F_{ez})^2}} \right] \quad (3-19)$$

$$\Omega = 1 - \left(\frac{x_o^2 + y_o^2}{\bar{r}_o^2} \right) \quad (3-20)$$

$$F_e = F_{eyz} \quad (3-21)$$

Finalement, le coefficient d'élancement (λ) est déterminé par l'équation (3-22) et le coefficient d'élancement attendu (λ_u) par l'équation (3-23). On utilise $F_y = 300$ MPa pour la résistance C_r et $R_y F_y = 385$ MPa pour la résistance C_u .

$$\lambda = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} \quad (3-22)$$

$$\lambda_u = \sqrt{\frac{R_y F_y}{F_e}} \quad (3-23)$$

Les paramètres de calcul nécessaires décrits ci-haut pour évaluer la résistance des sections composées pour le flambement en flexion-torsion sont présentés au Tableau 3-19.

Tableau 3-19: Paramètres de calcul pour les sections composées pour un mode de rupture par flexion-torsion.

No.	r_o^2	Ω	F_{ey} (MPa)	F_{ez} (MPa)	F_{eyz} (MPa)	λ	λ_u
16	4089	0,637	161,7	570,5	144,1	1,443	1,635
17	4125	0,640	167,6	565,6	148,6	1,421	1,610
18	4279	0,653	193,2	545,2	167,4	1,339	1,516

Les résistances C_r et C_u sont calculées respectivement par les équations (3-10) et (2-4). Toutefois, les aires employées dans ces équations sont les aires effectives qui tiennent compte du voilement local de la section, soient celles présentées au Tableau 3-17. Pour le calcul de C'_u , on a utilisé l'équation (2-6). De plus, on a utilisé la section réduite établie pour C_u , la raison étant que le voilement local, s'il se produit, se fera sous la charge C_u et la section voilée résistera à l'effort C'_u .

Tableau 3-20: Résistances et paramètres de calcul pour les sections composées pour un mode de rupture par flexion-torsion.

No.	T_r (kN)	T_u (kN)	C_r (kN)	C_u (kN)	C'_u (kN)
16	996	1421	345	453	284
17	996	1421	353	465	284
18	996	1421	366	509	284

3.3.1.2.4 Conception des cales

Pour prévenir le flambement des cornières individuelles, des cales doivent être installées entre les deux cornières. La conception de ces cales exige d'abord de déterminer l'espacement maximal entre les cales et ensuite de calculer la résistance des cales.

3.3.1.2.4.1 Espacement maximal des cales

L'espacement des cales pour les pièces assemblées dépend des limites imposées pour les diagonales en compression et des limites imposées pour les diagonales en tension.

En ce qui a trait aux limites imposées en compression, celles-ci font référence à la clause [19.1.4]. Pour des contreventements de type CC, il faut satisfaire l'équation (3-24). Pour les diagonales d'un contreventement de type MD, on doit respecter une limite supplémentaire qui est prescrite à l'article [27.5.3.3] afin d'obtenir un comportement sismique adéquat. Il faut, dans ce cas, que l'élancement de la section individuelle soit inférieure ou égale à 0,5 fois le rapport effectif de l'élancement de la section globale dans la direction qui gouverne. Cette limite est présentée à l'équation (3-25). Cette limite ne s'applique toutefois que si le flambement induit du cisaillement dans les connecteurs, ce qui est le cas ici.

$$\frac{d}{r'_y} \leq \frac{KL}{r} \quad \text{Type CC} \quad (3-24)$$

$$\frac{d}{r'_y} \leq 0,5 \frac{KL}{r} \quad \text{Type MD} \quad (3-25)$$

En utilisant les valeurs de $(KL/r)_y$ du Tableau 3-18 pour KL/r dans ces équations, on obtient des espacements (d) maximum de 1804 mm, 1771 mm et de 823 mm pour les spécimens nos. 16, 17 et 18 respectivement.

Aux États-Unis, la norme AISC 341-10 (AISC 2010) contient les dispositions pour obtenir un comportement sismique ductile des charpentes en acier. Pour les contreventements de type SCBF (Special Concentrically Braced Frame), qui correspondent aux contreventements de type MD au Canada, on exige que l'espacement des cales, a , soit tel que l'élancement individuel des cornières, a/r'_y , soit inférieur à 0,4 fois l'élancement qui gouverne la résistance de la membrure. Pour le spécimen 18, la distance a maximum serait égale à 658 mm.

En tension, la clause [19.2.1] stipule que la section seule doit avoir un élancement inférieur à 300 entre les points d'attache. À cet effet, la longueur maximale entre les points d'attache est donc de 4980 mm.

Ainsi, les espacements maximums entre les cales sont contrôlés par les limites en compression. Lors de la conception finale et la fabrication des spécimens, l'espacement entre les cales, on a retenu un espacement de 20 pouces (508 mm), ce qui respectait toutes les limites applicables aux contreventements ductiles. De plus, cet espacement a été appliqué pour tous les contreventements (Types CC et MD) afin d'effectuer une comparaison directe entre les spécimens et isoler uniquement l'effet des assemblages.

3.3.1.2.4.2 Résistance des cales

Pour les contreventements de type CC, les cales doivent résister à 0,01 fois la force totale dans la pièce assemblée, tel que mentionné à la clause [19.1.6]. Pour ce calcul, on suppose que l'effort maximal anticipé dans la diagonale correspond à la résistance pondérée (C_r) du Tableau 3-20. Les valeurs de l'effort de conception des cales (T_f) sont données au Tableau 3-21. Pour les contreventements de type MD, les cales doivent être dimensionnés pour un effort plus élevé lorsque le flambement global des contreventements est tel que du cisaillement est induit dans les cales. En effet, selon l'article [27.5.3.3], ces derniers doivent résister à la moitié de la charge de plastification de la plus petite section jointe. L'effort de conception des cales correspond alors à la moitié de l'aire d'une cornière seule multipliée par la limite élastique probable $R_y F_y = 385$ MPa, soit l'équation (3-26).

$$T_f = \frac{A}{2} R_y F_y \quad \text{Type MD} \quad (3-26)$$

Pour le spécimen no. 18, l'effort T_f est donc égal à 356 kN ($A = 1850 \text{ mm}^2$).

La résistance des cales est limitée par la résistance en cisaillement d'une cale (V_r), la résistance en cisaillement du métal d'apport (V_{rw}) et la résistance en cisaillement du métal de base (V_{rm}). Ces résistances sont obtenues par les équations (3-27) à (3-29). Les dimensions des cales sont données au Tableau 3-8: $L_{cales} = 50,8$ mm et $b_{cales} = 152$ mm. Les épaisseurs des cales (t_{cales}) sont de 7,9375 mm, de 9,525 mm et de 15,875 mm pour les spécimens nos. 16, 17 et 18 respectivement. Elles sont faites de plaques d'acier G40.21-350W ($F_y = 350$ MPa, $F_u = 450$ MPa). Dans ces équations, l'aire résistante à l'effort de cisaillement (A) dans le plan des cales est égale à $b_{cales} \times L_{cales}$. Toutefois, pour être réaliste, on peut supposer que seules deux bandes d'une largeur égale à $D_{wcales} + t_{cales}$ et d'une longueur égale à L_{cales} travaillent réellement. Dans ce cas, l'aire est présentée à l'équation (3-30). De plus, il convient de mentionner que la soudure est constituée de quatre cordons de soudure sur toute la longueur de la cale, d'où L_{wcales} est égal à L_{cales} . Étant donné que l'effort doit passer d'une cornière à l'autre via les cales, les 2 cordons de soudure reliant une cornière à une cale doivent reprendre l'effort de conception T_f .

$$V_r = \phi A (0,66 F_y) \quad , \text{ où } A \text{ est donnée par l'équation (3-30).} \quad (3-27)$$

$$V_{rm} = 0,67 \phi_w 2(L_{wcales} D_{wcales}) F_u \quad (3-28)$$

$$V_{rw} = 0,67\phi_w 2(0,707L_{wcales}D_{wcales})X_u \quad (3-29)$$

$$A = 2 \cdot L_{cales} \cdot (D_{wcales} + t_{cales}) \quad (3-30)$$

Le Tableau 3-21 présente les résistances des cales pour les trois spécimens et trois états limites. Pour les spécimens de type CC, la résistance des cales est adéquate étant donné que l'effort de dimensionnement est relativement faible. Pour le spécimen no. 18, la résistance en cisaillement des cales (V_r) est adéquate, mais la résistance des soudures est insuffisante. Cette résistance insuffisante résulte d'une erreur qui s'est produite au moment de la conception des spécimens, erreur qui n'a été identifiée que lors de l'essai. En effet, on verra au chapitre 4 que des ruptures prématurées au niveau des soudures ont été observées pour ce spécimen.

Tableau 3-21: Résistances des cales.

No.	T_f (kN)	V_r (kN)	V_{rw} (kN)	V_{rm} (kN)
16	3,5	294	95	123
17	5,3	328	95	123
18	356	462	95	123

3.3.1.2.5 Résistance finale et commentaires

La résistance en compression des cornières dos-à-dos est gouvernée par la rupture en flexion-torsion. Elle est également affectée par le voilement local et par l'interaction entre le flambement global et le flambement individuel des cornières. Pour les spécimens nos. 16 et 17, les deux spécimens respectent toutes les exigences pour des contreventements de type construction conventionnelle. Pour ces spécimens, on aurait pu utiliser un espacement plus élevé entre les cales, ce qui aurait légèrement affecté à la baisse la résistance C_r . Le spécimen no. 18 ne rencontre pas les trois exigences suivantes pour les contreventements de type MD : 1) l'élancement de l'aile courte excède légèrement la limite fixée pour un bon comportement cyclique inélastique en compression (8,0 vs 7,8), 2) l'élancement de l'aile longue excède de façon marquée la limite requise pour un bon comportement cyclique inélastique en compression (13,3 vs 10,7), et 3) la résistance des soudures des cales au cisaillement longitudinal est inférieure à la valeur prescrite pour développer la plastification d'une des deux cornières après un cycle de flambement. Pour le spécimen no. 18, ces problèmes concernent principalement le bon

comportement inélastique de la diagonale sous une sollicitation sismique. Étant donné que les assemblages de ce spécimen avaient été dimensionnés par capacité et que l'étude porte principalement sur le comportement des assemblages, le spécimen no. 18 a quand même été considéré comme un spécimen de type MD dans cette recherche.

En terminant, on remarque que les diagonales utilisées sont peu efficaces pour travailler en tension-compression, puisque leur résistance pondérée en tension est supérieure à deux fois leur résistance en compression (Tableau 3-20). Dans une structure de bâtiment réelle, il aurait probablement été plus avantageux de faire travailler ces diagonales en tension seulement, plutôt qu'en tension-compression, comme cela a été fait dans ce programme expérimental. Pour les spécimens des contreventements de type CC, les assemblages auraient alors été conçus pour un effort $T_{fc} = T_r$, soit un effort beaucoup plus élevé que $T_{fc} = C_r$. Pour le spécimen no. 18 (type MD), cet autre approche de conception n'aurait pas eu d'impact sur l'assemblage car celui-ci aurait été toujours été conçu pour $T_{fc} = T_u$. Les essais sur les spécimens de contreventement de type CC (nos. 16 et 17) sont tout de même valables, car ils permettent de vérifier le comportement d'un assemblage conçu pour un effort associé à la résistance en compression d'une diagonale faite de cornières dos-à-dos.

3.3.2 Conception des assemblages

Cette section présente la méthodologie employée pour le dimensionnement des assemblages. Il y sera traité de la résistance des assemblages en tension, de la résistance des assemblages en compression, des considérations pratiques, des modes de rupture critiques des assemblages et du dimensionnement des goussets d'extrémités.

3.3.2.1 Résistance des assemblages en tension

Cette section présente les équations utilisées pour le dimensionnement des assemblages en traction. Comme discuté à la section suivante, les assemblages dans ce projet ont été conçus uniquement pour développer une résistance pondérée en traction (T_r) égale ou supérieure à effort de conception (T_{fc}) en supposant que cet effort agit en tension seulement, soit:

$$T_r \geq T_{fc} \quad (3-31)$$

Comme décrit au chapitre 2, cette façon de faire est typique de l'industrie car il n'existe pas, ou très peu de règles de conception permettant de vérifier la résistance d'un assemblage de diagonales de contreventement à un effort de compression. Il était alors généralement convenu en pratique que l'assemblage ne pouvait flamber. La résistance du gousset est toutefois généralement vérifiée avec la méthode de Thornton. La résistance en traction de l'assemblage peut cependant être limitée par différents modes de ruptures auxquels sont associés des résistances à la traction, au cisaillement, en écrasement, etc. Les modes de rupture à vérifier pour la majorité des assemblages sont les suivants :

1. la plastification de l'aire brute;
2. la rupture à l'aire nette, incluant l'effet possible du décalage en cisaillement;
3. la rupture en tension et en cisaillement combinés;
4. la rupture par pression diamétrale des boulons;
5. déchirure autour des boulons;
6. la rupture en cisaillement des boulons;
7. la rupture en cisaillement des soudures;
8. la rupture du profilé dans la zone soudée;
9. la rupture des plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures;
10. la déchirure des plaques de transfert en tension et en cisaillement combinés autour des soudures;
11. déchirure autour des soudures.

Ces modes de rupture sont représentés à la Figure 3-26. À noter que les numéros réfèrent à la liste des modes de rupture énumérées ci-dessus. Sur la figure, les modes de rupture nos. 6 et 7 ne sont pas présentés simplement car leur représentation schématique n'apporte pas une meilleure visualisation de ce mode de rupture. Dans certains cas, les lettres a et b sont employées pour représenter deux mécanismes de rupture se référant au même mode de rupture.

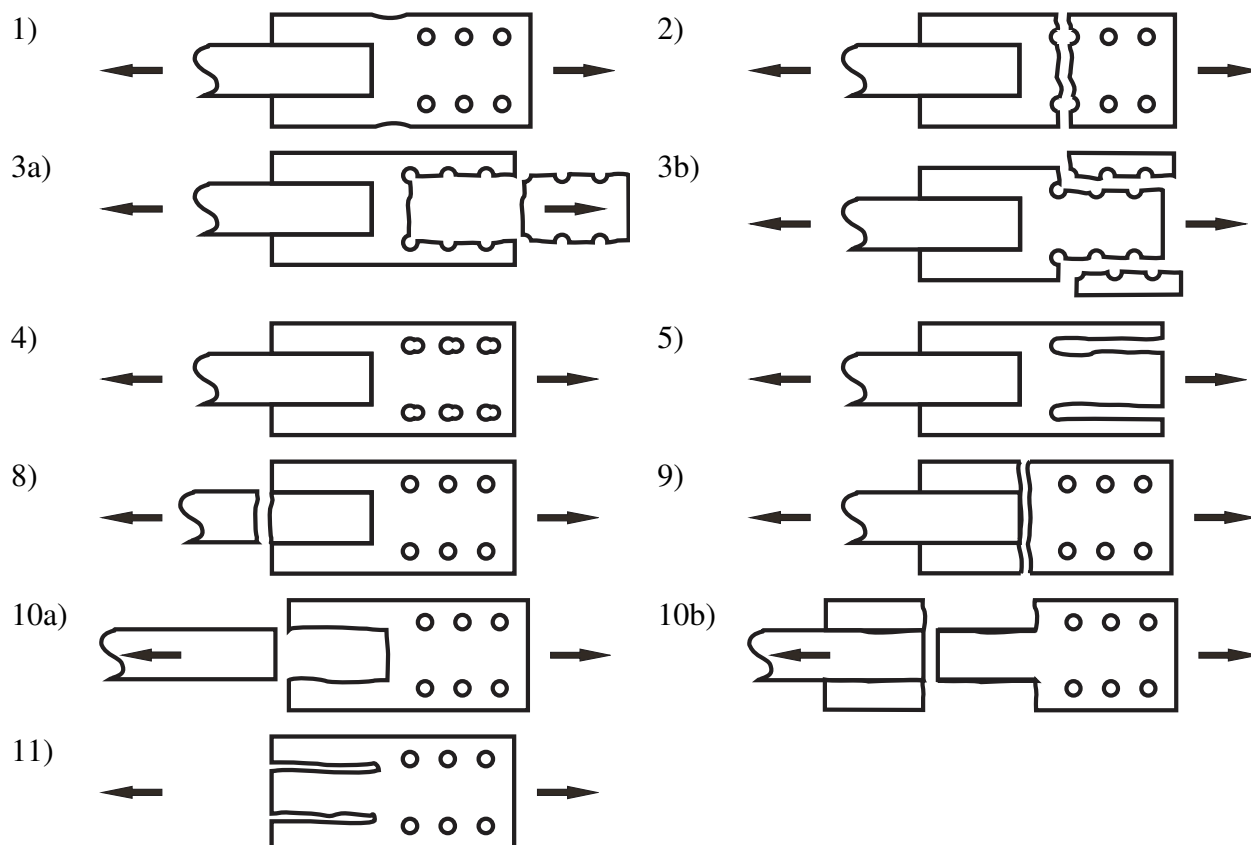


Figure 3-26: Principaux modes de rupture.

Pour les équations de résistance présentées ci-dessous, les facteurs ϕ sont présentés aux équations (3-32) à (3-36).

$$\phi = 0,9 \quad (\text{acier structural, rupture ductile}) \quad (3-32)$$

$$\phi_u = 0,75 \quad (\text{acier structural, rupture non ductile}) \quad (3-33)$$

$$\phi_b = 0,80 \quad (\text{boulons}) \quad (3-34)$$

$$\phi_{br} = 0,80 \quad (\text{pression diamétrale des boulons sur l'acier}) \quad (3-35)$$

$$\phi_w = 0,67 \quad (\text{soudure}) \quad (3-36)$$

3.3.2.1.1 Plastification de l'aire brute

La plastification survient lorsque l'aire brute (A_g) de l'élément atteint la limite élastique, tel qu'obtenu par l'équation (3-37). La référence est l'article [13.2 (a) (i)].

$$T_r = \phi A_g F_y \quad (3-37)$$

3.3.2.1.2 Rupture à l'aire nette, incluant l'effet possible du décalage en cisaillement

L'aire nette est calculée en retirant l'aire des trous des boulons à l'aire brute. Le trou des boulons est égal au diamètre des boulons en ajoutant 4 mm pour considérer les bavures lors du perçage. L'aire nette est donnée par l'équation (3-38) dans laquelle w_n représente la largeur nette et t est l'épaisseur de l'élément. L'aire nette (A_n) est décrite à la clause [12.3.1 (a)].

$$A_n = w_n t \quad (3-38)$$

Pour les assemblages boulonnés des cornières où les boulons sont disposés en quinconce, l'équation (3-39) doit être utilisée pour le calcul de l'aire nette, tel que décrit à l'article [12.3.1 (b)].

$$A_n = w_n t + \frac{s^2 t}{4g} \quad (3-39)$$

Dans certains cas, on doit réduire l'aire nette pour tenir compte du décalage en cisaillement causant une distribution non uniforme des contraintes sur l'aire nette au moment de la rupture. Pour les assemblages composés de plaques de transfert qui sont boulonnées aux plaques de gousset, il n'y a aucun décalage en cisaillement et, par conséquent, l'aire nette effective est égale à l'aire nette ($A_{ne} = A_n$). Pour les assemblages dont le transfert est réalisé par des cornières boulonnées aux plaques de gousset et dont une seule aile est boulonnée, il se produit un décalage en cisaillement. Les recommandations pour considérer le décalage en cisaillement dans les pièces boulonnées sont données à l'article [12.3.3.2] et celles-ci sont présentées aux équations (3-40) et (3-41).

$$A_{ne} = 0,80A_n \quad \text{pour 4 rangées ou plus de boulons} \quad (3-40)$$

$$A_{ne} = 0,60A_n \quad \text{pour moins de 4 rangées de boulons} \quad (3-41)$$

Finalement, la résistance en tension à l'aire nette est donnée par l'équation (3-42) et elle décrite à l'article [13.2 (a) (iii)].

$$T_r = \phi_u A_{ne} F_u \quad (3-42)$$

3.3.2.1.3 Rupture en tension et en cisaillement combinés

La rupture de l'assemblage peut se produire par une déchirure en tension et en cisaillement combiné, tel que décrit à la clause [13.11]. La résistance pour ce mode de rupture est donnée à l'équation (3-43). Dans cette équation, le facteur U_t est un facteur d'efficacité et il égal à 1,0 lorsque la rupture est symétrique. Pour des cornières connectées par une seule aile, le facteur doit être pris égal à 0,6. De plus, A_{gv} représente l'aire brute cisailée.

$$T_r = \phi_u \left[U_t A_n F_u + 0,6 A_{gv} \frac{(F_y + F_u)}{2} \right] \quad (3-43)$$

3.3.2.1.4 Rupture par pression diamétrale des boulons

La pression diamétrale est un mode de rupture pour lequel le boulon plastifie l'acier de l'élément par la pression de contact, tel que décrit à l'article [13.12.1.2 (a)]. L'équation (3-44) présente ce mode de rupture.

$$B_r = 3\phi_{br} n_b t d_b F_u \quad (3-44)$$

3.3.2.1.5 Déchirure autour des boulons

La déchirure autour des boulons survient lorsque deux plans de cisaillement se forment au-dessus et en-dessous des files de boulons. Ce mode de rupture implique donc uniquement le cisaillement dans l'élément et il représente un cas particulier de déchirure en traction-cisaillement alors que l'aire tendue est nulle. L'équation (3-45) indique l'équation de ce mode de rupture.

$$T_r = \phi_u \left[0,6 A_{gv} \frac{(F_y + F_u)}{2} \right] \quad (3-45)$$

3.3.2.1.6 Rupture en cisaillement des boulons

La résistance en cisaillement des boulons doit être adéquate pour reprendre le cisaillement dans l'assemblage. Les équations sont formulées à l'article [13.12.1.2 (c)]. Pour tenir compte de la présence possible de filets dans la zone cisailée du boulon, l'aire du boulon doit être réduite en multipliant l'aire du boulon (A_b) par 0,70. Pour des boulons ASTM A325 de diamètre de 25,4 mm ou moins, la contrainte ultime du boulon (F_{ub}) est égale à 825 MPa. Lorsque le diamètre est supérieur à 25,4 mm, F_{ub} est égale à 725 MPa. L'équation (3-46) fournit la résistance en cisaillement d'un boulon. Le paramètre m correspond au nombre de plans de cisaillement du boulon résistant au cisaillement dans l'assemblage, où $m = 1$ pour les assemblages en cisaillement simple et $m = 2$ pour les assemblages en cisaillement double.

$$V_r = 0,60\phi_b m (0,70A_b) F_{ub} \quad (3-46)$$

3.3.2.1.7 Rupture en cisaillement des soudures

La résistance des cordons de soudures en cisaillement nécessite, dans un premier temps, de s'assurer que la résistance du métal de base (V_{rm}) soit suffisante et, dans un deuxième temps, que la résistance du métal d'apport de la soudure (V_{rw}) soit adéquate pour reprendre l'effort. La référence est l'article [13.13.2.1]. Dans les équations ci-dessous, A_m représente l'aire cisailée dans le métal de base. Celle-ci est égale au produit de la longueur de la soudure (L_w) et de la grosseur de la soudure (D_w). Dans le cas de l'aire effective du métal d'apport de la soudure (A_w), on applique le facteur 0,707 pour obtenir l'aire de la section critique de la soudure formant un triangle rectangle isocèle de côté D_w . Pour les assemblages des spécimens de ce projet, il y a toujours 4 soudures parallèles qui transfèrent les efforts, d'où le chiffre 4 dans les équations.

Les équations permettant de déterminer les résistances en cisaillement pour le métal de base (V_{rm}) et pour le métal d'apport (V_{rw}) sont:

(a) pour le métal de base (hors de la surface de fusion) :

$$A_m = 4L_w D_w \quad (3-47)$$

$$V_{rm} = 0,67\phi_w A_m F_u \quad (3-48)$$

(b) pour le métal d'apport :

$$A_w = 4(0,707D_w L_w) \quad (3-49)$$

$$V_{rw} = 0,67\phi_w A_w X_u \quad (3-50)$$

3.3.2.1.8 Rupture du profilé dans la zone soudée

3.3.2.1.8.1 Résistance du tube

Lorsqu'on pratique deux entailles, ou fentes, dans le profilé HSS pour y insérer les plaques de transfert dans le profilé, il est possible que la rupture en traction survienne dans le profilé HSS, à l'extrémité des fentes. À cet endroit, chaque moitié de la section du profilé se comporte comme une paroi en « C » fixée par deux cordons de soudures, tel que montré à la Figure 3-27.

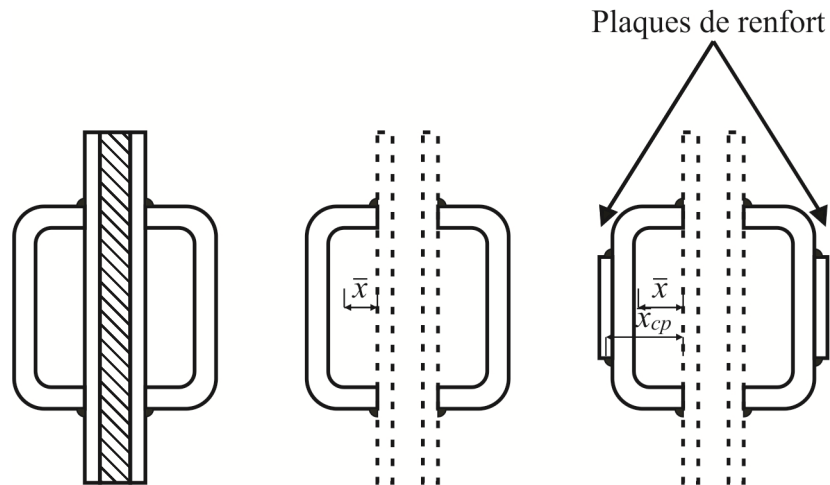


Figure 3-27: Rupture dans le profilé HSS dans la zone soudée.

L'aire de cette section en « C » correspond alors à une paroi comprise entre deux cordons de soude latéraux. On déplie alors le « C » et on considère qu'il s'agit d'une plaque de largeur w comprise entre deux soudures. Selon la méthode canadienne, lorsqu'une paroi est retenue par deux cordons de soude latéraux, l'aire nette est dénotée A_{n2} et elle se calcule en utilisant les équations (3-51) à (3-53). L'aire nette effective est alors égale à cette aire ($A_{ne} = A_{n2}$). Dans ces équations, L_w est la longueur moyenne des soudures et t est l'épaisseur de la paroi. Cette méthode a été employée pour évaluer ce mode de rupture pour le projet.

$$A_{n2} = 1,00wt \quad \text{lorsque } L_w \geq 2w \quad (3-51)$$

$$A_{n2} = 0,50wt + 0,25L_w t \quad \text{lorsque } 2w > L_w \geq w \quad (3-52)$$

$$A_{n2} = 0,75L_w t \quad \text{lorsque } L_w > w \quad (3-53)$$

Étant la forme de la paroi, on peut également se référer à la norme américaine dans laquelle on calcule l'aire nette effective selon les équations (3-54) et (3-55). Dans ces équations, la distance \bar{x} représente la distance à partir du bout des ailes du « C » jusqu'au centre de gravité de la section en C, tel que montré à la Figure 3-27. Pour des informations supplémentaires, le lecteur peut également se référer à Haddad et Tremblay (2006).

$$\alpha = 1 - \frac{\bar{x}}{L_w} \leq 0,9 \quad (3-54)$$

$$A_{ne} = \alpha A_n \quad (3-55)$$

La résistance du profilé HSS dans la zone soudée est obtenue en employant l'équation (3-42). Pour une diagonale de contreventement de type MD, la résistance pondérée en tension du profilé est multipliée par R_y/ϕ , pour tenir compte du fait que l'effort de conception ($T_{fc} = T_u$) et la résistance pondérée sont basés sur le même matériau. Dans ce cas, R_y ne doit pas être supérieur à 1,2 pour des profilés HSS et à 1,1 pour les autres sections. Ces recommandations sont fournies à l'article [27.5.4.2].

3.3.2.1.8.2 Ajout de plaques de renfort

Lorsque la résistance en traction à l'aire nette soudée du profilé HSS n'est pas suffisante, il faut renforcer la section par l'ajout de plaques de renfort soudées sur les côtés du tube, tel que montré à la Figure 3-27. Dans ce cas, on emploie uniquement la norme américaine, soit les équations (3-54) et (3-55). Toutefois, la distance \bar{x} est déterminée en considérant la position du centre de gravité de la section modifiée, soit en considérant la section en « C » en plus de la plaque de renfort. La résistance est obtenue également de l'équation (3-42). Pour une diagonale de type MD, seule la contribution du profilé à la résistance T_r est multipliée par R_y/ϕ , tel que mentionné à la section précédente. La contribution des plaques de renfort à la résistance en tension ne peut toutefois pas être multipliée par ce facteur car le matériau utilisé pour les plaques n'est pas le même que celui du profilé.

Par ailleurs, pour le choix des dimensions des plaques de renforts, il faut retenir une épaisseur et une largeur de plaque qui permettent la soudure au profilé. Dans ce cas, la largeur maximale de la plaque de renfort (b_{cp}) est donnée par l'équation (3-56).

$$b_{cp} \leq d - 2t_{des} - 20 \quad (3-56)$$

D'autre part, il faut s'assurer qu'il y ait une longueur suffisante pour permettre le transfert de l'effort aux plaques de renfort. À cet effet, il est suggéré de prévoir une distance égale à la profondeur de la section du profilé de part et d'autre de la fin des soudures. Cette distance est dénotée L_{cp} et elle est représentée aux Figures 3-2, 3-4 et 3-6. Elle doit donc satisfaire l'équation (3-57).

$$L_{cp} \geq d \quad (3-57)$$

3.3.2.1.9 Rupture des plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures

Pour les assemblages dont les plaques de transfert sont insérées et soudées aux parois du HSS, il faut évaluer la résistance de la plaque de transfert à l'aire nette située à l'extrémité des soudures. Cette section est critique car, lors du transfert des efforts, il y a un décalage en cisaillement qui produit une zone de concentration de contraintes dans la plaque, à la fin des cordons de soudure. La méthode de calcul est illustrée à la Figure 3-28.

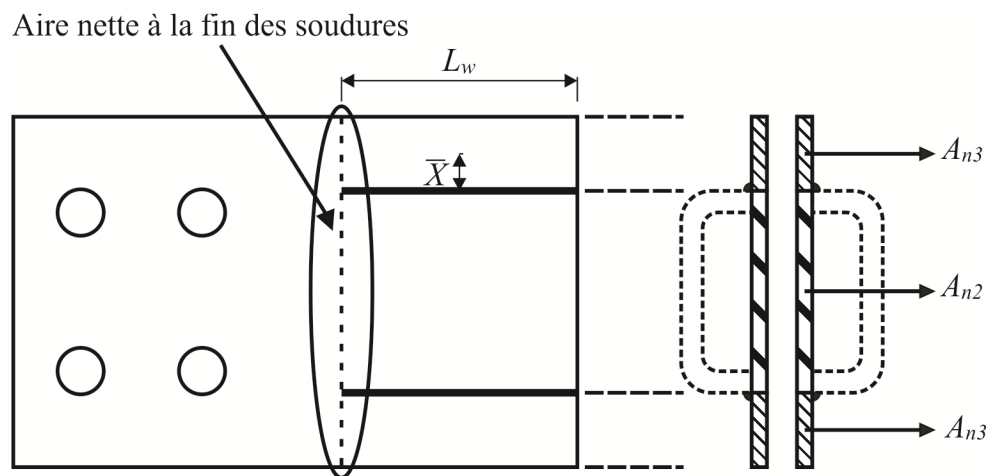


Figure 3-28: Rupture des plaques de transfert à l'aire nette soudée.

L'aire nette effective (A_{ne}) est montrée sur la Figure 3-28 et la clause [12.3.3.3] indique les équations pour déterminer cette aire afin de considérer le décalage en cisaillement pour des éléments soudés. L'aire nette effective est obtenue en additionnant l'aire nette effective des trois segments de la section montrés sur la figure, telle que présentée à l'équation (3-58).

$$A_{ne} = A_{n2} + 2A_{n3} \leq A_n \quad (3-58)$$

Lorsqu'une paroi est retenue par deux cordons de soudure latéraux, l'aire est dénotée A_{n2} et elle se calcule en utilisant les équations (3-59) à (3-61). C'est le cas du segment central de la section de la plaque. Dans ces équations, L_w est la longueur moyenne des soudures, w est la largeur de la paroi et t est l'épaisseur de la paroi.

$$A_{n2} = 1,00wt \quad \text{lorsque } L_w \geq 2w \quad (3-59)$$

$$A_{n2} = 0,50wt + 0,25L_w t \quad \text{lorsque } 2w > L_w \geq w \quad (3-60)$$

$$A_{n2} = 0,75L_w t \quad \text{lorsque } L_w > w \quad (3-61)$$

Lorsqu'une paroi est retenue par un seul cordon de soudure latéral, l'aire est dénotée A_{n3} et elle se calcule en utilisant les équations (3-62) et (3-63). C'est le cas des deux segments extérieurs de la section de la plaque. Dans ce cas, la distance \bar{x} représente la distance entre la soudure et le centre de gravité de la paroi, tel que montré à la Figure 3-28.

$$A_{n3} = \left(1 - \frac{\bar{x}}{L_w}\right)wt \quad \text{lorsque } L_w \geq w \quad (3-62)$$

$$A_{n3} = 0,50L_w t \quad \text{lorsque } w > L_w \quad (3-63)$$

La résistance de la plaque est ensuite obtenue en utilisant l'équation (3-42) et en utilisant l'aire nette effective soudée (A_{ne}) calculée.

3.3.2.1.10 Déchirure des plaques de transfert en tension et en cisaillement combinés autour des soudures

Il est possible que les plaques se déchirent en tension et en cisaillement combinés au niveau des soudures. Dans ce cas, la résistance de la plaque est donnée par l'équation (3-43). L'aire nette tendue correspond au minimum entre les aires nettes tendues A_{n2} et $2A_{n3}$, tel que montré à la

Figure 3-28. L'aire brute cisailée (A_{gv}) représente l'épaisseur de la plaque multipliée par la longueur des cordons de soudure.

3.3.2.1.11 Déchirure autour des soudures

De façon similaire, le cisaillement induit par les soudures peut mener à une rupture des plaques de transfert en cisaillement. Dans ce cas, il peut se produire deux plans de rupture en cisaillement au niveau des soudures. Il s'agit d'un cas particulier pour lequel il n'y a pas d'aire tendue. Dans ce cas, la résistance pour ce mode de rupture est obtenue de l'équation (3-45).

3.3.2.2 Résistance des assemblages en compression

La résistance en compression des assemblages doit être vérifiée de telle sorte que l'équation (3-64) soit satisfaite.

$$C_r \geq C_{fc} \quad (3-64)$$

Pour évaluer la résistance en compression des assemblages, il n'y a actuellement aucune méthode recommandée dans la norme. Pour des assemblages en cisaillement double, l'effort de compression est concentrique et, par conséquent, il n'y a pas de flexion pouvant créer un mode d'instabilité en compression. Comme l'effort de conception en traction T_{fc} est généralement égal ou supérieur à l'effort de compression C_{fc} , les modes de rupture en traction contrôlent la conception de l'assemblage.

Pour les assemblages en cisaillement simple, certains concepteurs vont ignorer l'effet de l'excentricité, et ne faire aucune vérification en compression, alors que d'autres vont employer des méthodes diverses pour considérer l'excentricité dans l'assemblage et les effets sur la stabilité de l'assemblage. Lors de la conception des spécimens, l'effet de l'excentricité a été examiné en utilisant la méthode décrite ci-dessous; cependant, on a choisi de ne pas appliquer les résultats de cette vérification pour la compression parce que: 1) la méthode employée entraînait une augmentation importante de l'épaisseur des plaques de transfert, bien au-delà des épaisseurs couramment rencontrées en pratique, 2) la méthode employée n'avait pas été validée expérimentalement, et 3) l'objectif consistait à étudier le comportement en stabilité d'assemblages qui seraient déficients à ce niveau.

3.3.2.2.1 Résistance en compression d'assemblages en cisaillement simple

Pour déterminer la résistance des assemblages en cisaillement simple, on peut utiliser l'équation d'interaction en compression et en flexion, telle que décrite à l'équation (3-65).

$$\frac{C_f}{C_r} + \frac{M_f}{M_r} \leq 1,0 \quad (3-65)$$

L'effort C_f est l'effort axial pouvant être repris par l'assemblage. Le moment M_f est causé par la force de compression multipliée par l'excentricité entre le centre de chacune des plaques de l'assemblage, tel que présenté à l'équation (3-66).

$$M_f = C_f \cdot e = C_f \cdot \frac{(t_g + t_s)}{2} \quad (3-66)$$

Deux approches sont possibles pour déterminer C_r . Dans une première méthode, la méthode 1, on suppose que la résistance en compression soit atteinte lorsque survient la plastification de l'assemblage. La méthode 2 consiste à calculer C_r en supposant une longueur effective égale à $1,2 L_c$, où L_c est la longueur de l'assemblage, comme dans la méthode de l'AISC. La résistance en compression de l'assemblage (C_r), le facteur d'élancement (λ) et le rayon de giration (r_y) sont donnés aux équations (3-67) à (3-70).

$$C_{r1} = \phi A_g F_y \quad (\text{Méthode 1}) \quad (3-67)$$

$$C_{r2} = \frac{\phi A_g F_y}{(1 + \lambda^{2n})^{(1/n)}} \quad (\text{Méthode 2}) \quad (3-68)$$

$$\lambda = \frac{1,2 \cdot L_c}{r} \sqrt{\frac{F_y}{\pi^2 E}} \quad (3-69)$$

$$r = \frac{t}{\sqrt{12}} \quad (3-70)$$

Dans ces équations, l'aire A_g est égale à l'aire des plaques (la plaque la plus mince si deux plaques d'épaisseurs différentes sont utilisées), et la valeur de n est prise égale à 1,34. Les valeurs de L_c sont présentées au Tableau 3-1. La résistance en flexion (M_r) est obtenue en considérant que la plaque peut atteindre la plastification sur toute la section, tel que présenté à l'équation (3-71). Pour cette méthode, l'épaisseur de la plaque la plus mince est employée pour calculer les résistances lorsque les épaisseurs ne sont pas les mêmes.

$$M_r = \phi Z F_y = \phi \left(\frac{bt^2}{4} \right) F_y \quad (3-71)$$

Dans le Tableau 3-22, on présente les paramètres utilisés pour appliquer l'équation (3-65) pour les spécimens nos. 7, 8 et 14 ayant un assemblage en cisaillement simple. On a utilisé les dimensions des assemblages testés et le calcul est fait en utilisant les deux méthodes pour le calcul de C_r . Les résultats correspondant de l'équation d'interaction, "Int 1" et "Int 2", ont été obtenus en posant $C_f = C_{fc}$, ce qui permet de vérifier dans quelle mesure l'assemblage conçu sans considération de la compression est en mesure de résister à l'effet combiné de la compression et de la flexion. On peut constater que l'équation d'interaction n'est pas respectée pour aucun des trois spécimens. La valeur de C_r selon la méthode 2 est beaucoup plus faible qu'avec la méthode 1 car on considère le flambement de l'assemblage, ce qui donne des résultats d'interaction plus sévères.

Tableau 3-22: Vérification de l'équation d'interaction sous un effort $C_f = C_{fc}$.

No.	C_f (kN)	t_g, t_s (mm)	b_g, b_s (mm)	Z (mm ³)	M_f (kN·m)	M_r (kN·m)	r (mm)	λ (°)	C_{r1} (kN)	C_{r2} (kN)	Int. 1 (°)	Int. 2 (°)
7	1029	15,875	280	17641	16,3	5,6	4,6	2,404	1400	226	3,68	7,49
8	1029	25,4	203,2	32774	26,1	10,3	7,3	1,568	1626	544	3,17	4,42
14	348	15,875	152,4	9602	5,5	3,0	4,6	1,429	762	293	2,28	3,02

Dans le Tableau 3-23, on présente le calcul de l'équation d'interaction après avoir augmenté l'épaisseur des plaques de transfert et de gousset (t_s et t_g) jusqu'à ce que le résultat "Int. 2" soit égal à 1,0 sous un effort $C_f = C_{fc}$. La largeur des plaques demeure inchangée. Ainsi, pour satisfaire les équations d'interaction, il faudrait employer des plaques d'épaisseurs ($t_g = t_s$) de 58,9 mm, de 80,8 mm et de 36,6 mm pour les spécimens nos. 7, 8 et 14 respectivement. Il est intéressant de constater qu'en augmentant les épaisseurs des plaques, les deux méthodes pour le calcul de C_r donnent des résultats d'interaction pratiquement identiques. Ceci est dû principalement au fait que l'élancement de l'assemblage calculé pour la méthode 2 est nettement réduit et la résistance C_r s'approche de la résistance correspondant à la plastification des plaques.

Tableau 3-23: Vérifications de la résistance en compression des assemblages en cisaillement simple avec les épaisseurs requises des plaques de l'assemblage.

No.	$t_s \text{ requise}$ (mm)	$t_g \text{ requise}$ (mm)	Z (mm ³)	M_f (kN·m)	M_r (kN·m)	r (mm)	λ (°)	C_{r1} (kN)	C_{r2} (kN)	$Int. 1$ (°)	$Int. 2$ (°)
7	58,9	58,9	242969	60,6	76,5	17,0	0,365	5196	4950	0,99	1,00
8	80,8	80,8	331394	83,1	104,4	23,3	0,278	5170	5048	1,00	1,00
14	36,6	36,6	50947	12,7	16,0	10,6	0,350	1755	1681	0,99	1,00

En fait, selon la méthode décrite ci-dessus, on peut démontrer que la résistance requise de l'assemblage doit être 5 fois supérieure à l'effort C_f . Si on récrit l'équation d'interaction en posant que $t = t_s = t_g$ et en remplaçant les termes M_f et M_r , on obtient :

$$\frac{C_f}{C_r} + \frac{C_f \cdot t}{\phi \left(\frac{bt^2}{4} \right) F_y} = \frac{C_f}{C_r} + \frac{4C_f}{\phi(bt)F_y} = \frac{C_f}{C_r} + \frac{4C_f}{C_r} \leq 1 \quad (3-72)$$

Dans cette équation, on peut supposer que la résistance en compression est obtenue par la méthode 1 compte tenu de l'observation présentée précédemment montrant que les deux méthodes convergent vers des résistances similaires. Ainsi, en isolant le C_r , on obtient que :

$$C_r \geq 5C_f \quad (3-73)$$

$$bt \geq \frac{5C_f}{\phi F_y} \quad (3-74)$$

On constate finalement que selon cette méthode, seule l'aire de la plaque de transfert gouverne le dimensionnement pour empêcher le flambement.

Finalement, sur la base de ces résultats, il a été décidé de négliger l'effet de la compression et de l'excentricité dans la conception des assemblages et de réaliser les essais sur des assemblages de façon à examiner la résistance réelle et le comportement d'assemblages présentant probablement une déficience au niveau de la stabilité.

3.3.2.2.2 Résistance en compression d'assemblage en cisaillement simple avec un raidisseur (spécimen no. 9)

Le spécimen no. 9 est identique au spécimen no. 7, sauf qu'un raidisseur a été ajouté pour reprendre le moment de flexion causé par l'excentricité entre les plaques. Aucune méthode de conception n'existe pour ce type de raidisseur et les dimensions du raidisseur ont été choisies par jugement des concepteurs. En particulier, on s'est assuré que l'élancement du raidisseur ($b_r/t_r = 3,2$) soit bien inférieur à la limite pour le voilement local, $200/\sqrt{F_y} = 10,7$.

Deux approches de calcul ont néanmoins été employées pour estimer la résistance du raidisseur. La première approche consistait à considérer que l'effort axial est repris uniquement par la plaque de transfert alors que la flexion causée par l'excentricité est reprise par la pièce en « T » faite de la plaque et du raidisseur. La deuxième approche consistait à considérer que la pièce en « T » résistait à la fois à l'effort de compression et à la flexion.

Les résultats en suivant l'approche 1 sont présentés au Tableau 3-24. Dans ce cas, la résistance en compression est celle de la plaque de transfert. Cette résistance est calculée selon les deux méthodes 1 et 2 décrites précédemment, soit par les équations (3-67) et (3-68). Le module de section plastique (Z) a été déterminé pour une section en « T » pour laquelle la plaque de transfert représente l'aile et le raidisseur représente l'âme. Si on compare les résistances obtenues avec celles présentées au Tableau 3-22 pour le spécimen no. 7 (3,68 vs 1,91 pour l'interaction 1; 7,49 vs 5,72 pour l'interaction 2), on constate que, selon cette première approche, l'ajout d'un raidisseur a permis d'améliorer la situation comparativement aux résistances du spécimen no. 7, mais n'est pas suffisamment pour résister à l'effort C_{fc} .

Tableau 3-24: Résistance du spécimen no. 9 selon la première approche de calcul.

C_f (kN)	t_g, t_s (mm)	b_g, b_s (mm)	Z_y (mm ³)	M_f (kN·m)	M_r (kN·m)	C_{r1} (kN)	C_{r2} (kN)	Int. 1 ()	Int. 2 ()
1029	15,875	280	44128	16,3	13,9	1400	226	1,91	5,72

Le Tableau 3-25 présente la résistance du spécimen no. 9 en employant la deuxième approche de calcul. Dans ce cas, le moment induit M_f est plus élevé, car l'excentricité considérée est la distance entre le centre de la plaque de gousset (t_g) et l'axe neutre élastique de la pièce en « T ».

Toutefois, les résistances en compression sont plus élevées car on considère que le raidisseur contribue à C_r . Pour le calcul de C_{r2} , on a employé les caractéristiques de la pièce en « T », soit $I = 409\,722\text{ mm}^4$ et $r = 8,8\text{ mm}$ pour le calcul de l'élancement. Le résultat est que les résultats de l'équation d'interaction sont bien meilleurs que ceux obtenus pour le spécimen no. 7. En particulier, on peut noter que la valeur de C_r selon la deuxième approche est nettement améliorée (226 kN *vs* 766 kN) en considérant le raidisseur dans la résistance en compression. Néanmoins, la résistance de l'assemblage du spécimen no. 9 selon cette seconde approche ne serait toujours pas adéquate.

Tableau 3-25: Résistance du spécimen no. 9 selon la deuxième approche de calcul.

C_f (kN)	t_g, t_s (mm)	b_g, b_s (mm)	Z_y (mm ³)	M_f (kN·m)	M_r (kN·m)	C_{r1} (kN)	C_{r2} (kN)	<i>Int. 1</i> ()	<i>Int. 2</i>
1029	15,875	280	44128	21,6	13,9	1655	766	2,18	2,90

Malgré ces résistances insuffisantes, on a décidé de tester le spécimen no. 9 en utilisant les dimensions choisies sur la base de jugement, puisque ces dimensions semblaient déjà suffisamment massives pour l'assemblage employé et qu'un assemblage plus robuste ne serait pas représentatif de ce qui est couramment utilisé en pratique.

3.3.2.3 Considérations pratiques et espacements requis

Pour être en mesure d'installer les contreventements au chantier, il est nécessaire de respecter des espacements minimums et certaines considérations pratiques. Ces limites sont présentées aux équations (3-75) à (3-78) et elles concernent l'espacement longitudinal des boulons (p), l'écartement transversal des boulons (g), la pince longitudinale (e) et la pince transversale (e_t). Ces espacements sont mentionnés à la clause [22.3].

$$p \geq 2,7d_b \quad (3-75)$$

$$g \geq 2,7d_b \quad (3-76)$$

$$e \geq 1,5d_b \quad (3-77)$$

$$e_t \geq d_b + 6 \quad (3-78)$$

Pour les contreventements de type MD, l'assemblage doit accommoder une rotation inélastique lors du flambement de la diagonale, un espacement adéquat doit alors être laissé pour permettre une rotation ductile, tel que spécifié à l'article [27.5.4.3]. Cet espacement est noté e_{rp} sur les figures précédentes. Ce détail peut notamment être obtenu en laissant une distance égale à deux fois l'épaisseur de la plaque de gousset ($2t_g$) dans les plaques de gousset (Astaneh-Asl et al. 1985) ce qui a été fait pour la plupart des assemblages étudiés.

Finalement, il est également nécessaire de laisser une certaine distance entre le gousset et le profilé de la diagonale, ceci pour être en mesure d'installer facilement la diagonale en chantier. Cette distance est dénotée (e_i) et une distance de 25 mm a été laissée pour tous les spécimens. Cette distance est fréquemment employée en pratique.

3.3.2.4 Serrage des boulons

Il existe deux types de serrage de boulons, soit le serrage par contact (*snug-tight*) et le serrage contrôlé par pré-tension. Le serrage par contact est atteint lorsque les plaques sont emmenées fermement en contact entre elles par l'application d'une force égale à la force maximale que peut imposer un homme à l'aide d'une clé ayant un bras de levier de 300 mm. Ce serrage est décrit dans la norme CSA S16-09 à l'article [23.7]. Le serrage contrôlé consiste à faire tourner l'écrou d'un tiers de tour supplémentaire après avoir atteint le serrage par contact, tel que décrit à la clause [23.8]. À noter que le nombre de tours d'écrou requis peut varier selon le diamètre et la longueur des boulons. Pour le programme expérimental, 1/3 de tour était requis pour les boulons utilisés. Pour les contreventements conçus avec un facteur R_d plus grand que 1,5 (type MD), la norme S16 exige d'utiliser un serrage contrôlé pour les boulons. Pour les systèmes en construction conventionnelle, il est permis d'utiliser un serrage par contact.

3.3.2.5 Modes de rupture critique des assemblages

Le Tableau 3-26 présente les efforts de dimensionnement (T_f), la résistance critique en tension (T_r) ainsi que le mode de rupture critique pour chacun des spécimens. On constate qu'un mode de rupture ductile n'a pas été respecté pour tous les assemblages de type CCM. En effet, on désirait étudier le comportement de ces assemblages lorsqu'aucune attention particulière n'était portée quant à au mode de rupture. Ainsi, seuls les spécimens nos. 11 et 16 ont des modes de rupture gouvernés par la pression diamétrale des trous de boulons. À l'exception du spécimen no. 15,

tous les modes de ruptures s'appliquent pour les assemblages centraux et les assemblages d'extrémités.

Tableau 3-26: Résistance des assemblages et modes de rupture.

No.	Type	T_{fc} (kN)	T_r (kN)	T_{fc}/T_r ()	Modes de rupture critique
1	MD	1564	1622	0,964	2. Rupture à l'aire nette
2	MD	1564	1622	0,964	2. Rupture à l'aire nette
3	MD	1564	1608	0,973	2. Rupture à l'aire nette
4	MD	1564	1622	0,964	2. Rupture à l'aire nette
5	CCS	1029	1095	0,940	8. Rupture du profilé dans la zone soudée (avec plaques de renfort)
6	CCS	1029	1077	0,956	2. Rupture à l'aire nette
7	CCS	1029	1117	0,922	2. Rupture à l'aire nette
8	CCS	1029	1083	0,950	8. Rupture du profilé dans la zone soudée (avec plaques de renfort)
9	CCS	1029	1117	0,922	2. Rupture à l'aire nette
10	CCM	686	683	1,004	2. Rupture à l'aire nette
11	CCM	686	710	0,967	8. Rupture du profilé dans la zone soudée
			(784)	(0,876)	5. (Pression diamétrale)
12	MD	998	1005	0,993	2. Rupture à l'aire nette
13	CCM	348	439	0,793	6. Rupture des boulons en cisaillement
14	CCM	348	355	0,979	8. Rupture du profilé dans la zone soudée
15-ext	MD	1564	1582	0,989	2. Rupture à l'aire nette (HSS coupé)
15-centre	MD	1564	972	1,609	2. Rupture à l'aire nette (HSS coupé)
16	CCM	345	680	0,508	5. Pression diamétrale
17	CCS	530	741	0,714	2. Rupture à l'aire nette - 2 boulons (gousset)
18	MD	1421	1488	0,954	6. Rupture des boulons en cisaillement

3.3.2.6 Dimensionnement des goussets d'extrémité

Quatre goussets triangulaires ont été conçus spécialement pour ce projet, tel que décrit précédemment à la section 3.1.4.4. Ces derniers ont été conçus pour demeurer élastiques durant l'ensemble du programme expérimental. Dans ce cas, lorsqu'une rotation ductile doit être accommodée, celle-ci est transférée dans les plaques de goussets et non dans ces goussets d'extrémités. La conception des goussets d'extrémité a été réalisée en suivant la méthode uniforme proposée par l'AISC. La résistance des goussets d'extrémité a également été vérifiée

par une analyse en éléments finis sur le logiciel ABAQUS, laquelle a été réalisée par M. Ali Davaran.

3.4 Fabrication des spécimens

La fabrication des spécimens HSS nos. 1 à 15 a été réalisée par Les Constructions Beauce Atlas inc., à leur usine à Ste-Marie-de-Beauce. Les dessins d'ateliers sont présentés à l'annexe A.2. Les spécimens composés de cornières dos-à-dos (nos. 16 à 18) ont été fabriqués par CANAM. Seulement deux étapes de fabrication ont été réalisées à l'École Polytechnique, soit l'insertion de cales dans les assemblages en cisaillement double des diagonales HSS et la fabrication de fusibles dans les spécimens nos 1 et 3.

3.4.1.1 Installation des cales

Pour les assemblages en cisaillement double des diagonales HSS, des cales sont souvent insérées en pratique entre les deux plaques de transferts pour s'assurer que la distance entre ces plaques demeure inchangée suite aux manipulations des contreventements (Figure 3-29). Ces cales peuvent être attachées à l'une des plaques de transfert par points de soudure, comme sur la figure, ou au moyen de soudures continues. Toutefois, lors de la conception initiale des spécimens, ces cales ont été omises. Lors de la réalisation des essais, un seul spécimen a été testé dans la configuration initiale, sans cales, tandis que les essais suivants ont été réalisés après avoir ajouté des cales aux spécimens.



Figure 3-29: Cales placées entre les plaques de transfert d'assemblages en cisaillement double de diagonales HSS (Source : R.Tremblay).

Les cales ont été fabriquées par Les Constructions Beauce Atlas inc. Elles ont été installées au laboratoire, à l'École Polytechnique. Les plaques avaient la même épaisseur que les plaques de gousset, mais elles étaient plus larges que les plaques de transfert de façon à faciliter la soudure aux plaques de transfert. Elles étaient insérées entre les deux plaques de transfert, à l'intérieur du HSS. Elles étaient ensuite soudées par 4 points de soudure pour certains spécimens ou au moyen de soudures de structurales longitudinales continues 6 mm pour d'autres spécimens (Figure 3-30). On retrouve au Tableau 3-27 les spécimens pour lesquels on a ajouté des cales et le type de soudure qui a été utilisé. La mention non-applicable (N/A) est mise lorsqu'il n'était pas nécessaire d'ajouter de cales.

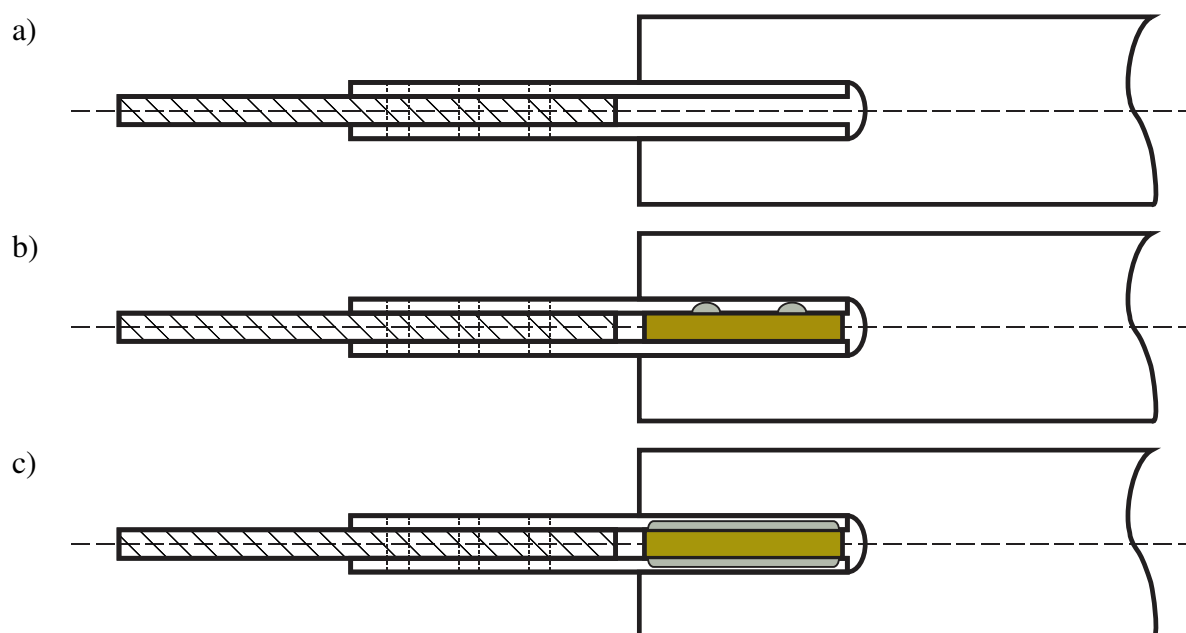


Figure 3-30: Ajout de cales aux assemblages en cisaillement double pour spécimens de diagonales HSS: a) Sans cale; b) Cale soudée par point; c) Cale avec soudures structurales continues.

Tableau 3-27: Type de soudure employé pour attacher les cales.

Spécimen no.	Type de soudure employé pour attacher les cales
1	Avec soudures structurales continues
2	Avec soudures structurales continues
3	Avec soudures structurales continues
4	N/A
5	Avec soudures structurales continues
6	Avec soudures structurales continues
7	N/A
8	N/A
9	N/A
10	Avec soudures par points
11	Avec soudures structurales continues
12	Avec soudures par points
13	Aucune cale
14	N/A
15	N/A
16	N/A
17	N/A
18	N/A

3.4.1.2 Fabrication de fusibles

Durant l'essai sur le spécimen no. 2, la capacité des vérins (force horizontale de 2000 kN) a été atteinte à quatre reprises alors que l'on s'approchait des déplacements inter-étages de $-1,0\% h_s$ et de $-1,5\% h_s$. Cette situation a été attribuée au fait que la dégradation de la résistance en compression de la diagonale continue en régime post-flambement était moins importante que prévue: après le flambement de la diagonale continue, la diagonale continue en compression pouvait maintenir une résistance élevée jusqu'à ce que la résistance tendue dans la direction opposée atteigne sa résistance probable en tension, une situation qui n'avait pas été anticipée lors de la conception.

Pour ce spécimen, la limite élastique de l'acier était de 439 MPa (voir Tableau 3-33, section 3.6.3), ce qui donnait des résistances attendues $C_{ua} = 911$ kN pour la diagonale continue et $T_{ua} = 1517$ kN pour la diagonale discontinue (voir section 4.1 pour les explications concernant ces résistances), ce qui donne un cisaillement inter-étage maximum possible $V_{ua} = 2132$ kN. La

capacité des vérins (2000 kN) pouvait donc être atteinte s'il n'y avait pas de dégradation significative de la résistance en compression de la diagonale comprimée, ce qui a été observé pendant l'essai. En fait, comme décrit au chapitre 4, on a même enregistré des forces supérieures à C_{ua} et T_{ua} dans les diagonales.

Les spécimens nos. 1 et 3 n'avaient pas encore testés à ce moment et, compte tenu de leurs similitudes, on prévoyait que la capacité attendue des diagonales serait supérieure à la capacité des vérins et qu'il ne serait pas possible d'appliquer le protocole de déplacement prévu. On a donc décidé de diminuer la capacité axiale des diagonales en traction en créant des fusibles dans les deux membrures diagonales en réduisant localement la section des profilés HSS. Les spécimens nos. 4, 5 et 6, qui étaient faits du même acier n'ont pas été modifiés. Pour le spécimen no. 4, qui était le premier spécimen à être testé, la capacité maximale des vérins avaient été atteintes également (voir la section 4.6.1.2). Le spécimen avait quand même été testé, mais le protocole de chargement avait été largement modifié. Pour les spécimens nos. 5 et 6, il avait été possible d'améliorer les modèles numériques au moment de les tester. Dans ce cas, on prévoyait que le flambement des assemblages allait survenir et que la dégradation de leur résistance en compression allait être suffisamment importante pour être en mesure d'appliquer le protocole expérimental au complet, ce qui a été effectivement le cas.

En créant les fusibles, la résistance attendue en tension (T_{ua}) des diagonales a été modifiée à une résistance réduite (T_{uar}) sans affecter la résistance en compression attendue de la diagonale (C_{ua}). La réduction de la section a été effectuée en perçant des trous près de l'extrémité inférieure de la diagonale continue et au bas du segment inférieur de la diagonale discontinue. Pour le spécimen no. 1, deux trous de 25,4 mm de diamètre ont été percés au-dessus et au-dessous de la diagonale et deux trous de 19,05 mm ont été percés sur les côtés. Pour le spécimen no. 3, on a choisi d'augmenter le diamètre des trous à 31,25 mm pour les 4 trous. L'emplacement des trous a été localisé à une distance égale à deux fois la profondeur du tube, c'est-à-dire à 254 mm, de tout élément des assemblages d'extrémité, ceci afin d'éviter tout problème causé par le décalage en cisaillement. Pour ces spécimens, les plaques de renfort de l'aire nette du profilé HSS étaient les derniers éléments de l'assemblage. Ainsi, les trous ont été localisés à 254 mm de la fin de ces plaques. Le détail du perçage qui a été effectué est montré à la Figure 3-31.

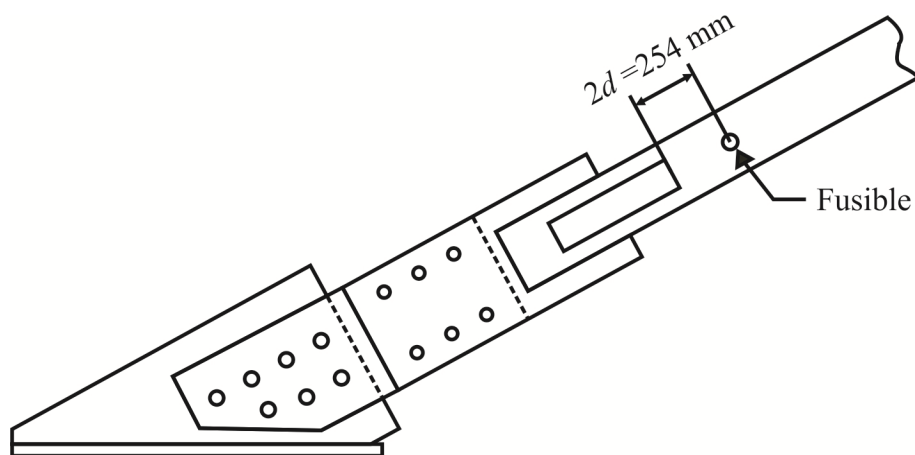


Figure 3-31: Emplacement des fusibles.

Afin de calculer l'aire à retirer de la section pour les spécimens nos. 1 et 3, on s'est basé sur un calcul similaire à celui montré ci-dessus pour le spécimen no. 2 de même que sur les forces mesurées lors de l'essai sur le spécimen no. 2. Comme le problème était causé par une trop grande résistance post-flambement de la diagonale continue, il fallait donc prévoir cette résistance pour les spécimens subséquents. Selon les résultats du spécimen no. 2, la résistance post-flambement à un déplacement de $-1,0\% h_s$ était approximativement de 500 kN. D'autre part, bien que la force théorique des vérins était de 2000 kN, ceux-ci ont développé au maximum un cisaillement inter-étage de 1950 kN durant les essais. Pour être conservateur, il a été décidé de prendre une résistance post-flambement de 700 kN, car on prévoyait également que la résistance en compression du spécimen no. 1 serait supérieure à la résistance du spécimen no. 2. Dans ce contexte, il était nécessaire de limiter la force de tension à $1950/\cos(28,59^\circ) - 700 = 1521$ kN. L'aire à retirer a été calculée comme suit. Sachant que la diagonale discontinue du spécimen no. 2 avait atteint une force maximale en tension de 1887 kN et que les caractéristiques des diagonales étaient similaires au spécimen no. 1, il fallait réduire la résistance de 366 kN, soit une réduction de 19,4% de l'aire. Selon les propriétés mesurées, l'aire de ces sections étaient autour de 3500 mm² avec une épaisseur de 7,60 mm (voir annexe A.3). Ainsi, la largeur totale de trou à retirer était de $0,194 \cdot 3500 / 7,60 = 89,3$ mm. En utilisant deux trous de 25,4 mm (1") et deux trous de 19,05(3/4"), la largeur de trou était de 88,9 mm, soit environ celle requise selon les hypothèses admises précédemment. En employant ces fusibles, on a été en mesure de réaliser le protocole expérimental sans atteindre la capacité maximale des vérins.

Pour le spécimen no. 3, les dimensions des fusibles ont été déterminées de façon similaire, mais en se basant plutôt sur les résultats obtenus durant l'essai du spécimen no. 1. À cet effet, l'aire réduite de la diagonale discontinue du spécimen no. 1 correspondait à 2824 mm². La charge maximale qui a finalement été développée dans cette diagonale a été de 1600 kN. Selon les mêmes hypothèses énoncées précédemment, on voulait limiter la résistance à 1521 kN. De plus, on a décidé de réduire davantage la résistance de cette diagonale car on s'attendait à nouveau à ce que la résistance en compression de la diagonale continue du spécimen no. 3 soit supérieure à celle du spécimen no. 1. Par conséquent, il fallait réduire la résistance de la diagonale discontinue de 79 kN, soit une réduction de 4,9% de l'aire déjà réduite. La largeur à retirer était alors $89,3 + 0,049 \cdot 2824 / 7,60 = 107,5$ mm, soit 4 trous de 26,9 mm (1,06") de diamètre. Au laboratoire, la plus petite mèche disponible dont le diamètre était supérieur à 25,4 mm avait un diamètre de 31,75 mm (1-1/4"). En utilisant cette mèche, la largeur totale retirée correspondait alors à 127 mm. Comme décrit au chapitre 4, avec de tels fusibles de grandes dimensions, une instabilité est survenue dans le profilé HSS, vis-à-vis des fusibles, ce qui a affecté la résistance en compression de la diagonale. Il aurait été plus judicieux de choisir des dimensions différentes pour les trous ou de réaliser des trous de 25,4 mm.

Le Tableau 3-28 présente les résistances anticipées dans les diagonales des spécimens nos. 1 et 3 sans ajout de fusibles. Les aires indiquées sont les aires obtenues par les mesures prises au laboratoire présentées au Tableau 3-30 et également à l'annexe A.4. Le paramètre V_{ua} (-) est le cisaillement inter-étage attendu dans la direction négative, c'est-à-dire lorsque la diagonale continue est comprimée et la diagonale discontinue est tendue (voir la convention de signe, section 3.2.6). On constate que si le cisaillement V_{ua} anticipé était supérieur à la capacité des vérins pour les deux spécimens et pour les deux directions.

Tableau 3-28: Résistances anticipées dans les diagonales sans les fusibles.

No.	Diagonale continue			Diagonale discontinue			Cisaillement inter-étage attendu	
	A (mm ²)	C_{ua} (kN)	T_{ua} (kN)	A (mm ²)	C_{ua} (kN)	T_{ua} (kN)	V_{ua} (-) (kN)	V_{ua} (+) (kN)
1	3293	859	1446	3408	889	1496	2068	2050
3	3498	913	1536	3461	896	1519	2136	2135

Le Tableau 3-29 présente les résistances anticipées dans les diagonales avec l'ajout des fusibles. Dans ce cas, les aires réduites (A_r) ont été calculées en retirant l'aire des trous aux aires mesurées (présentées au Tableau 3-28) en utilisant les épaisseurs des parois mesurées au laboratoire (voir Tableau 3-30). On constate que le cisaillement inter-étage attendu dans les deux directions et pour les deux spécimens était inférieur à 2000 kN. Ainsi, la présence de ces fusibles dans les diagonales permettait de tester les contreventements sans atteindre la capacité maximale des vérins.

Tableau 3-29: Résistances anticipées dans les diagonales avec l'ajout de fusibles.

No.	Diagonale continue			Diagonale discontinue			Cisaillement inter-étage attendu	
	A_r (mm ²)	C_{ua} (kN)	T_{uar} (kN)	A_r (mm ²)	C_{ua} (kN)	T_{uar} (kN)	$V_{uar} (-)$ (kN)	$V_{uar} (+)$ (kN)
1	2657	859	1166	2750	889	1207	1814	1804
3	2532	913	1112	2506	896	1100	1768	1763

Pour les trous de moins de 25 mm de diamètre, une perceuse magnétique a été employée. Pour les trous d'un diamètre plus grand, la perceuse à colonne a été utilisée, telle que montré à la Figure 3-32b.

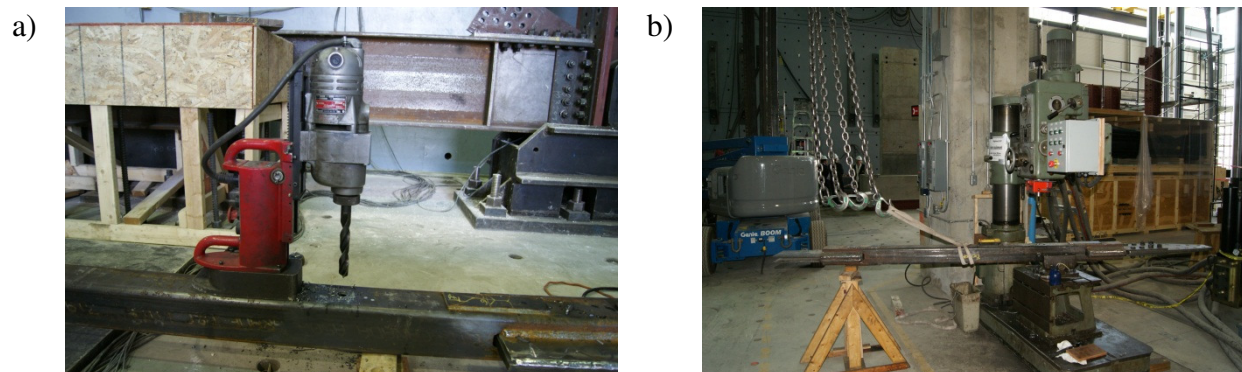


Figure 3-32: Fabrication des fusibles : a) utilisation de la perceuse magnétique (spécimen no. 1); b) utilisation de la perceuse à colonne (spécimen no. 3).

On note que ces fusibles, en raison de la faible longueur de la section réduite, n'étaient pas conçus pour accommoder de grandes déformations plastiques en traction. Ainsi, pour un déplacement inter-étage de $1\% h_s$, on prévoyait un allongement total de la diagonale en tension de l'ordre de 35,9 mm. La déformation élastique avant d'atteindre la plastification pouvant être estimée à 14,3

mm ($L_{HSS} \approx 6500$ mm, $F_y = 439$ MPa et $E \approx 200000$ MPa - voir chapitre 4), on pouvait prévoir un allongement plastique de la diagonale de l'ordre de 21,6 mm, ce qui nécessiterait un fusible de 108 mm de longueur si la déformation plastique se produisait entièrement au droit des fusibles et que la déformation de l'acier à la rupture était de 20%. Ce calcul est évidemment approximatif, mais il permettait tout de même de prévoir une rupture prématurée en tension sur l'aire nette de la diagonale au droit des fusibles, car la longueur de la section réduite vis-à-vis des trous était évidemment bien inférieure à ce qui était requis pour obtenir un comportement ductile sous de grandes déformations. Le concept des fusibles circulaires a tout de même été retenu pour permettre d'imposer le protocole de déplacement prévu de façon à obtenir de bons résultats sur la stabilité des composantes (diagonales et assemblages) dans les premiers cycles de chargement.

3.5 Installation des contreventements

La procédure pour l'installation du contreventement est traitée dans cette section dont, notamment, la préparation des spécimens, l'installation des diagonales dans le cadre, le serrage des boulons et l'installation de l'instrumentation.

3.5.1 Préparation

Avant d'installer le contreventement, plusieurs informations ont été recueillies sur les caractéristiques réelles des spécimens. Les principales mesures prises étaient les épaisseurs, les largeurs et les longueurs de toutes les plaques des assemblages ainsi que les dimensions de la section de diagonales. Pour les épaisseurs, quatre mesures ont été prises et la valeur moyenne a ensuite été utilisée pour évaluer l'aire réelle des profilés et des plaques des assemblages. Toutes les épaisseurs ont été mesurées à l'aide d'un pied à coulisse électronique (résolution de $\pm 0,01$ mm) tandis que les longueurs et les largeurs ont été mesurées à l'aide d'un ruban à mesurer (résolution de ± 1 mm). Les caractéristiques des assemblages ont été vérifiées pour s'assurer qu'ils concordaient bien avec les dessins de fabrication. Les défauts de fabrication ont été notés lorsqu'il y en avait. Le résumé des mesures des épaisseurs et les aires obtenues au laboratoire sont présentées au Tableau 3-30. Toutes les propriétés mesurées sont présentées à l'annexe A.4.

Tableau 3-30: Résumé des propriétés mesurées des diagonales.

Spécimen no.	Épaisseurs moyennes des diagonales			Aires expérimentales		
	$t_{con.}$ (mm)	$t_{dis. haut}$ (mm)	$t_{dis. bas}$ (mm)	$A_{con.}$ (mm ²)	$A_{dis. haut}$ (mm ²)	$A_{dis. bas}$ (mm ²)
1	7,16	7,48	7,41	3293	3440	3408
2	7,59	7,51	7,58	3493	3455	3485
3	7,60	7,46	7,52	3498	3431	3461
4	7,83	7,41	7,47	3604	3407	3435
5	7,84	7,70	7,64	3605	3543	3516
6	7,81	7,61	7,59	3594	3501	3492
7	7,94	7,76	7,74	3651	3569	3561
8	7,99	7,69	7,82	3676	3536	3596
9	7,56	8,12	8,03	3477	3737	3696
10	7,82	7,82	7,73	3599	3596	3554
11	7,79	7,68	7,57	3585	3535	3482
12	6,48	6,73	6,69	2376	2467	2451
13	6,62	6,57	6,60	2425	2407	2420
14	6,41	N/D	N/D	2351	N/D	N/D
15	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D
16	9,53	9,62	9,57	3693	3728	3707
17	9,57	9,79	9,66	3708	3794	3741
18	9,57	9,53	9,55	3706	3692	3698

Par la suite, les éléments devant être soudés aux diagonales ont été ajoutés. Pour tous les spécimens HSS, cela comprenait les anneaux servant à mesurer le déplacement hors-plan qui ont été attachés par des points de soudure. Pour les spécimens dont les assemblages étaient en cisaillement double, les cales entre les plaques de transfert ont été ajoutées à cette étape.

3.5.2 Installation des diagonales dans le cadre d'essais

La procédure pour installer le contreventement débutait par l'installation de la diagonale continue. Il était généralement nécessaire d'ajuster la position horizontale de la poutre supérieure du cadre à l'aide des vérins pour que la diagonale puisse être installée sans difficultés. Les boulons pour cette diagonale étaient ensuite posés sans être serrés. Par la suite, le segment supérieur de la diagonale discontinue était installé. Dans la plupart des cas, il était à nouveau nécessaire de déplacer la poutre supérieure du cadre pour pouvoir installer ce segment de

diagonale. Tel qu'il sera discuté au chapitre 4, cette opération a introduit des forces de tension ou de compression dans la diagonale continue. Une fois la diagonale du haut installée, le segment inférieur de la diagonale discontinue était installé. Dans ce cas, la position du cadre était généralement assez bonne et il n'était pas toujours nécessaire de déformer horizontalement le cadre. Lorsque les trois éléments de diagonales étaient installés, on procédait ensuite au serrage des boulons, tel que décrit ci-dessous.

3.5.3 Serrage des boulons

Le niveau de serrage requis a été discuté précédemment à la section 3.3.2.4. Toutefois, lors du serrage des boulons au laboratoire, il s'est produit quelques erreurs au niveau du serrage. Ainsi, le Tableau 3-31 indique pour les spécimens étudiés le type de serrage minimal requis (par contact ou contrôlé), le serrage qui a été effectivement réalisé et, finalement, si le serrage réalisé était conforme. On constate que pour les spécimens nos. 1 et 2, le serrage minimal requis n'a pas été respecté. Pour les spécimens nos. 8, 13, 14, 16 et 17, un serrage contrôlé a été réalisé bien qu'il était simplement nécessaire d'avoir un serrage par contact. Pour le spécimen no. 15, la mention N/A (non-applicable) est affichée, car ce spécimen n'a pas été testé, tel qu'il est discuté à la section 4.1. Finalement, après chaque essai, tous les boulons étaient marqués. Les boulons pouvaient être réutilisés à trois reprises au maximum, après quoi ils étaient mis au recyclage.

Tableau 3-31: Niveau de serrage des boulons.

No.	Section	Type	Serrage requis minimal	Serrage réalisé	Adéquat
1	HSS127x127	MD	Contrôlé	Contact	Non
2	HSS127x127	MD	Contrôlé	Contact	Non
3	HSS127x127	MD	Contrôlé	Contrôlé	Oui
4	HSS127x127	MD	Contrôlé	Contrôlé	Oui
5	HSS127x127	CCS	Contact	Contact	Oui
6	HSS127x127	CCS	Contact	Contact	Oui
7	HSS127x127	CCS	Contact	Contact	Oui
8	HSS127x127	CCS	Contact	Contrôlé	Oui
9	HSS127x127	CCS	Contact	Contact	Oui
10	HSS127x127	CCM	Contact	Contact	Oui
11	HSS127x127	CCM	Contact	Contact	Oui
12	HSS102x102	MD	Contrôlé	Contrôlé	Oui
13	HSS102x102	CCM	Contact	Contrôlé	Oui
14	HSS102x102	CCM	Contact	Contrôlé	Oui
15	HSS127x127	MD	Contrôlé	N/A	N/A
16	2L127x76	CCM	Contact	Contrôlé	Oui
17	2L127x76	CCS	Contact	Contrôlé	Oui
18	2L127x76	MD	Contrôlé	Contrôlé	Oui

3.5.4 Installation de l'instrumentation

Une fois l'installation du contreventement complétée, l'instrumentation était alors installée au spécimen. Dans un premier temps, les cordes de mesure du déplacement hors-plan étaient installées. Dans ce cas, il s'agissait de positionner le capteur de sorte qu'il soit situé vis-à-vis, verticalement et horizontalement, le point de mesure sur la diagonale. Pour ce faire, un laser aimanté était positionné sur la diagonale et projetait une croix sur le cadre d'instrumentation situé à 5 m du cadre d'essais, ce qui permettait de positionner le capteur de déplacement à l'emplacement approprié.

Les spécimens étaient également peints avec un mélange de chaux et d'eau. Lorsque la plastification de l'acier se produit, le mélange se détache et la plastification devient apparente. Un seul spécimen (spécimen no. 16) a été peint avec de la peinture blanche au latex qui a été dilué

trois fois avec de l'eau. Dans ce cas, le résultat obtenu n'a pas été aussi efficace puisqu'il a été impossible d'observer la plastification durant l'essai.

Avant de démarrer l'essai, on installait les cordes des capteurs de déplacement pour le contrôle de l'essai et la mesure des déplacements verticaux du cadre. Une vérification générale du système d'acquisition des mesures et de l'instrumentation était ensuite effectuée. Trois appareils vidéos étaient également installés pour capter le comportement du contreventement. Un périmètre de sécurité était également délimité pour assurer la protection des personnes au laboratoire.

3.6 Propriétés mécaniques des matériaux

Pour être en mesure d'analyser de manière adéquate le comportement des contreventements et des assemblages, il est nécessaire de connaître les propriétés de l'acier utilisé. À cet effet, on a procédé à des essais de traction sur des éprouvettes pour mesurer les caractéristiques de l'acier. Ces essais et les paramètres mesurés sont décrits dans cette section.

3.6.1 Caractéristiques de l'acier utilisé

Afin d'avoir un contrôle adéquat des caractéristiques des matériaux, l'acier de tous les éléments de diagonales faites d'un même profilé provenait de la même coulée. Il y a eu une exception à cette règle, car l'acier des profilés HSS127x127x8 provenait de deux coulées différentes. Dans ce cas, toutes les diagonales pour un même spécimen de contreventement provenaient de la même coulée d'acier. On rappelle que les profilés HSS étaient conformes à la norme ASTM A500, nuance C, tandis que les cornières dos-à-dos étaient faites d'acier conforme à la norme CSA-G40.21-300W. Au niveau des assemblages, toutes les pièces d'une même épaisseur ont été obtenues d'une seule coulée spécifique d'acier à cette épaisseur. La seule exception concerne les assemblages des spécimens composés de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16, 17 et 18). Pour ces assemblages, le contrôle de l'acier des assemblages n'a pas été fait et, par conséquent, les propriétés de l'acier utilisé pour les assemblages ne sont pas connues. La nuance d'acier utilisée pour les plaques de transfert et les goussets est la nuance CSA G40.21-350W, pour laquelle la limite élastique minimale spécifiée F_y est de 350 MPa tandis que la limite ultime F_u est 450 MPa. Les cornières utilisées pour l'assemblage du spécimen no. 4 ont également la nuance d'acier CSA G40.21-350W.

Les boulons utilisés lors des essais étaient de nuance ASTM A325. La contrainte ultime nominale du boulon (F_{ub}) est de 825 MPa pour des boulons de diamètre de 25,4 mm ou moins tandis qu'elle est de 725 MPa pour les boulons de diamètre supérieur. Des boulons ASTM A490 de 25,4 mm ont été utilisés pour joindre les plaques de goussets aux goussets d'extrémités. Les trous dans tous les assemblages ont été percés en laissant 2 mm de plus que le diamètre du boulon.

L'électrode E490XX, pour laquelle la contrainte ultime est $X_u = 490$ MPa, a été spécifiée pour réaliser les soudures.

3.6.2 Essais sur les éprouvettes

Pour obtenir les caractéristiques réelles de l'acier utilisé, des essais sur des éprouvettes ont été réalisés. La procédure adoptée a été réalisée par un essai de traction conformément à la norme ASTM E8. Ces essais ont été réalisés à l'École Polytechnique de Montréal en utilisant la presse Instron de 2,5 MN montrée à la Figure 3-33a. Des éprouvettes de type "Plate" avec une longueur d'essais de 200 mm ont été choisies. Elles ont été fabriquées par Usinage Proto Concept inc. Tel que montré à la Figure 3-33b, les éprouvettes obtenues des parois des profilés HSS affichait une courbure prononcée compte tenu des contraintes résiduelles à l'intérieur du profilé. Pour installer de manière appropriée l'extensiomètre, ces éprouvettes devaient être préalablement redressées. Cette opération a été réalisée à l'aide d'un cric en tentant de redistribuer les contraintes autant que possible le long de l'éprouvette.

Pour chaque éprouvette, les largeurs et les épaisseurs ont été mesurées. La norme exige qu'une seule mesure soit prise au centre, mais on a choisi de prélever cinq mesures et d'utiliser la moyenne de celles-ci pour les calculs.

Par la suite, un extensiomètre Epsilon Technology de 200 mm a été installé sur l'éprouvette. L'extensiomètre permet de mesurer précisément les déformations de l'éprouvette. L'éprouvette était ensuite installée entre les mâchoires de la presse, tel que montré à la Figure 3-33c. Le taux de chargement prescrit par la norme doit varier entre 1,15 MPa/s et 11,5 MPa/s. Après avoir atteint l'écrouissage, il est également possible d'augmenter la vitesse de chargement à une vitesse variant entre 0,05 mm/s et 0,5 mm/s. Le protocole de chargement était contrôlé par le déplacement de la presse. La rupture de toutes les éprouvettes s'est produite au milieu de la partie usinée, comme montré à la Figure 3-33d.

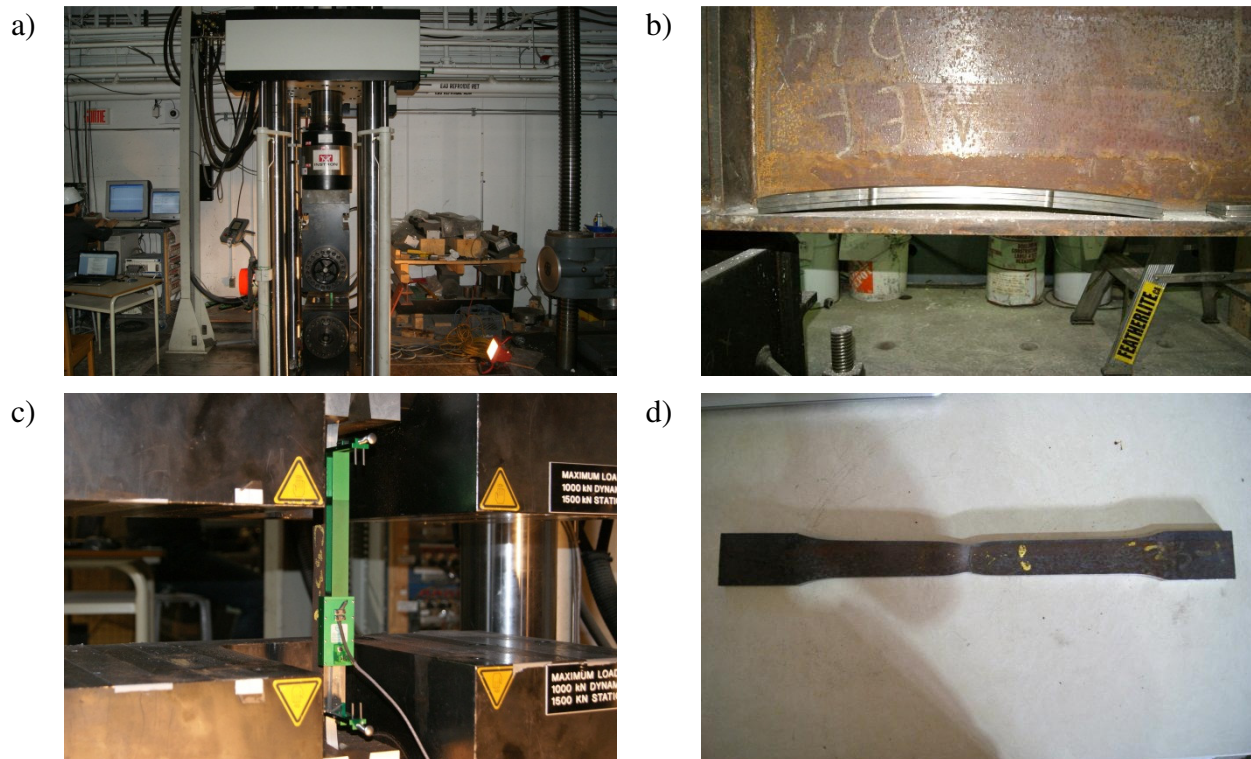


Figure 3-33: Essais sur les coupons : a) presse Instron; b) état initial des éprouvettes provenant de parois de HSS; c) installation de l'éprouvette dans la presse; d) rupture d'une éprouvette.

3.6.3 Définition de la limite élastique

La limite élastique représente la contrainte à laquelle le matériau subit des déformations permanentes. Celle-ci peut être obtenue de deux façons. La première méthode est de tracer une droite parallèle au tronçon élastique dont l'abscisse à l'origine est décalée pour débiter à 0,2% de déformation. L'ordonnée au croisement entre cette droite et la courbe du matériau donne la limite élastique. La deuxième méthode consiste à tracer une droite verticale à une déformation de 0,5% jusqu'au croisement avec la courbe du matériau. À nouveau, l'ordonnée au point de croisement donne la limite élastique. Bien que les deux méthodes donnent des résultats similaires, la première méthode a été privilégiée par rapport à la seconde méthode. La pente de la courbe correspond au module élastique du matériau, lequel est généralement compris entre 195 000 et 205 000 MPa.

Le Tableau 3-32 présente les résultats pour chaque nuance d'acier utilisée. On y retrouve notamment les profilés HSS, les plaques de différentes épaisseurs et l'acier des cornières. Pour chacun des types d'acier, trois éprouvettes étaient minimalement testées. Pour la nuance d'acier

no. 488989, neuf éprouvettes d'acier ont été testées puisque des doutes subsistaient quant aux premiers résultats obtenus. Les résultats obtenus par l'aciérie et ceux obtenus en laboratoire sont également présentés. Dans la plupart des cas, les résultats obtenus en laboratoire sont plus faibles que ceux obtenus par l'aciérie. Cet écart provient possiblement de la vitesse de chargement. En effet, les essais faits en industrie sont généralement réalisés à des vitesses élevées, ce qui augmente généralement les résistances obtenues. Les essais au laboratoire ont quant à eux été réalisés à une vitesse relativement faible, pouvant réduire les résistances des aciers. Pour l'ensemble du projet, les résultats obtenus au laboratoire ont été utilisés.

Tableau 3-32: Résultats des coupons d'acier.

Type	No. Éprouvette	No. Coulée	Résultats de l'aciérie		Résultats en laboratoire	
			F_y (MPa)	F_u (MPa)	F_{ya} (MPa)	F_{ua} (MPa)
HSS102x102	C01(1,2,3)	803692	487	512	512	536
HSS127x127	C03(1,2,3)	3194KA	429	505	439	485
HSS127x127	C05(1,2,3), C06(1 à 6)	488989	440	502	392	455
PL 32mm	C07, C08, C09	A1A202	414	510	378	484
PL 25mm	C10, C11, C12	A1E834	421	545	371	522
PL 22mm	C13, C14, C15	W0D718	379	531	355	525
PL 19mm	C16, C17, C18	AOI032	414	552	392	527
PL 15mm	C19, C20, C21	170397	391	486	378	489
PL 13mm	C22, C23, C24	759412	451	527	366	455
PL 10mm	C25, C26, C27	804156	392	455	423	501
PL 8mm	C28, C29, C30	9508J	451	516	396	480
Angle 4x3½	C31, C32, C33	67365	390	533	366	519
Angles 2L	C40, C41, C42	W909534	346	493	343	498

Le Tableau 3-33 donne, pour sa part, la limite élastique de l'acier pour chaque spécimen, incluant les, diagonales, les plaques de gousset et les plaques de transfert. Tel que mentionné précédemment, les caractéristiques des plaques de gousset pour les spécimens nos. 16 à 18 ne sont pas connues.

Tableau 3-33: Acier utilisé pour chaque spécimen.

No.	Diagonales			Plaques de gousset		Plaques de transfert	
	Section	No. Coulée	F_{ya} (MPa)	Type	F_{ya} (MPa)	Type	F_{ya} (MPa)
1	HSS127x127	3194KA	439	PL 19mm	392	PL 10mm	423
2	HSS127x127	3194KA	439	PL 19mm	392	PL 10mm	423
3	HSS127x127	3194KA	439	PL 25mm	371	PL 13mm	366
4	HSS127x127	3194KA	439	PL 19mm	392	Angle 4x3½	366
5	HSS127x127	3194KA	439	PL 15mm	378	PL 8mm	396
6	HSS127x127	3194KA	439	PL 19mm	392	PL 10mm	423
7	HSS127x127	488989	392	PL 15mm	378	PL 15mm	378
8	HSS127x127	488989	392	PL 25mm	371	PL 25mm	371
9	HSS127x127	488989	392	PL 15mm	378	PL 15mm	378
10	HSS127x127	488989	392	PL 15mm	378	PL 8mm	396
11	HSS127x127	488989	392	PL 10mm	423	PL 8mm	396
12	HSS102x102	803692	512	PL 15mm	378	PL 8mm	396
13	HSS102x102	803692	512	PL 15mm	378	PL 8mm	396
14	HSS102x102	803692	512	PL 15mm	378	PL 15mm	378
15	HSS127x127	488989	392	N/A	N/A	3194KA	439
16	2L127x76	W909534	343	N/A	N/A	N/A	N/A
17	2L127x76	W909534	343	N/A	N/A	N/A	N/A
18	2L127x76	W909534	343	N/A	N/A	N/A	N/A

La Figure 3-34 présente les résultats d'un essai sur une éprouvette issue d'une plaque d'acier de 25 mm d'épaisseur. La Figure 3-34a présente la courbe contraintes-déformations du matériau tandis que la Figure 3-34b présente les deux méthodes de calcul de la limite élastique décrites précédemment. La courbe "E" est une droite ayant une pente égale au module élastique nominal de l'acier (200 000 MPa). Le comportement illustré dans cette figure représente bien le comportement observé pour l'ensemble des plaques testées. Ce comportement est d'ailleurs celui anticipé pour l'acier, pour lequel on note de façon claire le comportement élastique, le plateau plastique et l'écrouissage.

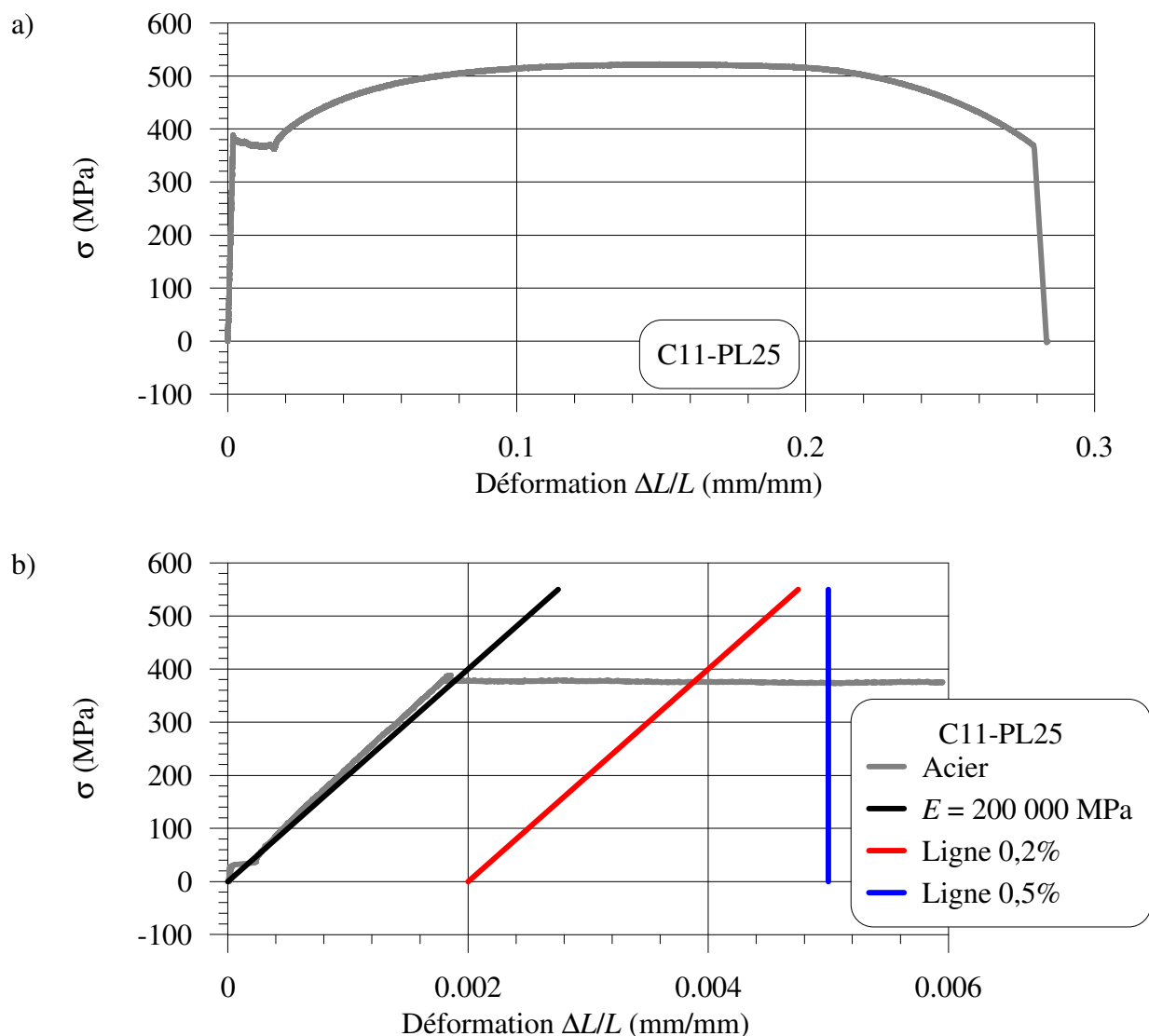


Figure 3-34: Résultats d'un essai de traction pour d'une plaque de 25 mm d'épaisseur: a) courbe contrainte-déformation du matériau; b) détermination de la limite élastique.

La Figure 3-35 présente la courbe contrainte-déformation d'un essai de traction sur une éprouvette d'une paroi d'un profilé HSS. Dans la Figure 3-35a, on constate qu'il n'y a pas de limite élastique bien définie et de plateau plastique distinct. Ce comportement est typique des profilés HSS. Dans ce cas, le profilé a déjà subi des déformations plastiques et de l'écrouissage lors de la fabrication du profilé. Lorsque des essais sont réalisés sur des éprouvettes tirées de profilés HSS, on recharge en quelque sorte l'acier et la limite élastique (F_y) se confond avec la contrainte ultime (F_u). D'autre part, on constate sur la Figure 3-35b la réduction graduelle du module élastique, ceci en raison de l'effet de Baushinger et de la présence de contraintes

résiduelles. À cet effet, certaines zones dans l'éprouvette atteignent leur limite élastique avant d'autres zones. Malgré la différence de comportement avec les plaques, on remarque sur la Figure 3-35b que les limites élastiques obtenues des deux méthodes sont toujours proches une de l'autre. Comme mentionné, la méthode basée sur le décalage de 0,2% a été utilisée pour toutes les éprouvettes.

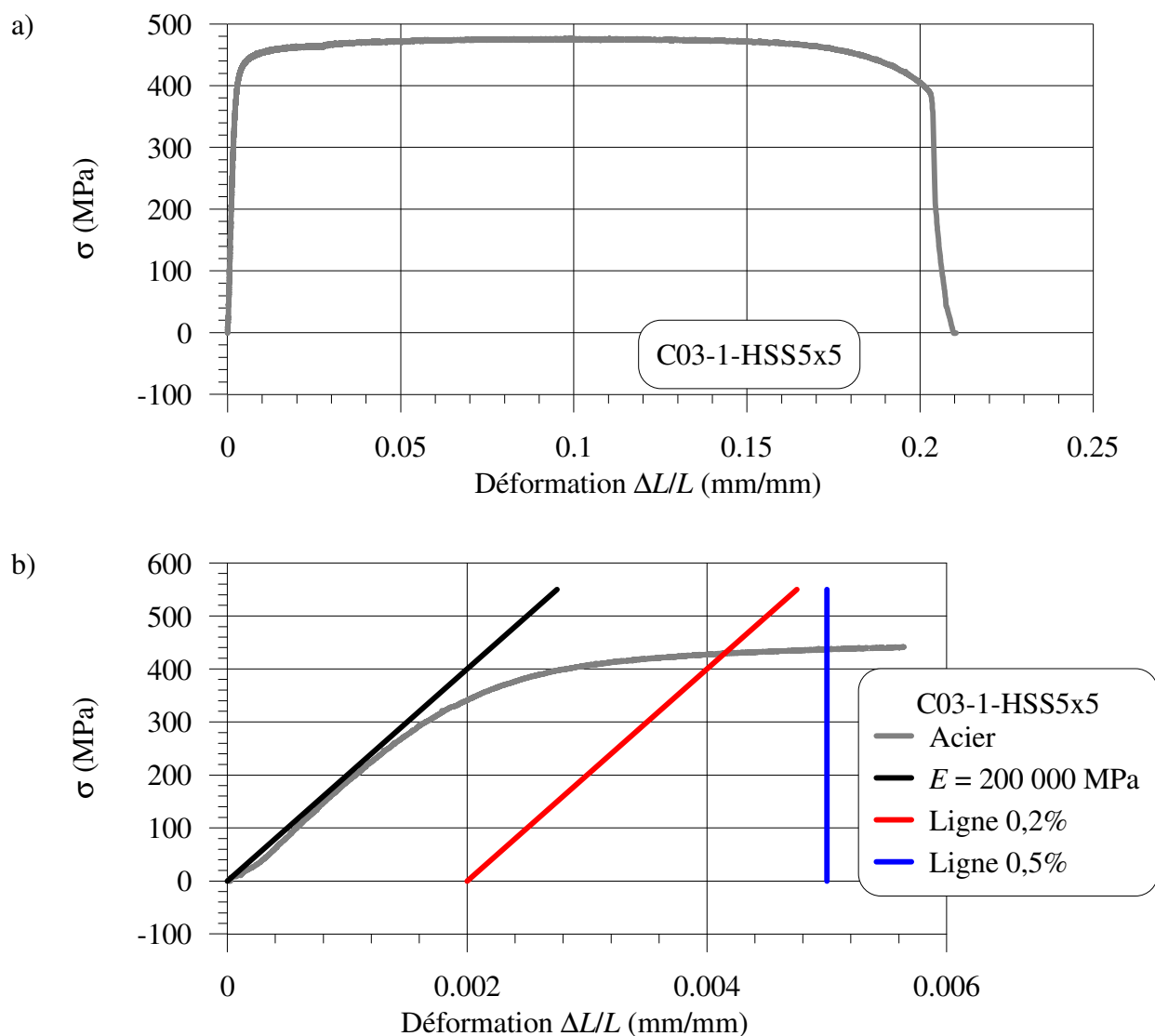


Figure 3-35: Résultats d'un essai de traction pour un profilé HSS : a) courbe contrainte-déformation du matériau; b) détermination de la limite élastique.

CHAPITRE 4 OBSERVATIONS EXPÉRIMENTALES

Le chapitre 4 décrit le comportement des assemblages et des diagonales de contreventements concentriques en X qui a été observé durant les essais réalisés au laboratoire. On résume d'abord les principaux paramètres de réponse des spécimens. Par la suite, on décrit le comportement de chacun des spécimens. Les spécimens sont regroupés en trois catégories: les assemblages en cisaillement simple, les assemblages en cisaillement double et les assemblages utilisés pour des contreventements avec cornières dos-à-dos. On y décrit les hystérésis, les charges critiques expérimentales, les modes de rupture, le comportement des contreventements selon le type d'assemblage et de diagonale, les modes de flambement et les autres observations. La dernière section du chapitre présente une étude détaillée des modes de flambement et de l'évolution des déformations hors-plan des diagonales pendant les essais. Les principales observations expérimentales sont résumées à la fin du chapitre.

4.1 Mesures des principaux paramètres de réponse des hystérésis

Les essais ont pu être complétés pour 17 des 18 spécimens dimensionnés. À cet effet, il a été décidé de retirer le spécimen no. 15 du programme expérimental, car on s'attendait à atteindre à nouveau la capacité maximale des vérins. L'ajout de fusibles dans ce cas n'était pas une option, car l'aire qu'il aurait été nécessaire de retirer aurait mené à une instabilité locale au droit du fusible. Les résultats n'auraient donc pas été pertinents. Pour tous les essais, on a mesuré la charge horizontale appliquée, les efforts dans les diagonales, les déplacements inter-étage et certaines déformations locales. Dans cette première section du chapitre, on présente d'abord les valeurs de résistances anticipées pour les diagonales suivies des principaux paramètres de réponse des spécimens, soit les efforts maximums repris en compression et en traction par les diagonales et les déplacements inter-étage qui ont été mesurés à la rupture.

Le Tableau 4-1 présente les informations utilisées pour développer les hystérésis présentées au cours de ce chapitre. Dans ce tableau, on retrouve la limite élastique réelle (F_{ya}) telle qu'obtenue par les résultats des coupons d'essais. On retrouve également la longueur de flambement utilisée (L) pour évaluer la résistance en compression anticipée (C_{ua}). Cette valeur correspond à la longueur de la diagonale continue entre les deux rotules plastiques anticipées dans les plaques de goussets d'extrémités lors du flambement des diagonales. Les dimensions réelles des spécimens,

tels que fabriqués, a été utilisée. La longueur varie donc en fonction des dimensions des composantes d'assemblage choisies pour chaque spécimen. Pour les diagonales continues et discontinues, la résistance en tension anticipée (T_{ua}) et la résistance en compression anticipée (C_{ua}) sont présentées dans le tableau. Ces résistances sont évaluées avec les aires mesurées pour les plaques et les profilés ainsi qu'avec la limite élastique mesurée, F_{ya} . Pour les diagonales discontinues, l'aire minimale entre les deux segments de la diagonale a été employée. Pour évaluer C_{ua} , une longueur effective KL a été utilisée avec K posé égal à 0,5. Le rayon de giration nominal est utilisé dans les calculs. Compte tenu que les propriétés réelles (aire, longueur effective, etc.) étaient bien connues, le facteur 1,2 de l'équation (2-4) a été omis dans le calcul de C_{ua} . Pour les cornières dos-à-dos, le voilement local a été pris en compte en utilisant le concept de largeur effective des ailes basée sur la limite élastique mesurée F_{ya} . De plus, le mode de rupture par flexion-torsion a été considéré.

Le Tableau 4-1 présente les efforts de tension (T_{fc}) et en compression (C_{fc}), qui ont été utilisés pour la conception des assemblages au chapitre précédent (ceux présentés au Tableau 3-1), tels que normalisés par rapport à la valeur de T_{ua} (la plus faible pour les deux diagonales). Ces valeurs sont présentées ici, car elles serviront de valeurs de référence lors de la présentation des hystérésis plus loin dans le chapitre, ces hystérésis étant normalisées par T_{ua} .

Pour les spécimens nos. 1 et 3, les valeurs de résistance en traction sont calculées sans et avec les fusibles. La seconde valeur est la plus pertinente, puisque la rupture en traction de ces deux spécimens s'est produite par rupture du profilé vis-à-vis des fusibles. Pour les spécimens nos. 16 à 18, on donne les résistances en compression en tenant compte et en omettant le voilement local de l'aile longue des cornières. Les valeurs pour le second cas sont données à titre comparatif.

Tableau 4-1: Résistances réelles prédites des spécimens (C_{ua} basée sur le flambement des diagonales).

No.	F_{ya} (MPa)	L (mm)	Diagonale continue		Diagonale discontinue		Efforts de conception	
			T_{ua} (kN)	C_{ua} (kN)	T_{ua} (kN)	C_{ua} (kN)	$T_{fc}/T_{ua \min}$ ()	$C_{fc}/T_{ua \min}$ ()
1 ¹	439	6502	1446 (1166)	859	1496 (1207)	889	1,082 (1,341)	0,734 (0,910)
2	439	6502	1534	911	1517	901	1,031	0,699
3 ¹	439	6492	1536 (1112)	913	1506 (1100)	896	1,038 (1,422)	0,704 (0,965)
4	439	6502	1582	940	1496	888	1,046	0,709
5	439	6510	1582	939	1544	916	0,667	0,667
6	439	6510	1578	936	1533	909	0,671	0,671
7	392	6510	1431	897	1396	875	0,737	0,737
8	392	6492	1441	905	1386	871	0,742	0,742
9	392	6510	1363	854	1449	908	0,755	0,755
10	392	6510	1411	884	1393	873	0,492	0,492
11	392	6502	1405	882	1365	856	0,503	0,503
12	512	6510	1217	502	1255	518	0,820	0,424
13	512	6510	1241	513	1233	509	0,282	0,282
14	512	6510	1203	497	1203	497	0,289	0,289
15	392	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
16 ²	343	6523	1267	391 (446)	1272	391 (448)	0,272	0,272
17 ²	343	6523	1272	402 (458)	1283	403 (462)	0,417	0,366
18 ²	343	6510	1271	439 (500)	1266	436 (498)	1,122	0,402

¹Valeurs entre parenthèses calculées en tenant compte des fusibles.

²Valeurs entre parenthèses obtenues en omettant la réduction pour le voilement local de l'aile longue des cornières.

4.2 Efforts mesurés

Les efforts maximum en tension T_{ue} et en compression C_{ue} , qui ont été atteints dans les diagonales durant les essais, sont présentés au Tableau 4-2. Pour référence, le tableau présente aussi la résistance pondérée en compression de la diagonale (C_r), telle que calculée au chapitre précédent, les efforts de conception des assemblages en tension et en compression des assemblages (T_{fc} et C_{fc}), également calculés au chapitre précédent. Le type de soudures utilisé pour fixer les cales pour les assemblages en cisaillement double des diagonales HSS est aussi indiqué : structurales (ou continues), par points ou aucune. L'effort C_{ue} correspond à l'effort de compression produisant l'instabilité de la diagonale comprimée et Δ_{Cue} correspond au déplacement inter-étage auquel ce flambement s'est produit. Les résultats des Tableaux 4-1 et 4-2 seront discutés dans les prochaines sections.

Tableau 4-2: Efforts de conception et efforts mesurés.

No.	C_r (kN)	T_{fc} (kN)	C_{fc} (kN)	Cales	Diagonale continue			Diagonale discontinue		
					T_{ue} (kN)	C_{ue} (kN)	Δ_{Cue} (% h_s)	T_{ue} (kN)	C_{ue} (kN)	Δ_{Cue} (% h_s)
1	686	1564	1061	struct.	1593	-889	-0,60	1615	-751	0,40
2	686	1564	1061	struct.	1664	-996	-0,60	1887	-834	0,48
3	686	1564	1061	struct.	1420	-990	-0,48	1321	-1028	0,51
4	686	1564	1061	N/A	1627	-984	-0,35	1841	-1125	0,34
5	686	1029	1029	struct.	1389	-769	-0,40	1451	-677	0,29
6	686	1029	1029	struct.	1541	-948	-0,62	1452	-847	0,47
7	686	1029	1029	N/A	1426	-808	-0,50	1271	-453	0,19
8	686	1029	1029	N/A	1431	-763	-0,50	1438	-535	0,27
9	686	1029	1029	N/A	1479	-871	-0,49	1420	-829	0,34
10	686	686	686	points	867	-629	-0,40	825	-586	0,27
11	686	686	686	struct.	1051	-550	-0,39	1015	-474	0,26
12	348	998	516	points	1199	-604	-0,47	1270	-477	0,21
13	348	348	348	aucune	715	-474	-0,40	736	-433	0,27
14	348	348	348	N/A	742	-483	-0,50	586	-284	0,19
15	686	1564	1061	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
16	345	345	345	N/A	1082	-490	-0,33	1062	-266	0,13
17	353	530	465	N/A	1043	-507	-0,27	1075	-313	0,19
18	366	1421	509	N/A	1390	-764	-0,38	1377	-804	0,27

On donne au Tableau 4-3 les rapports des efforts axiaux maximums sur les efforts de dimensionnement (T_{ue}/T_{fc} et C_{ue}/C_{fc}) ainsi que les rapports des efforts axiaux maximums sur les résistances probables pour chaque diagonale de chaque spécimen (T_{ue}/T_{ua} et C_{ue}/C_{ua}).

Tableau 4-3: Ratios des efforts axiaux maximums sur les efforts de dimensionnement et sur les résistances probables.

	Diagonale continue				Diagonale discontinue			
	T_{ue}/T_{fc}	C_{ue}/C_{fc}	T_{ue}/T_{ua}	C_{ue}/C_{ua}	T_{ue}/T_{fc}	C_{ue}/C_{fc}	T_{ue}/T_{ua}	C_{ue}/C_{ua}
	()	()	()	()	()	()	()	()
1 ¹	1,02	0,84	1,10 (1,37)	1,04	1,03	0,71	1,08 (1,34)	0,84
2	1,06	0,94	1,08	1,09	1,21	0,79	1,24	0,93
3 ¹	0,91	0,93	0,92 (1,28)	1,08	0,84	0,97	0,88 (1,20)	1,15
4	1,04	0,93	1,03	1,05	1,18	1,06	1,23	1,27
5	1,35	0,75	0,88	0,82	1,41	0,66	0,94	0,74
6	1,50	0,92	0,98	1,01	1,41	0,82	0,95	0,93
7	1,39	0,79	1,00	0,90	1,24	0,44	0,91	0,52
8	1,39	0,74	0,99	0,84	1,40	0,52	1,04	0,61
9	1,44	0,85	1,08	1,02	1,38	0,81	0,98	0,91
10	1,26	0,92	0,61	0,71	1,20	0,85	0,59	0,67
11	1,53	0,80	0,75	0,62	1,48	0,69	0,74	0,55
12	1,20	1,17	0,99	1,20	1,27	0,92	1,01	0,92
13	2,06	1,36	0,58	0,92	2,12	1,24	0,60	0,85
14	2,13	1,39	0,62	0,97	1,68	0,82	0,49	0,57
15	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
16 ²	3,14	1,42	0,85 (1,10)	1,25	3,08	0,77	0,83 (0,60)	0,68
17 ²	1,97	1,09	0,82 (1,11)	1,26	2,03	0,67	0,84 (0,68)	0,78
18 ²	0,98	1,50	1,09 (1,53)	1,74	0,97	1,58	1,09 (1,61)	1,84

¹Valeurs entre parenthèses calculées en tenant compte des fusibles.

²Valeurs entre parenthèses obtenues en omettant la réduction pour le voilement local de l'aile longue des cornières.

La Figure 4-1 illustre graphiquement ces rapports pour chaque spécimen. On peut constater que pour la plupart des spécimens, la résistance en compression des diagonales est inférieure à l'effort C_{fc} mais que la résistance en traction est supérieure à T_{fc} . On y présente également les déplacements inter-étages maximum à la rupture des spécimens. Ce paramètre est discuté à la section suivante.

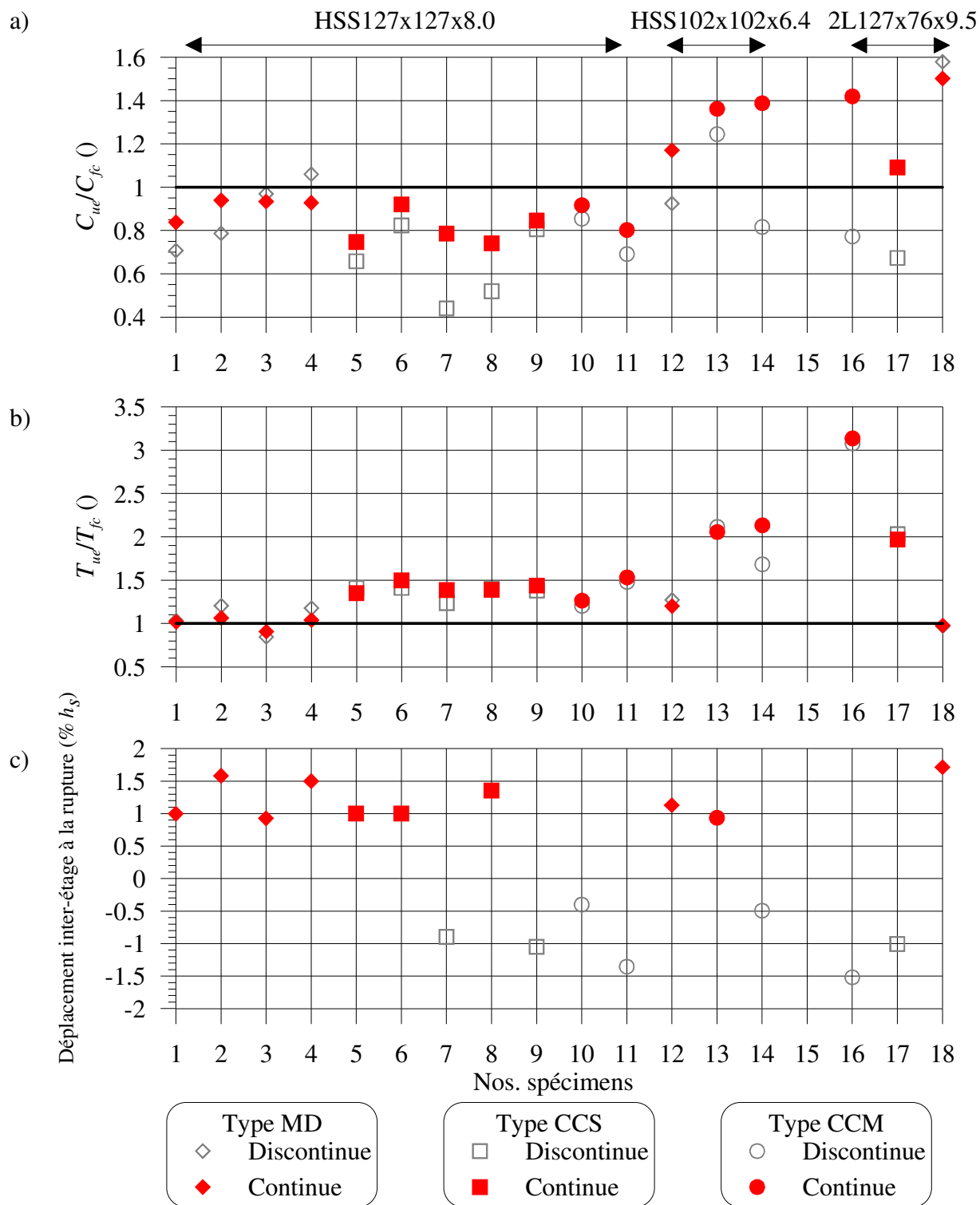


Figure 4-1: Ratios de résistances et déplacements à la rupture : a) C_{ue}/C_{fc} ; b) T_{ue}/T_{fc} ; c) déplacement inter-étage à la rupture.

Les forces présentées dans ce chapitre ont toutes été déterminées par la méthode de la poutre supérieure (MPS) présentée au chapitre précédent. À l'annexe A.6.1, on compare, pour les spécimens instrumentés avec des jauges de déformation, les efforts obtenus de la méthode MPS avec ceux déterminés à partir des lectures des jauges. On démontre que des forces de pré-tension sont introduites dans les diagonales durant l'installation du contreventement. Ces forces qui sont réellement présentes dans les diagonales sont omises lorsque l'on utilise la méthode MPS. Cette erreur sur les efforts peut être positive ou négative selon le signe de l'effort initial qui a été introduit dans les diagonales et le signe de l'effort qui est calculé. Les efforts obtenus de la méthode MPS sont aussi erronés, car on omet qu'une partie de la force appliquée par les vérins est reprise par frottement dans le cadre d'essais. Dans ce cas, l'effort obtenu de la méthode est probablement supérieur à l'effort réel dans la diagonale. En comparant les charges de flambement (C_{ue}) obtenues par la méthode MPS et par les jauges, l'erreur moyenne en valeur absolue est de 6,1% pour la diagonale discontinue et de 12,7% pour la diagonale continue. Pour la diagonale discontinue, il y a très peu de force de pré-tension étant donné que c'était le dernier segment qui était installé et que, dans ce cas, le cadre avait environ sa position finale. La diagonale continue a toutefois des efforts de pré-tension. En retirant les efforts de pré-tension dans la diagonale continue, l'erreur dans la diagonale devient égale à 6,1%. Ce genre d'erreur pourrait être évité dans un prochain programme d'essais en utilisant des jauges sur tous les spécimens. Par contre, les efforts obtenus des jauges ne sont valables uniquement que dans la plage des déformations élastiques et les efforts dans les diagonales ne peuvent plus être obtenus des jauges après le flambement de la diagonale ou la plastification de l'acier en traction. Il faut réaliser que les erreurs sur les efforts dans les diagonales qui sont engendrées par les forces induites lors du montage et par le frottement lors de l'essai se retrouvent également toutes les deux dans les structures réelles. Les mêmes incertitudes quant aux efforts qui sont réellement présents dans les membrures à un niveau de déformation donnée existent aussi dans toutes les structures et les mesures effectuées dans ce programme d'essais reflètent ainsi cette situation.

4.3 Modes de rupture des spécimens

Les modes de rupture et des déplacements maximaux atteints lors des essais sont présentés au Tableau 4-4. Les ruptures qui sont indiquées dans le tableau correspondent à la première rupture complète de l'une ou l'autre des deux diagonales. L'essai a ensuite été interrompu, sans nécessairement atteindre la rupture dans la seconde diagonale. Le déplacement maximal (Δ_{max}) est également présenté. Celui-ci correspond au déplacement maximal atteint dans la direction où la rupture s'est produite. De plus, on considère que Δ_{max} est atteint lorsque le cisaillement inter-étage est réduit à 80% du cisaillement maximal atteint. En fait, seuls les spécimens nos. 10 et 18 ont été affecté par cette pénalité. Le déplacement Δ_{max} ne correspond donc pas nécessairement au déplacement où la rupture s'est produite. Pour tous les spécimens, la rupture s'est produite dans la diagonale en tension.

Tableau 4-4: Résumé des modes de rupture et déplacements inter-étage à la rupture.

No.	Δ_{max}^1 (% h_s)	Diagonale	Localisation et mode de rupture (dans tous les cas en tension)
1	1,0	Continue	Profilé à l'aire nette du fusible
2	1,6	Continue	Profilé dans la zone soudée à la fin des soudures (avec renforts)
3	0,9	Continue	Profilé à l'aire nette du fusible
4	1,5	Continue	Profilé dans la zone soudée à la fin des soudures (sans renfort)
5	1,0	Continue	Plaques de transfert à l'aire nette soudée vis-à-vis des soudures
6	1,0	Continue	Plaques de transfert à l'aire nette boulonnée
7	-0,9	Discontinue	Plaques de transfert à l'aire nette soudée vis-à-vis des soudures
8	1,4	Continue	Profilé dans la zone soudée à la fin des soudures (sans renfort)
9	-1,0	Discontinue	Plaques de transfert à l'aire nette soudée vis-à-vis des soudures
10	-0,4	Discontinue	Plaque de gousset à l'aire brute
11	-1,4	Discontinue	Plaque de gousset à l'aire brute
12	1,1	Continue	Profilé dans la zone soudée à la fin des soudures (avec renforts)
13	0,9	Continue	Profilé dans la zone soudée à la fin des soudures (avec renforts)
14	-0,5	Discontinue	Plaques de transfert à l'aire nette soudée vis-à-vis des soudures
16	-1,5	Discontinue	Plaque de gousset à l'aire brute
17	-1,0	Discontinue	Plaque de gousset à l'aire brute
18	1,7	Continue	Profilé à l'endroit de la rotule plastique, suite au voilement local

¹Déplacement maximal inter-étage atteint lorsque le cisaillement inter-étage est réduit à 80% du cisaillement maximal atteint.

4.4 Comportement des contreventements HSS avec assemblages en cisaillement simple

Cette section porte sur le comportement des contreventements dont les diagonales sont des profilés HSS et dont les assemblages sont en cisaillement simple (spécimens nos. 7, 8, 9 et 14). Les spécimens nos. 7, 8 et 9 sont composés de profilés HSS127x127x8.0 et les assemblages sont de type CCS qui ont été conçus pour $C_{fc} = 1,5C_r$. Le spécimen no. 14 est composé de profilés HSS102x102x6.4 et les assemblages sont de type CCM. L'épaisseur de toutes les plaques de transfert et de gousset (t_s et t_g) pour les spécimens nos. 7, 9 et 14 est égale à 15,875 mm, tandis que pour le spécimen no. 8, l'épaisseur de ces plaques est égale à 25,4 mm. Dans cette section, on décrit le comportement observé pour les diagonales comprimées, la rupture des spécimens, les hystérésis et le cisaillement inter-étage.

4.4.1 Comportement en compression

Les quatre spécimens ont présenté un comportement similaire au niveau des diagonales en compression. Le premier phénomène de flambement est l'instabilité de la diagonale discontinue en compression au niveau de l'assemblage central. Cette instabilité a été initiée par la flexion de la plaque de transfert dans la distance e_i , près de l'extrémité du HSS. Après la formation d'une première rotule plastique à cet endroit (Figure 3-2), un mécanisme de flambement inélastique comportant trois rotules plastiques s'est alors développé dans un seul segment de la diagonale discontinue. La deuxième rotule plastique s'est formée dans la plaque de gousset central, plus précisément sur la distance libre laissée pour permettre une rotation inélastique lors d'un éventuel flambement des segments de la diagonale discontinue (distance e_{rp}). La troisième rotule plastique s'est développée dans la plaque de transfert d'extrémité, sur la distance également dénotée e_{rp} . Ce mode de flambement est présenté aux Figures 4-2a, c, e et g pour les spécimens nos. 7, 8, 9 et 14 respectivement. Ce mode de flambement de la diagonale discontinue est évidemment différent de celui anticipé lors de la conception, c'est-à-dire sans flambement en flexion des segments de profilés HSS. Pour les spécimens 7, 8 et 14, la résistance en compression de la diagonale discontinue est comprise entre 52 à 61% de C_{ua} (Tableau 4-3), ce qui est cohérent avec le mode de rupture observé. Pour le spécimen no. 9, l'assemblage était identique à celui du spécimen no. 7 sauf qu'un raidisseur avait été soudé à la plaque de transfert au niveau de l'assemblage central

afin d'améliorer la rigidité flexionnelle de cette plaque. Bien que l'effort de compression atteint lors du flambement a été beaucoup plus élevée (829 kN vs 453 kN), l'instabilité s'est également développée au niveau de l'assemblage central. La flexion imposée au raidisseur a causé des déformations importantes en tension à la fibre extrême extérieure du raidisseur, ce qui a conduit à la déchirure du raidisseur suite au flambement de l'assemblage (Figure 1-1e). L'effort de compression maximum atteint dans la diagonale discontinue du spécimen no. 9 était cependant proche (91%) de la résistance en compression attendue de la diagonale ($C_{ua} = 908$ kN).

Le flambement de la diagonale continue s'est d'abord amorcé sous la forme d'un flambement dans son premier mode, avec une déformation latérale de forme sinusoïdale sur toute la longueur du HSS. La déformation latérale maximale se localisait au point d'intersection des diagonales, laquelle augmentait graduellement sous un effort de compression croissant. Par la suite, en raison de l'effort de tension qui augmentait dans la diagonale discontinue, celle-ci a été en mesure de fournir un appui transversal de plus en plus rigide au centre de la diagonale continue. L'effort de compression a éventuellement continué sa progression jusqu'à ce qu'un flambement en flexion se forme dans le profilé HSS sur l'une des deux moitiés de la diagonale continue. Pour que ce mouvement soit possible, deux rotules plastiques se sont développées dans la distance e_{rp} , dans les plaques de gousset d'extrémité. Le phénomène est présenté aux Figures 4-2b, d, f, h pour les spécimens nos. 7, 8, 9 et 14 respectivement. Pour le spécimen no. 14, le mode de flambement sur une demie de la longueur de la diagonale continue n'a pas été clairement observé étant donné que la rupture du spécimen s'est produite relativement rapidement, comme discuté plus bas. On peut toutefois penser que la diagonale continue allait elle aussi flamber dans ce mode. En effet, la charge maximale atteinte en compression a été 483 kN, ce qui est proche de la résistance en compression attendue C_{ua} , égale à 497 kN, cette dernière ayant été calculée avec $K = 0,5$.

Ce deuxième mode de flambement sur la demi-longueur de la diagonale continue est celui qui était anticipé selon les travaux antérieurs sur les contreventements en X. Les essais ont donc confirmé que la diagonale discontinue peut apporter un support latéral suffisant à la diagonale continue pour initier ce mode de flambement. On note que le flambement de la diagonale continue s'est produit après (0,49 et 0,50% h_s dans le Tableau 3-2) celui de la diagonale discontinue (0,19 à 0,34% h_s), ce qui permet d'affirmer que la diagonale discontinue, même si elle a déjà subi un ou plusieurs cycles de flambement, peut toujours offrir un support suffisant pour forcer le flambement de la diagonale continue sur sa demi-longueur.

Sous l'augmentation progressive de l'amplitude des déplacements latéraux cycliques du cadre, une rotule plastique s'est éventuellement développée au quart de la longueur totale de la diagonale continue, où s'était amorcé le flambement de la diagonale. Pour accommoder cette rotation plastique de la diagonale, deux autres rotules plastiques se sont aussi formées. La première correspond à celle qui s'était formée dans la plaque de transfert d'extrémité, dans l'espacement e_{rp} , lors de l'amorce du flambement de la diagonale continue dans son premier mode de flambement. La seconde rotule plastique s'est développée dans le profilé HSS, dans l'autre moitié de la diagonale continue, près de l'assemblage central.

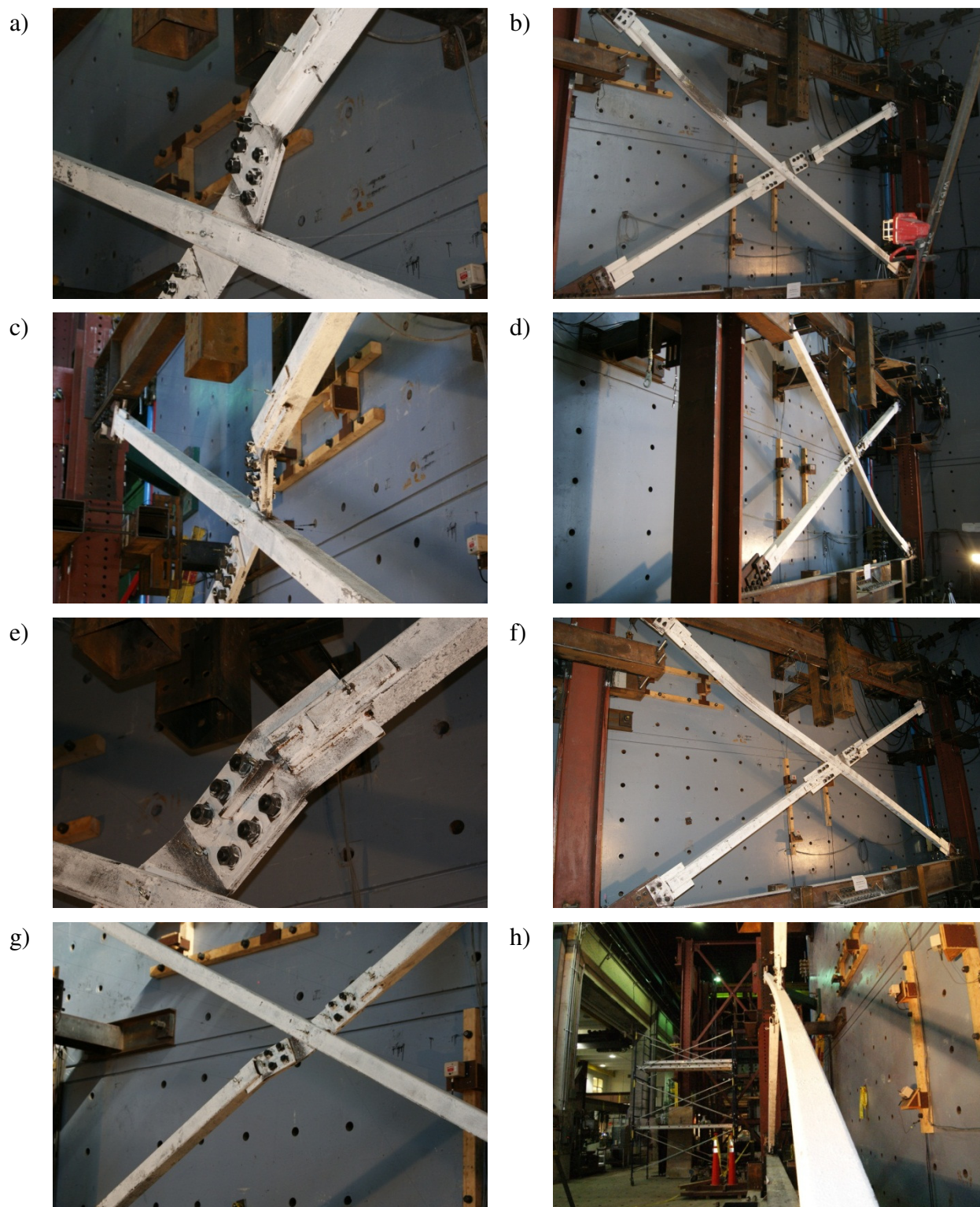


Figure 4-2: Comportement en compression des spécimens composés d'assemblages en cisaillement simple pour le spécimen: a) et b) no. 7; c) et d) no. 8; e) et f) no. 9; g) et h) no. 14.

Il est important de noter que le flambement de la diagonale continue s'est probablement produit selon le mode anticipé en raison du type d'assemblages d'extrémités qui a été employé pour ces spécimens. En effet, comme les plaques de transfert étaient directement boulonnées aux goussets d'extrémités (voir Figure 3-8) et que ces derniers étaient particulièrement robustes (car ils étaient conçus pour demeurer élastiques durant l'ensemble des essais), un mécanisme de trois rotules plastiques ne pouvait pas se développer dans la diagonale continue. La Figure 4-3 présente un schéma expliquant pourquoi le flambement des assemblages d'extrémité était impossible. À cet effet, une rotule s'est développée dans la plaque de transfert (montré en vert), toutefois la rotule dans le gousset d'extrémité (montré en rouge) ne pouvait se développer en raison de la grande rigidité flexionnelle de ceux-ci. Si des goussets plus minces avaient été utilisés, comme ce serait le cas en réalité, deux rotules plastiques auraient pu se former dans l'assemblage d'extrémité. En combinant avec une rotation de la diagonale continue au point d'intersection avec la diagonale discontinue, un mode d'instabilité sans flambement des profilés HSS aurait possiblement pu se développer.

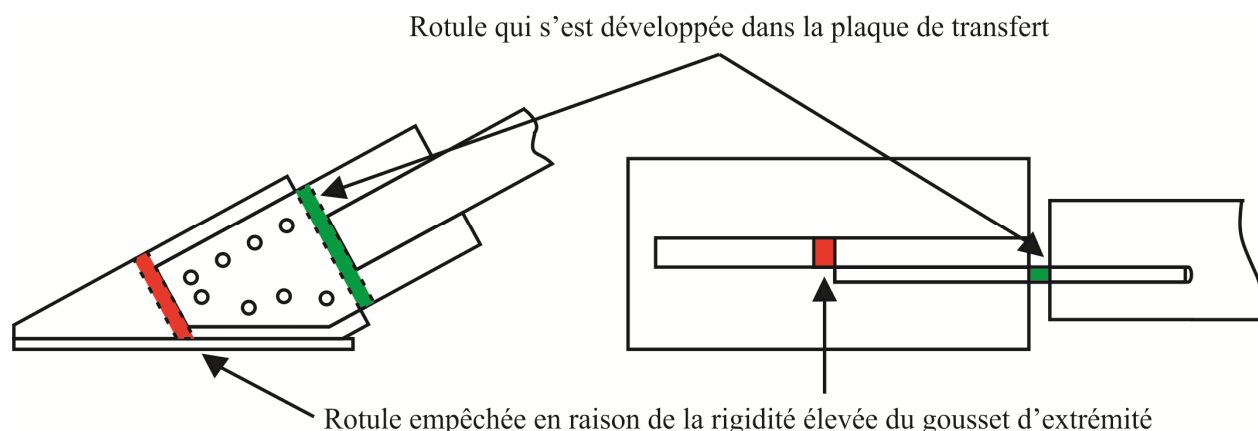


Figure 4-3: Position des rotules plastiques dans les assemblages d'extrémité.

Après la formation d'une rotule plastique dans la membrure HSS de la diagonale continue, le voilement des parois du profilé HSS s'est éventuellement développé de manière importante pour le spécimen no. 8 (Figure 4-4a) et de façon plus limitée pour le spécimen no. 9 (Figure 4-4b). Il est prévu que ce phénomène se produise pour des diagonales composées de HSS (Tremblay et *al.* 2003). Le voilement des parois n'a pas été observé pour les deux autres spécimens.

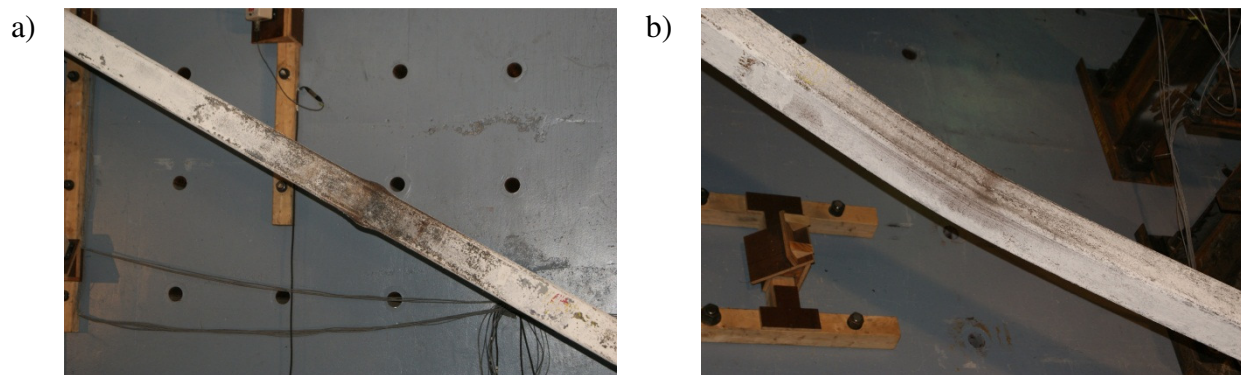


Figure 4-4: Voilement des parois de la diagonale HSS pour le spécimen : a) no. 8; b) no. 9.

4.4.2 Ruptures des spécimens

Pour les quatre spécimens, les ruptures se sont produites dans les diagonales qui étaient soumises à un effort de tension. Ces ruptures sont montrées à la Figure 4-5. Dans tous les cas, la rupture s'est produite à un effort de tension supérieur à l'effort T_{fc} (Tableau 4-3). La rupture des spécimens nos. 7, 9 et 14 s'est produite dans la diagonale discontinue, dans les plaques de transfert de l'assemblage central à l'emplacement de la première rotule plastique (sur la distance e_i). L'occurrence de la rupture dans ces plaques, plutôt que dans les plaques de transfert aux goussets d'extrémité des diagonales continues ou discontinues, est principalement attribuées au phénomène de fatigue sous sollicitations inélastiques (en anglais *low-cycle fatigue*) du à la rotation importante imposée à cet endroit à chaque cycle de flambement des diagonales. La fissuration est apparue dans la plaque de transfert lorsque la rotation atteignait sa valeur maximale à la fin d'un cycle de flambement de la diagonale en compression. La fissuration a ensuite été accentuée par les efforts de tension appliqués lorsque le chargement était inversé. Les rotations subies par les plaques de transfert aux goussets d'extrémités étaient beaucoup moins importantes que celles dans les plaques de transfert au gousset central. De plus, l'endroit où s'est produite la rupture dans les plaques de transfert est une zone où des concentrations de contraintes se produisent en raison des soudures longitudinales du profilé HSS à la plaque (Figure 4-6): les forces à transférer doivent passer entièrement dans les deux soudures, créant ainsi une concentration de contraintes dans la plaque, à la fin des soudures. Ce phénomène de décalage en cisaillement est plus marqué en tension, car l'effort transmis par l'assemblage est plus important.

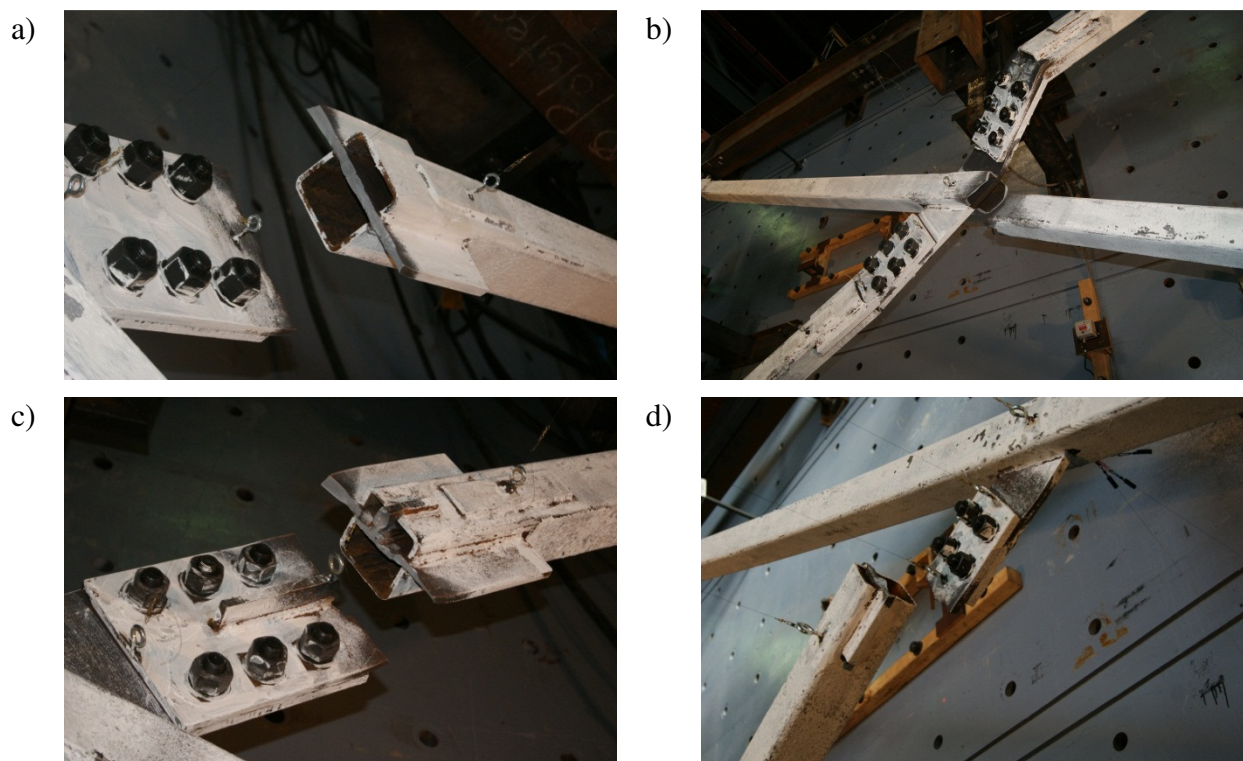


Figure 4-5: Rupture des spécimens avec assemblages en cisaillement simple : a) no. 7; b) no. 8; c) no. 9; d) no. 14.

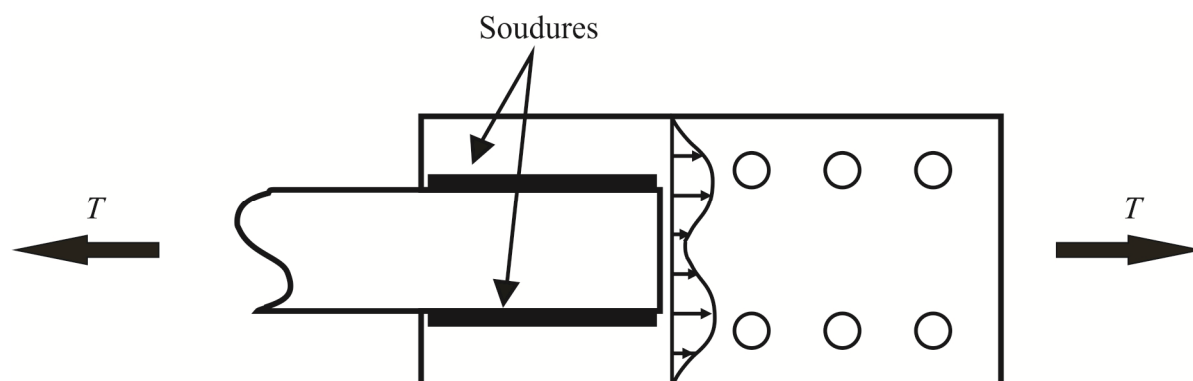


Figure 4-6: Schéma de la concentration de contraintes se développant à la fin des soudures dans la plaque de transfert.

La rupture du spécimen no. 8 s'est produite dans la diagonale continue, à l'endroit où la section du profilé est réduite pour permettre d'insérer la plaque de gousset central. Comme montré au Tableau 4-4, cette rupture s'est produite à un déplacement inter-étage plus élevée ($1,4\% h_s$) comparé aux autres spécimens ($0,5$ à $1,0\% h_s$). La photo de la Figure 4-7 montre clairement qu'il y a eu une concentration de contraintes dans le profilé HSS, de part et d'autre du gousset central.

Cette concentration de contrainte est causée par la présence des fentes dans le profilé HSS. Comme les fentes sont un plus longues que le gousset central, le gousset central ne peut donc pas remplacer l'acier qui a été enlevé du profilé HSS aux extrémités des fentes, ce qui donne lieu à une réduction de la section du profilé à cet endroit. De plus, il y a probablement un transfert partiel de l'effort de traction présent dans la diagonale continue vers le gousset central. Ce transfert est dû au fait que le gousset est soudé au profilé HSS sur la largeur du gousset et que le gousset contribue à la rigidité axiale de la diagonale sur cette longueur. Ce transfert est accompagné d'un décalage en cisaillement qui accentue la concentration de contraintes vis-à-vis la section réduite du profilé HSS. Pour ce spécimen, cette rupture ne remet pas en cause l'adéquation du contreventement, car elle s'est produite sous un effort de tension supérieur à l'effort de conception des assemblages ($T_{ue} = 1,39 T_{fc}$ pour la diagonale tendue). Elle serait cependant problématique pour un contreventement de type MD.



Figure 4-7: Rupture du spécimen no. 8.

4.4.3 Hystérésis des spécimens

Les hystérésis des spécimens dont les assemblages sont disposés en cisaillement simple sont présentées à la Figure 4-8. Pour les diagonales discontinues, le flambement s'est produit par

flexion (rotation) des plaques de l'assemblage central et, dans tous les cas, la résistance maximale atteinte en compression a été inférieure à la résistance C_r de la diagonale et à l'effort de conception C_{fc} . Du Tableau 4-3, le rapport C_{ue}/C_{fc} pour ces 4 spécimens varie de 44 à 82%, signifiant que les assemblages des contreventements ne pouvaient pas résister aux efforts de conception en compression, ce qui ne rencontre pas le comportement exigé par le code.

Lorsque le flambement s'est produit dans l'assemblage de la diagonale discontinue, il s'est produit une perte importante de résistance en compression. La résistance post-flambement de la diagonale a alors été contrôlée par la capacité plastique de l'assemblage. Cette résistance post-flambement est demeurée sensiblement constante pour les spécimens nos. 7 et 8, tandis qu'elle s'est dégradée linéairement en augmentant l'amplitude des déplacements inter-étages pour les spécimens nos. 9 et 14. Pour le spécimen no. 9, une perte subite de résistance en compression a été observée lors du flambement de l'assemblage. Ce phénomène est attribuable au déchirement partiel du raidisseur qui s'est produit à ce moment. La résistance de l'assemblage a continué de décroître à mesure que l'endommagement du raidisseur augmentait, pour éventuellement atteindre la capacité post-flambement de la plaque de transfert travaillant seule.

Le flambement dans les assemblages de la diagonale discontinue s'est produit à une charge plus élevée pour le spécimen no. 8 comparativement aux spécimens nos. 7 et 14 ($C_{ue} = 535 \text{ kN}$ vs 453 kN et 284 kN , voir Tableau 4-1). Ces variations de résistance sont attribuées aux différences dans les dimensions des plaques d'assemblage. Par exemple, des plaques plus épaisses ont une rigidité et une résistance en flexion plus élevées, ce qui peut contribuer à améliorer la résistance au flambement, mais causent une excentricité plus grande et des moments de flexion plus importants. Pour le spécimen no. 8, on peut attribuer le gain de résistance et le déplacement inter-étage plus grand à la rupture comparativement aux deux autres spécimens (Figure 4-8) à l'épaisseur plus élevée des plaques de transfert et de goussets ($t_s = t_g = 25,4 \text{ mm}$ vs $15,875 \text{ mm}$). La résistance plus faible de l'assemblage du spécimen no. 14 par rapport à celle du spécimen no. 7 ($C_{ue} = 284 \text{ kN}$ vs 453 kN) est expliquée par la différence au niveau des largeurs des plaques ($b_g = b_s = 152,4 \text{ mm}$ vs 280 mm). La longueur des assemblages et la taille du profilé peuvent aussi avoir contribué à la différence.

Pour les diagonales continues, le flambement s'est développé dans la membrure. Dans ce cas, le flambement s'est produit près de la charge attendue en compression C_{ua} pour les spécimens nos.

9 et 14, pour des rapports C_{ue}/C_{ua} de 97% et de 102% respectivement, tandis que pour les spécimens nos. 7 et 8, la résistance atteinte a été inférieure à la charge C_{ua} , les rapports C_{ue}/C_{ua} étant de 90% et 84% respectivement. Bien que la diagonale discontinue permette de développer le mode de flambement anticipé pour la diagonale continue, la résistance de cette dernière était tout de même inférieure à la valeur prévue avec un facteur $K = 0,5$. Cet aspect sera discuté au chapitre suivant. Les charges de flambement de la diagonale continue sont de 808 kN, de 763 kN et de 871 kN pour les spécimens nos. 7, 8 et 9 respectivement. Les diagonales de ces trois spécimens étaient faites du même profilé HSS127x127x8.0. Les différences peuvent être causées par des excentricités différentes en raison des épaisseurs différentes des plaques d'assemblage (la résistance inférieure du spécimen no. 8 pourrait être le résultat d'une excentricité plus élevée dans les assemblages d'extrémités en raison des plaques plus épaisses). La résistance en compression de la diagonale continue est aussi influencée par les diverses imperfections dans le montage et la variation de l'aire entre les spécimens.

En tension, tous les assemblages ont dépassé leur charge de conception T_{fc} . Le rapport T_{ue}/T_{fc} varie entre 1,24 et 2,13, signifiant que les assemblages de tous les spécimens ont offert un surplus de résistance. De plus, la force de tension T_{ue} dans les diagonales continues des spécimens nos. 7, 8 et 9 (type CCS) a atteint (et même dépassé pour le spécimen no. 9) la capacité plastique en tension de la diagonale, T_{ua} , ce qui n'était pas requis pour ce type de spécimen (type CCS). Les assemblages du spécimen no. 14 étaient conçus pour des efforts moindres (contreventement de type CCM vs type CCS pour les 3 autres), ce qui a résulté en une rupture plus rapide des assemblages et, par conséquent, à des efforts T_{ue} plus faibles et à des déplacements inter-étages à la rupture moins importants.

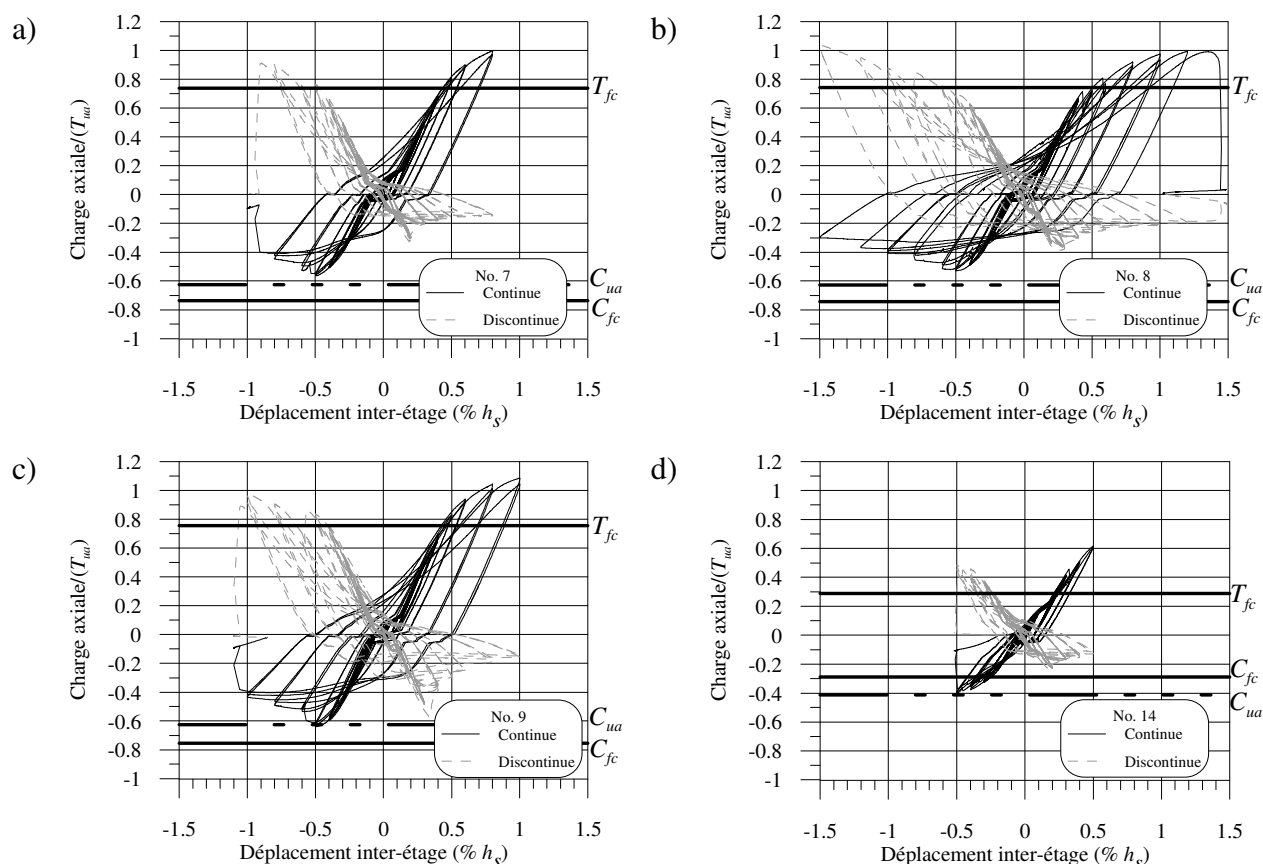


Figure 4-8: Hystérésis des spécimens avec assemblages en cisaillement simple.

4.4.4 Cisaillement inter-étage

Le cisaillement inter-étage des spécimens avec assemblages en cisaillement simple est présenté à la Figure 4-9. Le comportement global du contreventement en X est moins performant en termes de dissipation d'énergie dans la direction positive du cadre (compression dans la diagonale discontinue et tension dans la diagonale continue) que dans la direction négative du cadre. Étant donné la capacité en compression moins élevée de la diagonale discontinue, le cisaillement pouvant être repris par le contreventement est moins important dans cette direction. Le phénomène entraîne alors une perte de rigidité et de résistance globales du contreventement dans cette direction, ce qui serait susceptible d'affecter le comportement dynamique de la structure. Le spécimen no. 8 a été le spécimen qui a offert la résistance la plus élevée sur un plus grand nombre de cycles, et sous des déplacements inter-étages plus importants; il est donc celui qui a dissipé la plus grande quantité d'énergie durant l'essai. Il a également permis d'accommoder le déplacement inter-étage le plus élevé. Pour ce spécimen, une épaisseur de 25,4 mm a été

employée pour les plaques de transfert, contrairement à une épaisseur de 15,875 mm pour les assemblages des spécimens nos. 7, 9 et 14. Ceci démontre, par conséquent, que l'épaisseur des plaques d'assemblage influence la résistance et la ductilité du contreventement. Finalement, le spécimen no. 14 a dissipé peu d'énergie et a accommodé un déplacement inter-étage relativement faible, ce qui est attribué à la résistance plus faible des assemblages des diagonales (type CCM vs CCS). Sur la figure et au Tableau 4-1, on note en effet que la rupture de ce spécimen s'est produite à un déplacement inter-étage de 0,5% h_s , alors que les trois spécimens de contreventement de type CCS ont pu accommoder des déplacements inter-étage compris entre 0,9 et 1,4% h_s .

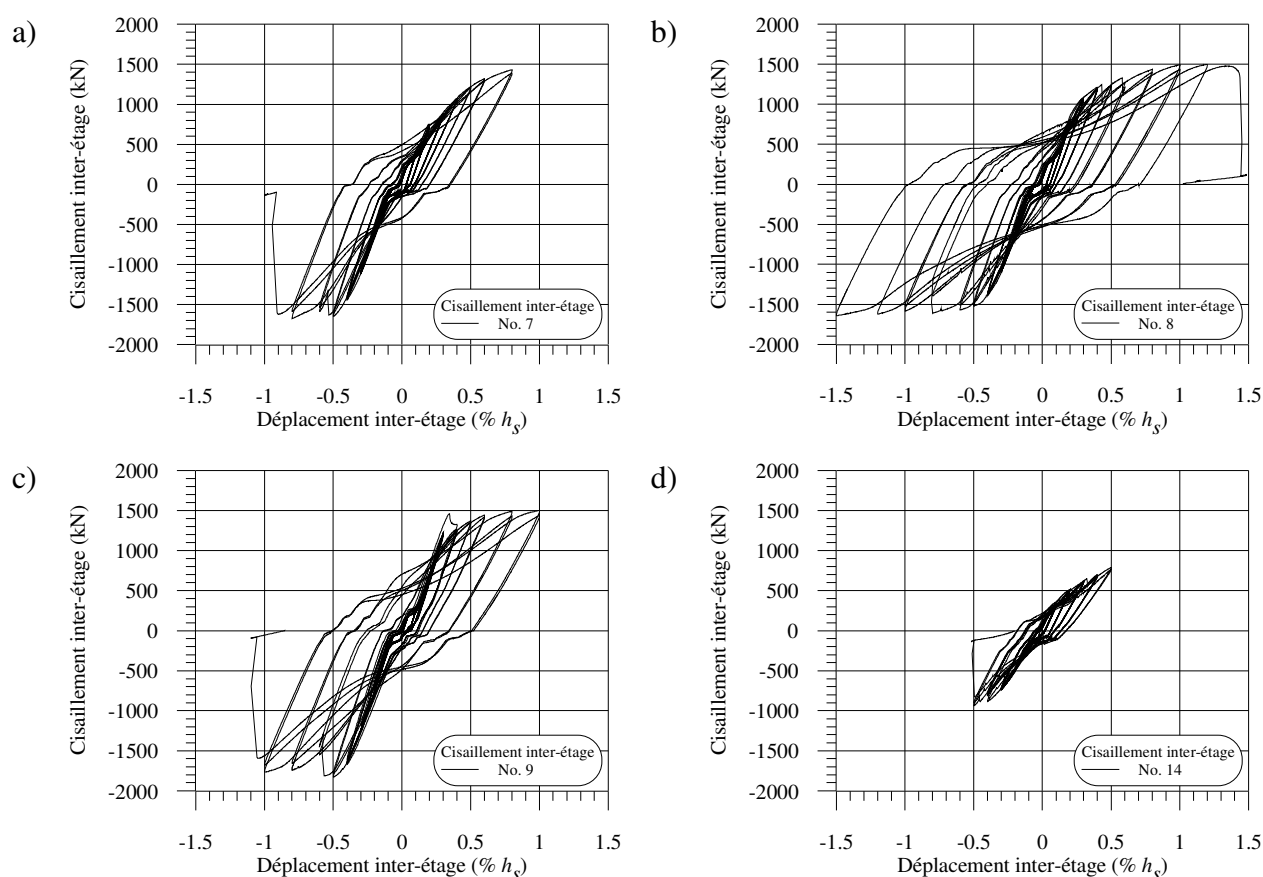


Figure 4-9: Cisaillement inter-étage des spécimens en cisaillement simple.

4.5 Comportement des contreventements HSS avec assemblages en cisaillement double

Cette section traite des spécimens avec des assemblages en cisaillement double, soient les spécimens nos. 5, 6, 10, 11, 12 et 13. Les spécimens nos. 1, 2, 3 et 4 sont également des spécimens dont les assemblages sont en cisaillement double, mais ils seront traités à la section suivante, puisque des particularités ont affecté leur comportement. Les spécimens nos. 5, 6, 10 et 11 sont composés de profilés HSS127x127x8.0 tandis que les spécimens nos. 12 et 13 sont composés de profilés HSS102x102x6.4. Les spécimens nos. 5 et 6 sont de type CCS et les spécimens nos. 10, 11 et 13 sont de type CCM. Seul le spécimen no. 12 est de type MD. Les épaisseurs des plaques sont variables pour les spécimens. Pour les spécimens nos. 5, 10, 11, 12 et 13, les épaisseurs des plaques de transfert (t_s) sont égales à 7,9375 mm. Pour le spécimen no. 6, l'épaisseur t_s a été augmentée à 9,525 mm. À l'exception du spécimen no. 11, l'épaisseur t_g est égale à $2t_s$. Dans ce cas, l'épaisseur t_g est égale à 9,525 mm. Par conséquent, les différences résident principalement dans les dimensions des plaques, mais également à la présence et au type de soudure des cales, telle qu'il sera discuté dans cette section. La section présente la description du comportement observé, le comportement global, les ruptures, les hystérésis et le cisaillement inter-étage.

4.5.1 Comportement en compression

Pour des assemblages en cisaillement double, des cales peuvent être insérées entre les plaques de transfert, sur la longueur des soudures avec le HSS, afin de conserver l'espacement entre les plaques lors de la fabrication et de l'érection du contreventement au chantier. Ces cales sont normalement soudées par des points de soudure. Lors de la conception des assemblages, ces cales n'avaient pas été spécifiées pour aucun des spécimens. Le spécimen no. 13 a été testé dans ces conditions, sans cales. Sur la base du comportement de ce spécimen, on a décidé d'ajouter des cales pour les spécimens suivants. Pour les spécimens nos. 10 et 12, les cales ont été soudées par des points de soudure. Pour les spécimens nos. 5, 6 et 11, on a décidé d'utiliser des soudures structurales continues. Cette section décrit le comportement qui a été observé pour les spécimens avec assemblages en cisaillement double pour ces trois conditions au niveau des cales.

4.5.1.1 Assemblages sans cales (spécimen no. 13)

Le comportement du spécimen no. 13 est présenté à la Figure 4-10. Ce spécimen a été testé sans cales entre les plaques de transfert. Pour la diagonale discontinue et la diagonale continue, le flambement a été initié par la plastification des plaques de transfert en flexion, dans la distance e_i , à la fin du profilé HSS. Pour la diagonale discontinue, il s'agissait du premier phénomène d'instabilité à survenir tandis que pour la diagonale continue, le flambement global sur toute la longueur de la diagonale s'était amorcé avant la flexion des plaques de transfert. Tout comme pour les spécimens avec assemblages en cisaillement simple, un mécanisme de trois rotules plastiques s'est éventuellement développé. Pour la diagonale discontinue, le flambement s'est produit à l'assemblage central et il a été limité à la membrure du bas seulement. Il n'y a pas eu de flambement en flexion des profilés HSS. Pour la diagonale continue, l'instabilité s'est produite dans l'assemblage d'extrémité du bas et le mécanisme de trois rotules plastiques a impliqué la longueur totale de la diagonale. Dans ce cas, la troisième rotule était localisée dans la distance e_{rp} de la plaque de gousset d'extrémité de l'assemblage du haut (Figure 3-8). Comme indiqué, ce mode de flambement s'est produit après que la diagonale ait flambé en flexion.

Sous l'augmentation des déplacements inter-étages, une quatrième rotule plastique est apparue dans les deux diagonales. Cette rotation inélastique s'est développée dans le profilé HSS, vers l'extrémité des plaques de transfert. À cet endroit, le profilé HSS est encore coupé en deux par les fentes requises pour insérer les plaques de transfert; la rotation dans cette quatrième rotule s'est alors développée sur une base quasi-individuelle et à des degrés divers dans chacune des deux moitiés de HSS. Lorsque l'effort dans la diagonale a été inversé pour passer à la traction, des fissures sont apparues dans le profilé HSS, près des plaques de transfert, lorsque les moitiés de HSS fléchies ont été redressées. Cette fissuration a été causée par des contraintes non uniformes de tension dans le HSS résultant du phénomène de décalage en cisaillement dans le profilé ainsi que des forces de tension inégales entre les deux plaques de transfert. Les déformations inélastiques dans le profilé HSS sont attribuées à une rigidité et résistance insuffisantes en flexion qu'offraient les deux moitiés du profilé HSS. En effet, étant donné que ces deux moitiés de HSS n'étaient pas attachées l'une à l'autre, les deux pièces travaillaient individuellement, ce qui créait un point de faiblesse par rapport au profilé HSS non altéré situé en dehors de l'assemblage. Sous des déplacements inter-étages importants, les plaques de transfert sont éventuellement entrées en contact l'une contre l'autre due à la différence de rotation dans les deux moitiés de HSS. La

dissipation de l'énergie s'est faite par l'apparition de déformations inélastiques locales dans les plaques de l'assemblage et dans les moitiés du profilé HSS. Les soudures entre le profilé HSS et les plaques de transfert ont été également largement sollicitées par ces déformations locales du profilé HSS. Elles ont notamment été arrachées à partir de leurs extrémités (Figure 4-10f). Ce comportement indésirable au niveau de l'assemblage est en partie attribuable à l'absence de cales entre les deux moitiés du profilé HSS.

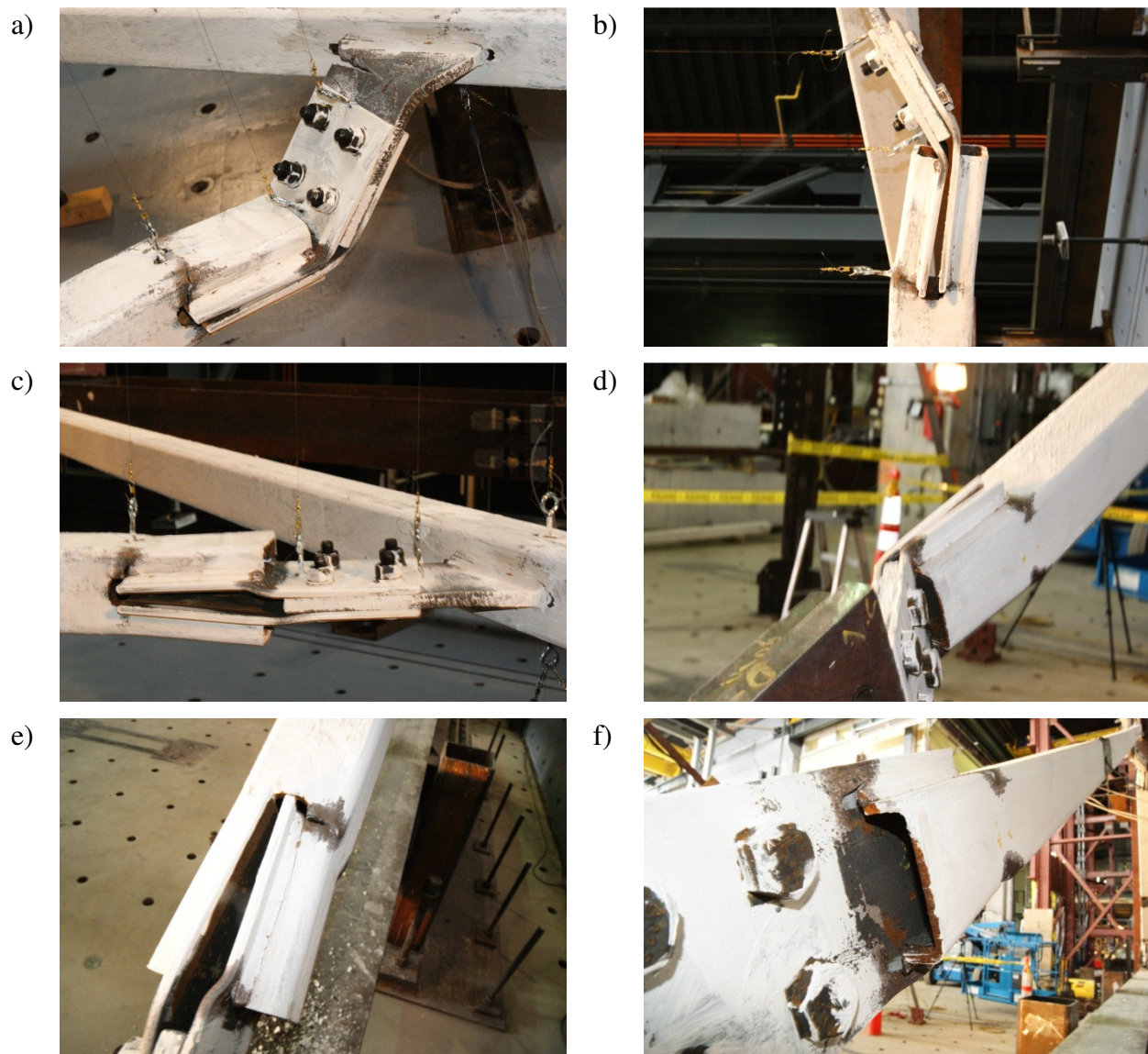


Figure 4-10: Endommagement observé du spécimen no. 13.

4.5.1.2 Assemblages avec cales soudées par points de soudure (spécimens nos. 10 et 12)

Suite aux observations du comportement du spécimen no. 13, des cales fixées par des points de soudure ont été installées pour les spécimens nos. 10 et 12. Ces deux spécimens représentent l'assemblage en cisaillement double typique réalisé dans la pratique. Les Figures 4-11 et 4-12 illustrent le comportement des spécimens nos. 10 et 12, respectivement. Malgré l'ajout des cales, le comportement de ces spécimens a été pratiquement identique à celui observé pour le spécimen no. 13. En effet, pour les deux spécimens, le flambement de la diagonale discontinue et de la diagonale continue s'est produit par la plastification en flexion des plaques de transfert. Ce phénomène s'est développé dans l'espacement e_i de la plaque de transfert. Le flambement s'est localisé dans la diagonale discontinue du bas pour les deux spécimens. Pour la diagonale continue, le flambement s'est produit dans l'assemblage du bas pour le spécimen no. 10 et dans l'assemblage du haut pour le spécimen no. 12. À nouveau, le flambement global de la diagonale continue avait été observé avant le mode de flambement impliquant l'assemblage. Le mécanisme de trois rotules plastiques décrit précédemment s'est aussi développé. Comme pour le spécimen no. 13, une quatrième rotule plastique s'est éventuellement développée lorsque le déplacement inter-étage a été augmenté. Cette rotule était localisée à la fin des plaques de transfert, dans le profilé HSS.

La particularité de ce détail d'assemblage, par rapport à celui sans cale, est que le contact entre les deux plaques de transfert ne pouvait pas se produire et a été évité, tel que montré à la Figure 4-11c. Toutefois, plusieurs points de soudure ont cédé pendant l'essai, démontrant que des soudures de ce type n'étaient pas suffisamment résistantes. De plus, ces ruptures sont survenues dans des assemblages ayant subi des rotations lors du flambement et dans d'autres assemblages du spécimen qui n'avaient pas subi de telles rotations, tel que montré à la Figure 4-12d. Pour le spécimen no. 10, une cale est d'ailleurs tombée durant l'essai. Sur la Figure 4-11d, on voit cette cale qui est tombée sur la poutre du cadre d'essais.

L'ouverture des deux moitiés du profilé HSS a également été observée au niveau des assemblages des deux spécimens, démontrant l'inefficacité des cales à retenir les deux moitiés du HSS. Comme dans le cas du spécimen no. 13, la fissuration s'est également développée dans le profilé HSS, à la fin des plaques de transfert, pour les mêmes raisons que celles évoquées pour des assemblages en cisaillement double sans cales. La fissuration a également été observée dans

la plaque de gousset central pour les deux spécimens. Pour le spécimen no. 12, cette fissuration est montrée à la Figure 4-11b. L'arrachement des soudures à leurs extrémités a aussi été observé pour les deux spécimens.

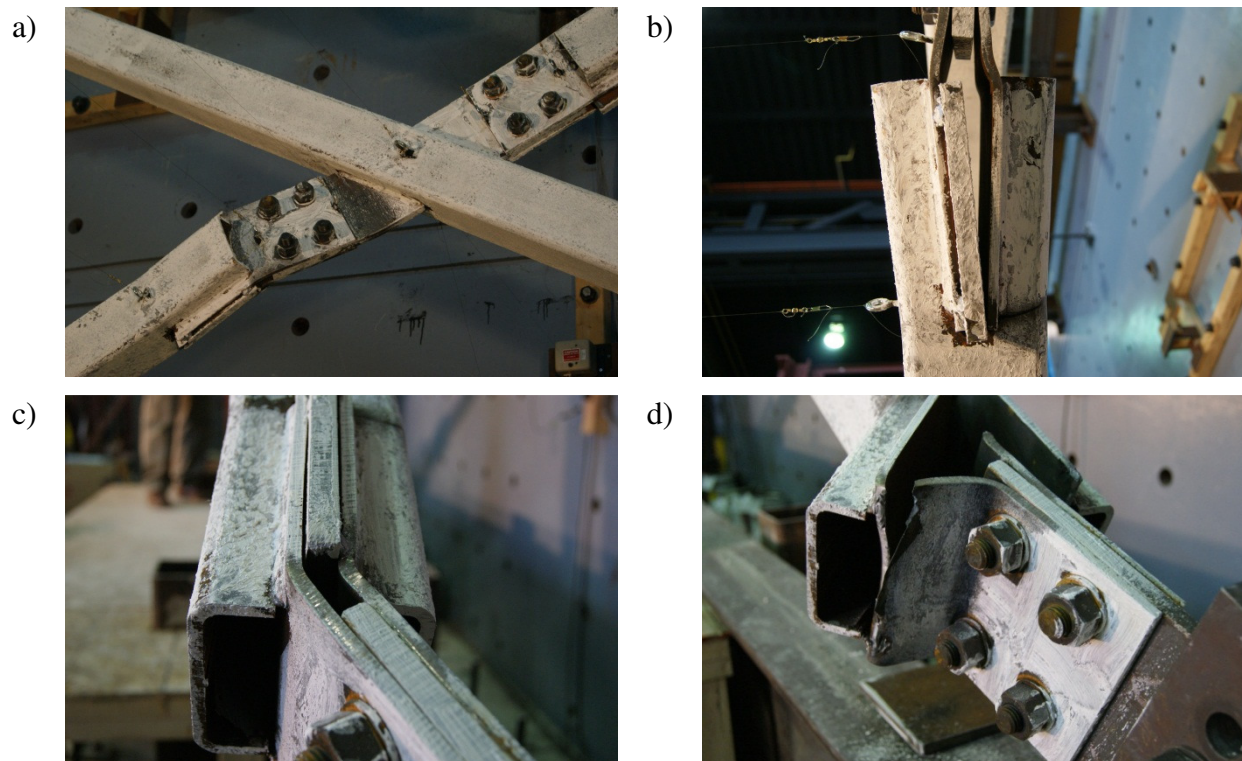


Figure 4-11: Endommagement du spécimen no. 10.

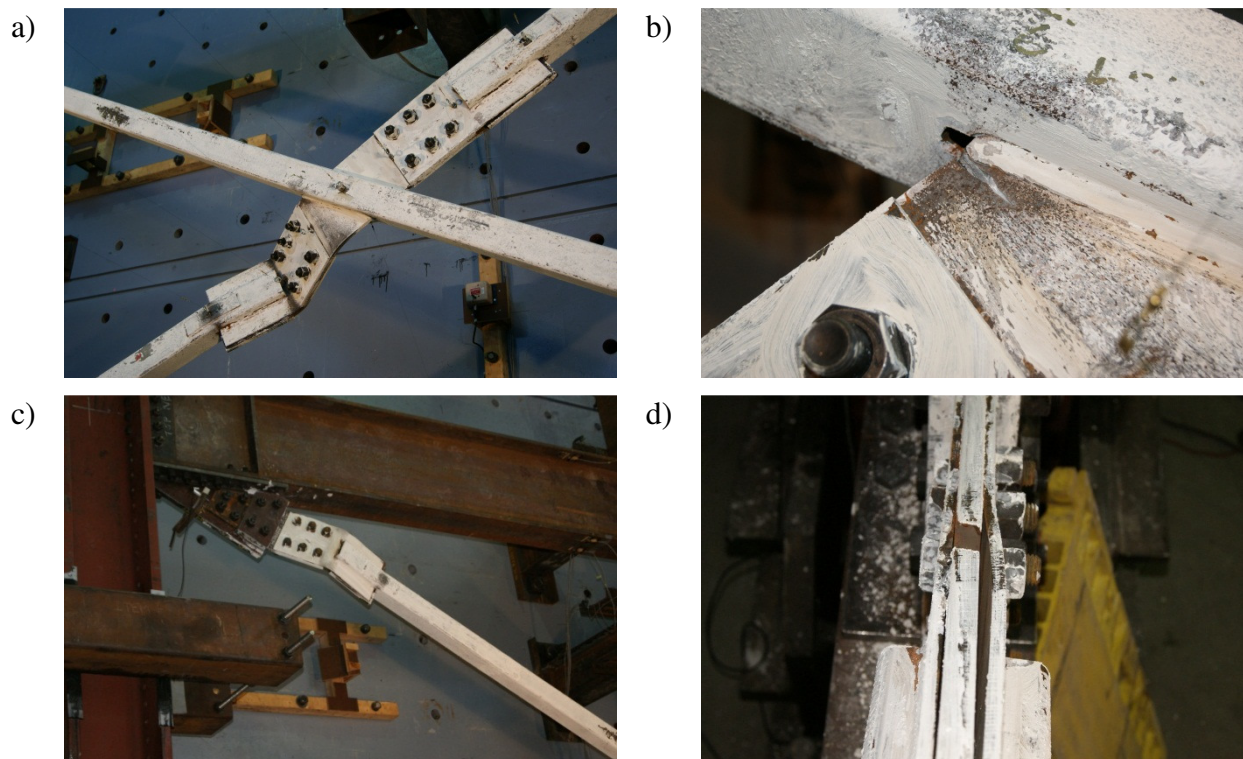


Figure 4-12: Endommagement du spécimen no. 12.

4.5.1.3 Assemblages avec cales soudées structuralement (spécimens nos. 5, 6 et 11)

Les essais réalisés précédemment ont démontré que les deux moitiés des profilés HSS vis-à-vis des assemblages n'ont pas une rigidité et une résistance flexionnelle suffisamment élevées. Il se développe alors une quatrième rotule plastique qui cause un endommagement sévère au niveau du HSS. Il a alors été décidé d'utiliser des soudures continues structurales pour fixer les cales pour les spécimens nos. 5, 6 et 11. En soudant les cales de cette manière, on cherchait à solidariser les deux moitiés de HSS et les plaques de transfert de façon à ce que l'ensemble travaille comme une section composite et qu'elle offre une rigidité et une résistance en flexion accrues.

Le comportement des assemblages en compressions des spécimens nos. 5, 6 et 11 est présenté à la Figure 4-13. Pour les trois spécimens, le flambement des diagonales a été similaire à celui observé pour les autres spécimens avec assemblages en cisaillement double, à l'exception de la position des rotules plastiques pour la diagonale discontinue du spécimen no. 11: deux rotules se sont formées dans l'assemblage d'extrémité du bas (Figure 4-13e), soit dans la distance e_i et dans la distance e_{rp} , tandis que la troisième rotule plastique s'est formée dans la plaque de gousset

central, soit dans la distance e_{rp} . Pour la diagonale continue de ce spécimen, deux rotules plastiques sont apparues dans l'assemblage d'extrémité supérieur et la troisième rotule plastique s'est développé dans l'espacement e_{rp} de l'assemblage de l'autre extrémité.

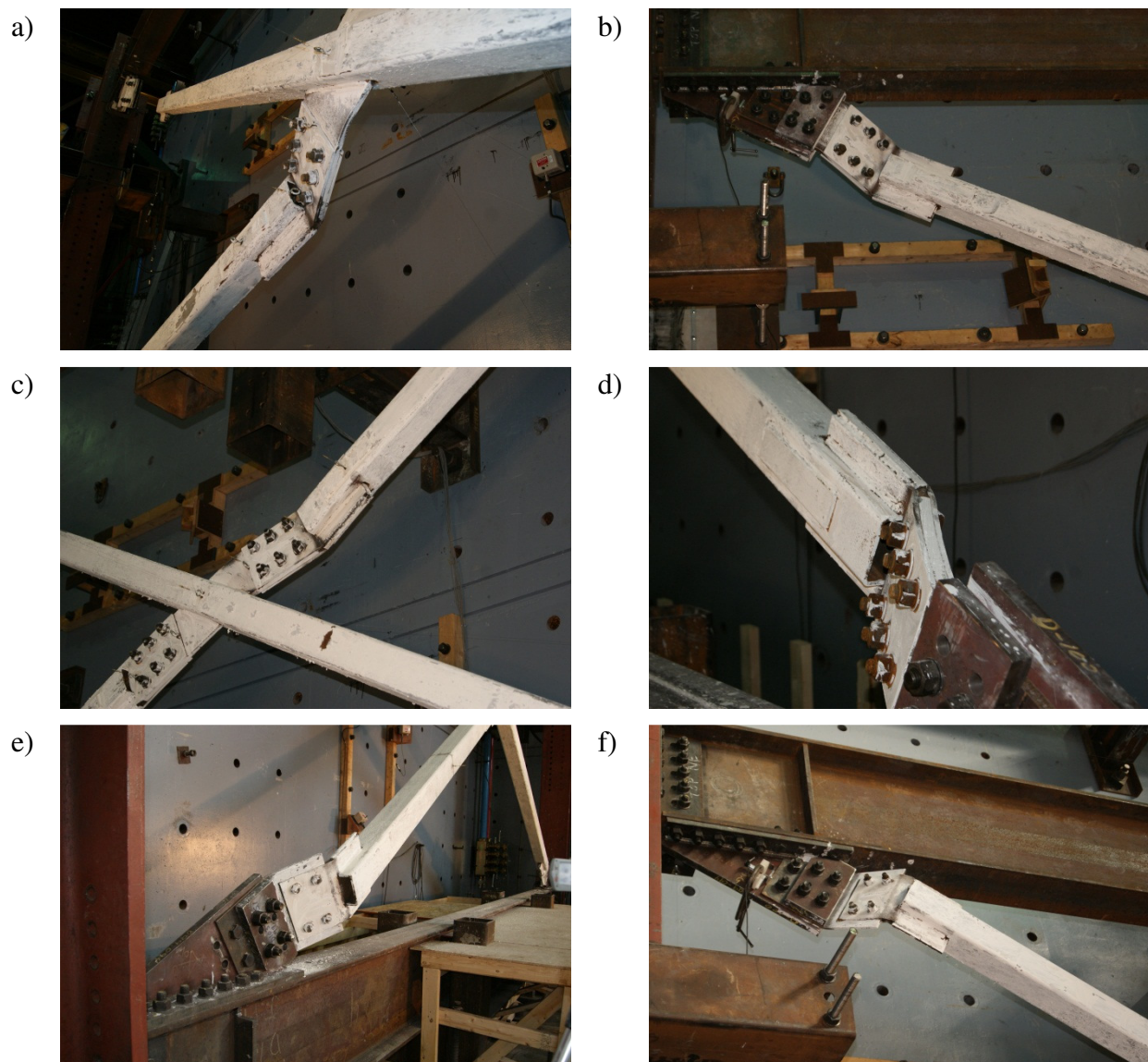


Figure 4-13: Spécimens avec assemblages en cisaillement double et cales soudées structurellement : a) et b) spécimen no. 5; c) et d) spécimen no. 6; e) et f) spécimen no. 11.

Comparativement aux autres spécimens, en attachant les cales par des soudures structurales continues, la réponse individuelle des deux moitiés de HSS a été atténuée et la rotation inélastique dans le HSS à la fin de la fente a été réduite. Par conséquent, aucune ou très peu de fissuration a été observée dans les profilés HSS. La Figure 4-14a illustre notamment la rotation

inélastique qui s'est développée dans le HSS à la fin des plaques de transfert dans la diagonale continue pour le spécimen no. 6. Cette photo a été prise à la fin de l'essai et représente, par conséquent, l'endommagement maximal observé. Les cales soudées structuralement ont permis de limiter l'endommagement dans les assemblages comparativement aux autres types de cales. Pour les spécimens nos. 5 et 11, la quatrième rotule plastique a été complètement évitée pour les deux diagonales, tel que montré à la Figure 4-13.

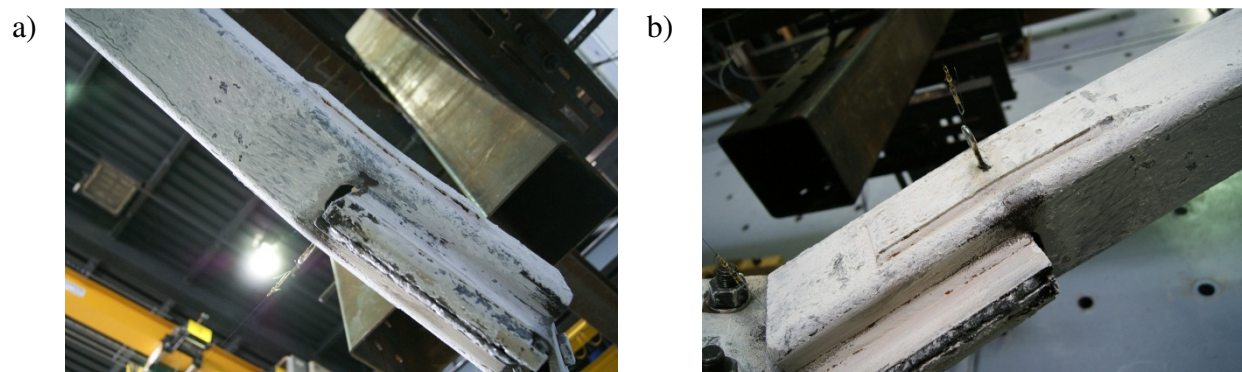


Figure 4-14: Endommagement à l'emplacement de la quatrième rotule plastique du spécimen no. 6 pour : a) l'assemblage d'extrémité de la diagonale continue; b) l'assemblage central de la diagonale discontinue.

Pour le spécimen no. 6, il s'est cependant produit une rupture des soudures de la cale à l'une des deux plaques de transfert à l'assemblage central du segment supérieur de la diagonale discontinue, tel que montrée à la Figure 4-15a. Sur la figure, on peut voir l'espacement qui s'est créé entre la cale et la plaque de transfert suite à cette rupture. Cette ouverture a contribué à l'apparition de la fissuration dans l'une des moitiés du profilé HSS, à la fin des fentes, fissuration que l'on peut voir sur la même figure. Cette fissuration n'a toutefois pas influencé la résistance post-flambement du spécimen, car la rupture du spécimen s'est finalement produite à un autre endroit, quelques cycles plus tard. Toujours pour le spécimen no. 6, on a aussi observé un début de fissuration des plaques de transfert aux assemblages où les soudures des cales avaient subi la rupture, tel que montré dans la zone encadrée de la Figure 4-15b. Cette fissuration est attribuable à la fatigue de l'acier aux points de rotation en raison des cycles de flambement et de redressement des diagonales. De plus, cette zone est soumise à une concentration de contraintes due au décalage en cisaillement à la fin des soudures. Cette fissuration a aussi été observée dans les spécimens nos. 5 et 11.

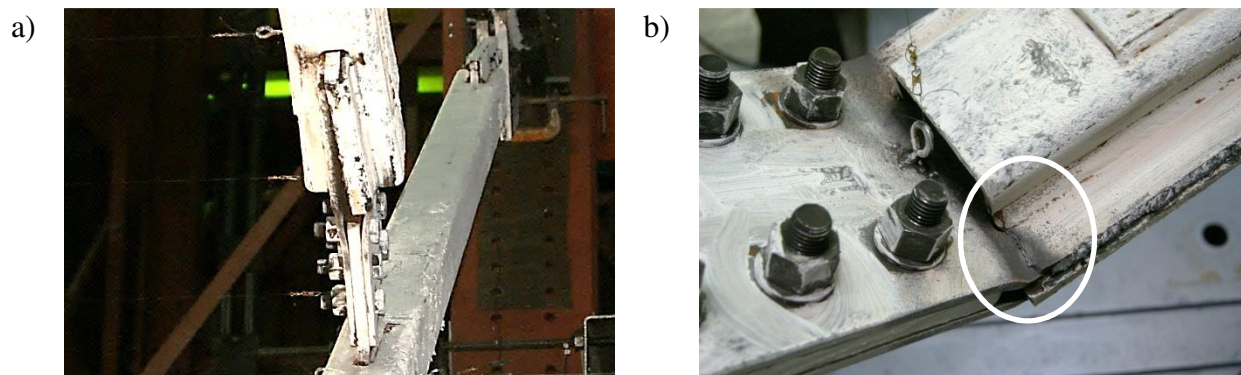


Figure 4-15: Spécimen no. 6 : a) ruptures des soudures structurales des cales; b) fissuration des plaques de transfert.

4.5.2 Comportement global des contreventements

Pour les six spécimens avec assemblages en cisaillement double décrits dans cette section, le comportement non linéaire en compression des deux diagonales a été contrôlé par la rotation plastique des assemblages. La Figure 4-16 montre l'état des contreventements peu de temps avant la rupture. Les diagonales n'ont pas subi de flambement et à peu près aucun dommage, demeurant dans le domaine linéaire durant l'ensemble de l'essai. Par conséquent, les éléments dissipant l'énergie en compression étaient les assemblages, et non les rotules plastiques dans les diagonales. Pour ces 6 spécimens, sauf le spécimen no. 13 (deux diagonales) et le spécimen no. 12 (diagonale continue), l'effort de compression maximum dans les diagonales n'a pas atteint l'effort de compression de l'assemblage ($C_{ue}/C_{fc} < 1,0$ dans le Tableau 4-3). Pour le spécimen no. 12, le mode de flambement des diagonales avec rotations dans les assemblages (Figure 4-16c) est particulièrement surprenant puisqu'il s'agit d'un contreventement de type MD. On se serait donc attendu à ce que les assemblages permettent de forcer le flambement en flexion des membrures diagonales, ce qui n'a pas été le cas.

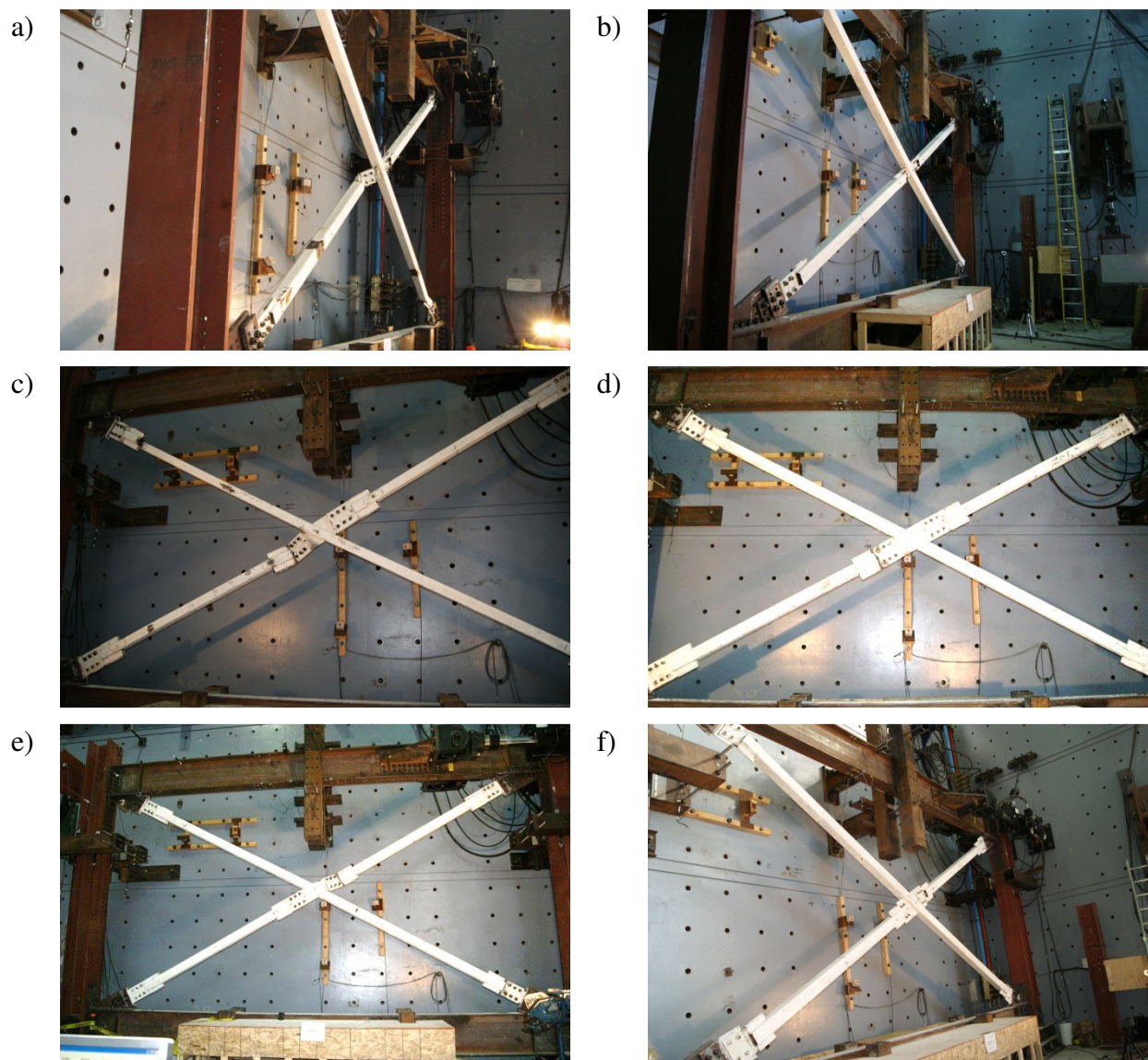


Figure 4-16: Comportement global des spécimens avec assemblages en cisaillement double : a) no. 13; b) no. 10; c) no. 12; d) no. 5; e) no. 6; f) no. 11.

4.5.3 Ruptures des spécimens

Les ruptures des spécimens avec assemblages en cisaillement double sont présentées à la Figure 4-17. Les ruptures des six spécimens se sont toutes produites dans les assemblages. Les spécimens nos. 13 et 12 ont cédé dans les assemblages d'extrémité de la diagonale continue. Plus précisément, ces ruptures ont été localisées dans l'aire nette du HSS à la fin des plaques de transfert, suite à la fissuration des parois du HSS. Pour le spécimen no. 12, cette section avait été renforcée par l'ajout de plaques soudées sur les parois du HSS. Ces plaques de renfort avaient

probablement été bien dimensionnées, mais le profilé HSS a été soumis à des rotations inélastiques à cet endroit, ce qui a accentué l'endommagement de la membrure à l'aire nette. La rupture du spécimen no. 10 s'est produite dans la plaque de gousset central, mais une même rupture aurait pu prendre place dans l'assemblage d'extrémité étant donné l'endommagement sévère à cet endroit (Figure 4-11d). Dans ces trois premiers spécimens, on a noté des baisses de résistances causées par des déchirures locales des plaques et des profilés HSS.

La rupture du spécimen no. 5 s'est produite dans la diagonale continue, à l'emplacement de la première rotule plastique (distance e_i), dans les plaques de transfert (Figure 4-17d). Il s'agit d'une section critique avec des concentrations de contraintes à l'extrémité des soudures. La rupture du spécimen no. 6 a été initiée par la rupture d'une plaque de transfert dans l'assemblage d'extrémité de la diagonale continue, dans l'espacement e_i . La seconde plaque de transfert s'est, quant à elle, cassée au droit de la première rangée de boulons, là où la section des plaques était réduite (aire nette) par les trous des boulons (Figure 4-17e). Finalement, la rupture du spécimen no. 11 s'est produite dans l'aire brute de la plaque de gousset, à l'extrémité inférieure du segment du bas de la diagonale discontinue (Figure 4-17f). Cette rupture est associée principalement à l'épaisseur mince de cette plaque de gousset ($t_g = 9,525$ mm). Il convient de mentionner que toutes ces ruptures ont été causées ou accentuées par le phénomène de fatigue sous des déformations (rotations) inélastiques cycliques. Néanmoins, le rapport $T_{ue}/T_{fc} > 1,0$ pour toutes les diagonales (voir Tableau 4-3), ce qui indique que tous ces assemblages ont pu résister à des efforts de traction supérieurs à l'effort de conception.

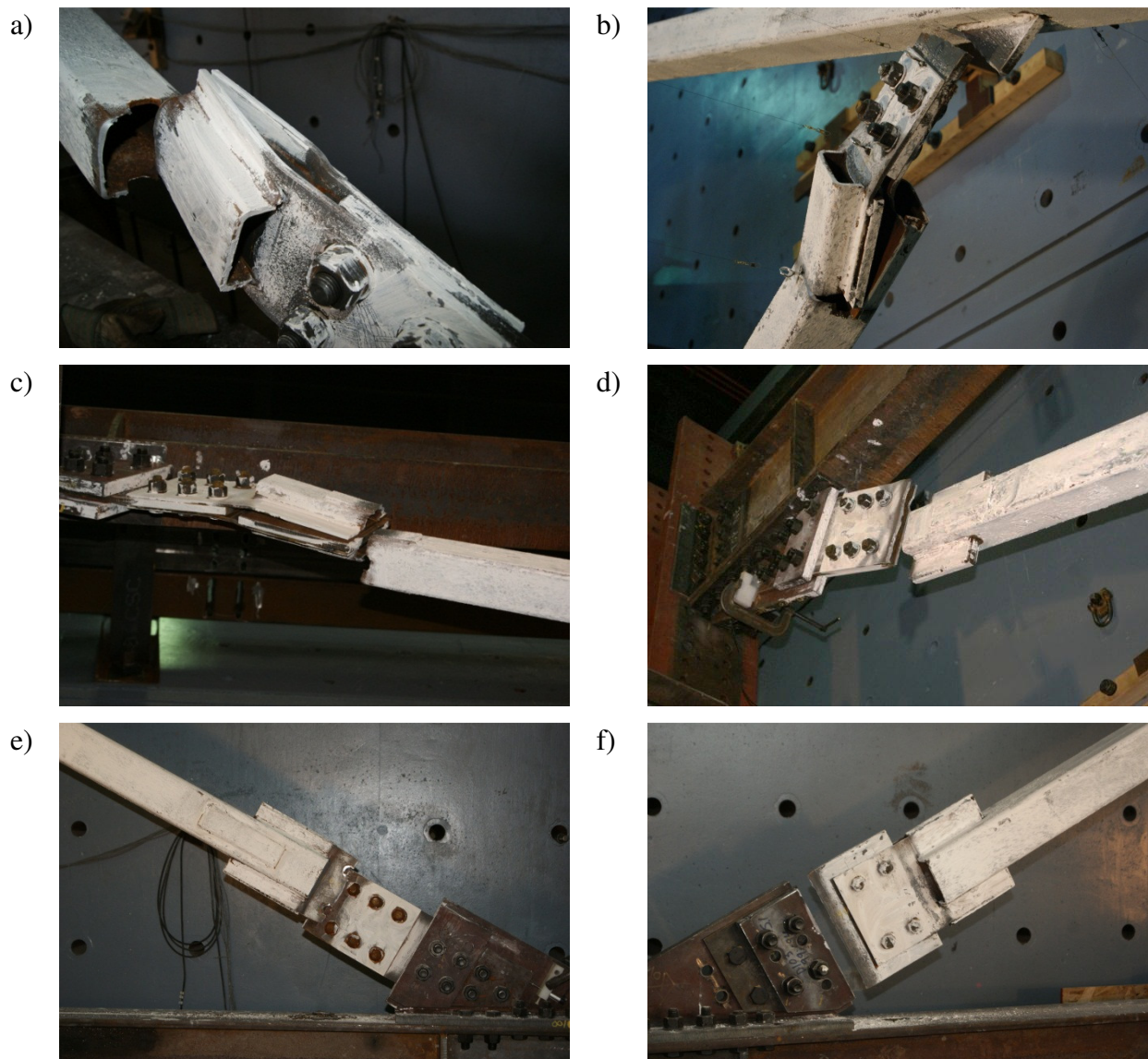


Figure 4-17: Rupture des spécimens composés d'assemblages en cisaillement double : a) no. 13; b) no. 10; c) no. 12; d) no. 5; e) no. 6; f) no. 11.

Pour le spécimen no. 6, la première rupture de l'assemblage est survenue dans la plaque de transfert, à la section critique à la fin des soudures, tel que montré à la Figure 4-18a. La Figure 4-18b illustre l'autre plaque de transfert où s'est éventuellement formée la rupture sur l'aire nette vis-à-vis des boulons. Sur cette seconde figure, on voit bien qu'une fissuration s'était préalablement développée à la section critique, vis-à-vis de la fin des soudures du profilé HSS. Cette fissuration s'est interrompue lorsque la rupture s'est finalement produite vis-à-vis des boulons. Néanmoins, ces deux photos illustrent bien l'effet de la concentration de contraintes qui se développe aux extrémités des soudures. C'est aussi à cette section que se forme la rotule

plastique lors du flambement de la diagonale, ce qui crée un endommagement de la plaque très important à cet endroit.

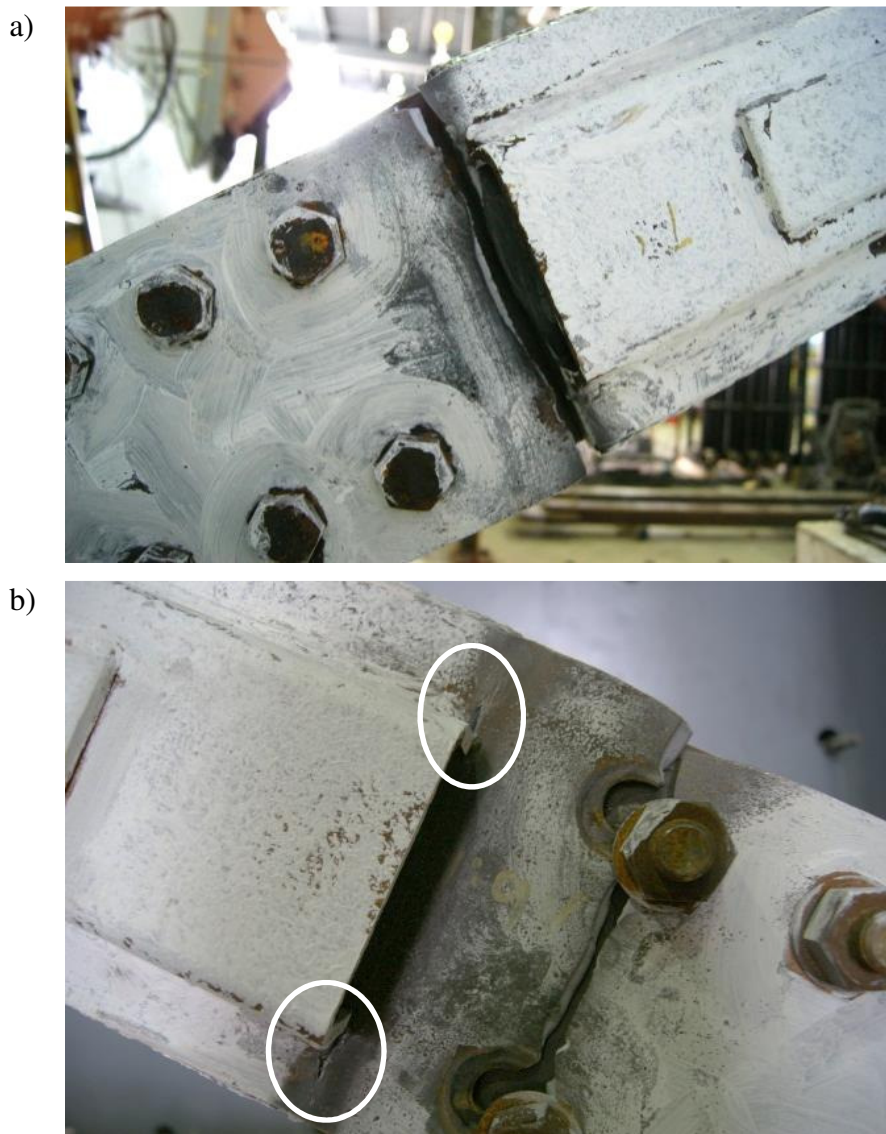


Figure 4-18: Séquence de rupture du spécimen no. 6 : a) cassure d'une plaque de transfert à l'aire nette soudée; b) cassure de la plaque de transfert à l'aire nette boulonnée.

Le spécimen no. 11 avait été conçu pour que le mode de rupture soit l'ovalisation des trous des boulons dans le gousset central et les plaques de gousset d'extrémité. Un gousset de faible épaisseur ($t_g = 9,525$ mm) avait été choisie pour encourager ce comportement ductile. En effet, l'ovalisation des trous des boulons a agi comme un fusible en limitant les forces dans les diagonales et en accommodant, par le fait même, une partie des déformations inélastiques. Après l'essai, on a démonté les assemblages et observé que des déformations plastiques importantes

d'écrasement s'étaient effectivement développées dans les trous de boulons, tel que montré à la Figure 4-19. Sur les assemblages du bas des diagonales, des marques avaient été faites dans la chaux pour mesurer le glissement subi par l'assemblage (Figure 4-19a). Des glissements de 6 mm et 7 mm ont été obtenus à la fin de l'essai dans l'assemblage du bas de la diagonale continue et de la diagonale discontinue, respectivement. Ce glissement est toutefois plus important que la déformation plastique des trous des boulons, car il comprend aussi les déformations dans toutes les composantes des assemblages, dont l'ovalisation des trous des boulons. Un agrandissement de l'ovalisation est montré à la Figure 4-19b. On constate la déformation importante s'étant produite dans les trous de boulons du spécimen. Par contre, cette déformation s'est produite uniquement sous un effort de tension, probablement parce que la résistance à l'écrasement était supérieure à la résistance en compression (C_{ue}). Comme mentionné précédemment, la rupture de ce spécimen s'est éventuellement produite par fatigue en flexion, sur la section brute de la plaque de gousset à l'extrémité inférieure de la diagonale discontinue (Figure 4-17f). L'ovalisation des trous de boulons s'est également développée pour le spécimen no. 10, mais de façon très limitée.

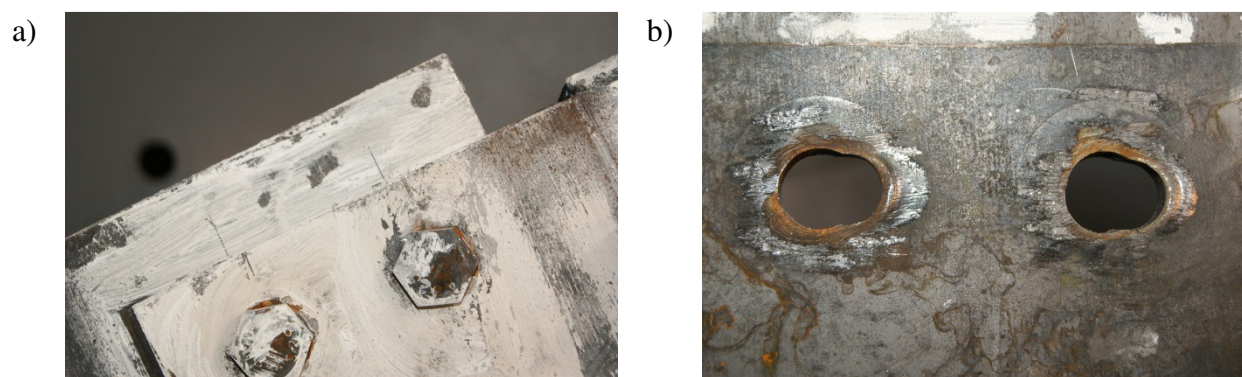


Figure 4-19: Pression diamétrale dans les assemblages du spécimen no. 11 : a) glissement dans l'assemblage du bas de la diagonale discontinue; b) ovalisation des trous de boulons.

4.5.4 Hystérésis des spécimens

Les hystérésis des spécimens nos. 13, 10, 12, 5, 6 et 11 sont présentées à la Figure 4-20. Le comportement est relativement symétrique pour les deux diagonales pour chacun des spécimens étant donné que le flambement s'est développé dans les assemblages pour les deux diagonales. Néanmoins, on peut constater que la résistance au flambement et le déplacement inter-étage au moment du flambement sont moins élevés pour la diagonale discontinue comparés à la diagonale continue (voir également le Tableau 4-2 et la Figure 4-1). Ces observations s'expliquent par le fait

que la diagonale continue cherche d'abord à flamber dans un mode global, limitant ainsi la rotation dans les assemblages d'extrémité. En plus de limiter les déformations inélastiques et l'endommagement de l'assemblage, l'ajout de cales soudées structuralement a permis d'améliorer la résistance au flambement. D'autre part, suite au flambement de l'assemblage, celle-ci a subi une perte importante de résistance en compression. Ce comportement est plus prononcé pour les spécimens dont les cales n'étaient pas soudées structuralement (spécimens nos. 13, 10 et 12). L'ajout de cales soudées structuralement a donc permis d'améliorer le comportement post-flambement.

Seuls les spécimens nos. 12 et 13 ont atteint les charges de conception en compression des assemblages ($C_{ue} > C_{fc}$), mais seulement pour la diagonale continue pour le spécimen no. 13. On ne peut donc pas conclure que l'ajout de cales avec soudures structurales peut, à lui seul, permettre de satisfaire ce critère, car $C_{ue} < C_{fc}$ pour les spécimens nos. 5, 6 et 11, qui avaient des cales avec soudures continues. Pour les spécimens nos. 12 et 6, la diagonale continue a résisté à un effort correspondant à la valeur de flambement attendue (C_{ua}). Ce critère ne s'appliquait qu'au spécimen no. 12 (type MD).

Les six spécimens ont atteint leur charge de dimensionnement en tension T_{fc} , pour les deux diagonales, mais seul le spécimen no. 12 (type MD) a atteint la plastification en traction ($T_{ue}/T_{ua} > 1,0$). On note que ce spécimen était le seul du groupe qui représentait un contreventement de type MD pour lequel on devait atteindre l'effort T_{ua} . Par ailleurs, pour les spécimens sans cales (spécimen no. 13) et pour les spécimens avec des cales soudées par des points de soudures (spécimens nos. 10 et 12), on note, sur les courbes, des pertes de résistance successives en tension qui ont été causés par les déchirures locales observées durant les essais. Pour les spécimens avec des cales soudées structuralement, le comportement en tension est beaucoup plus stable et les résistances développées augmentent jusqu'à la rupture finale.

L'ovalisation des boulons qui s'est développée dans le spécimen no. 11 a agi comme un fusible en limitant les forces et en permettant d'atteindre des déplacements inter-étages plus importants avant la rupture. Toutefois, pour ce spécimen, les résistances en compression des assemblages ont été relativement faibles.

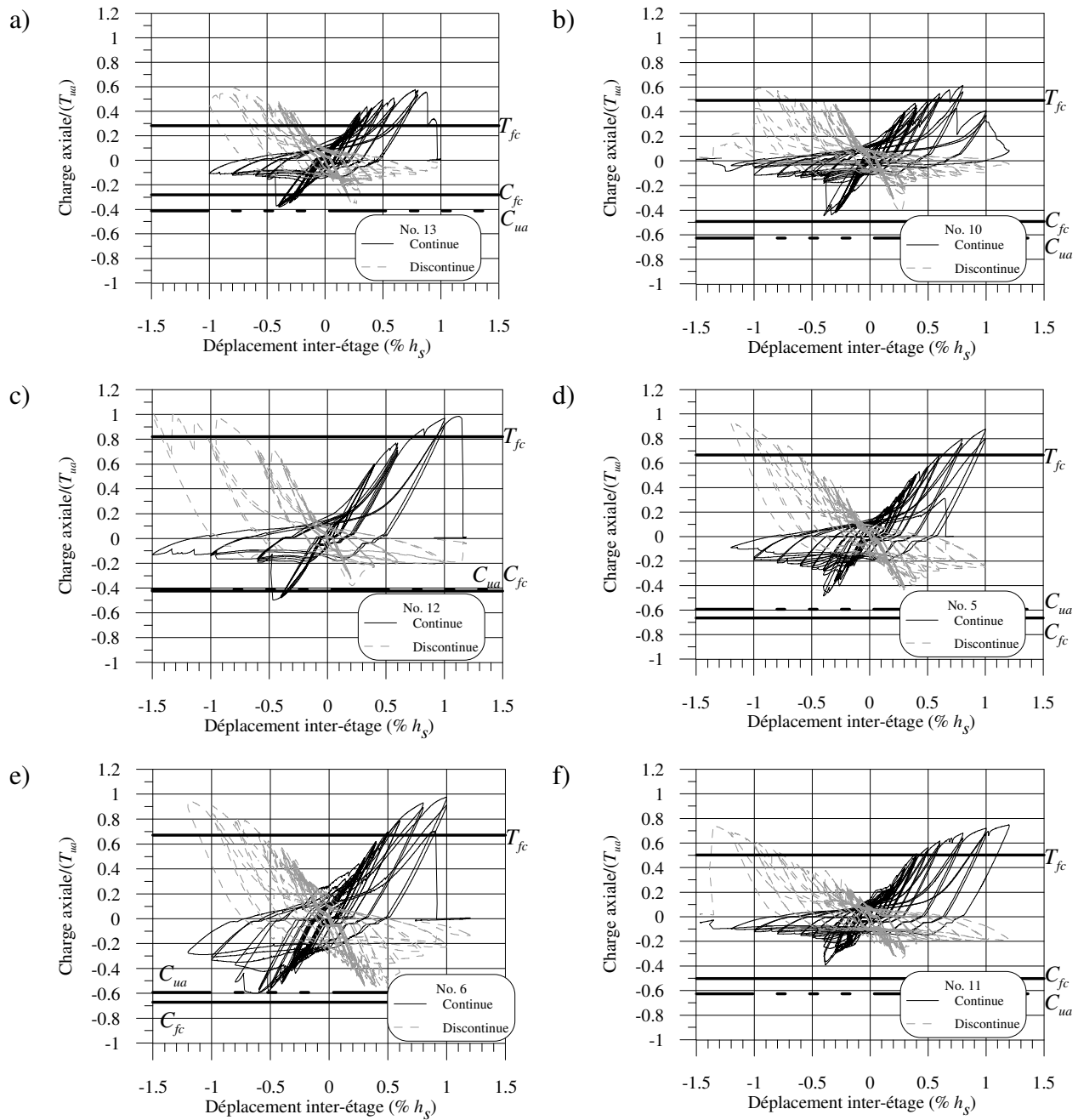


Figure 4-20: Hystérésis des spécimens avec assemblages en cisaillement double.

4.5.5 Cisaillement inter-étage

Le cisaillement inter-étage développé pour les spécimens composés d'assemblage en cisaillement double est présenté à la Figure 4-21. Pour les spécimens sans cales et ceux avec des cales soudées par des points de soudure (spécimens nos. 13, 10 et 12), le cisaillement inter-étage est variable compte tenu des pertes de résistances successives qui sont causées par les déchirures en tension

des assemblages. Pour les assemblages dont les cales sont soudées structurellement (spécimens nos. 5, 6 et 11), la réponse est beaucoup plus stable. Par ailleurs, pour tous les spécimens, la rigidité est maintenue plus longtemps et le cisaillement inter-étage est plus élevé lorsque le déplacement imposé est négatif (compression dans la diagonale continue et tension dans la diagonale discontinue). Ces observations sont attribuables au fait que la résistance en compression de la diagonale continue est plus élevée que celle de la diagonale discontinue. Le comportement du contreventement n'est donc pas le même dans les deux directions.

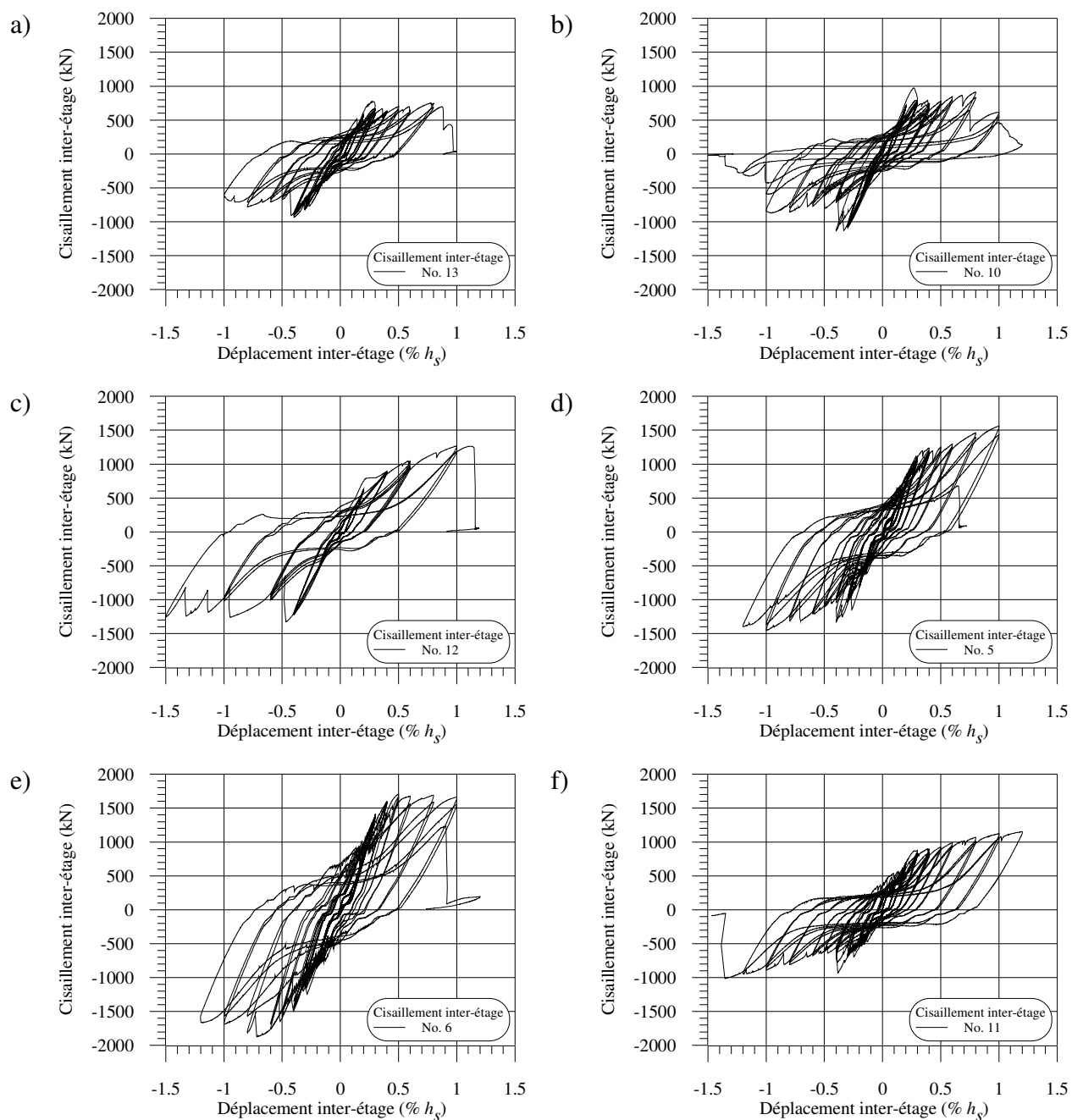


Figure 4-21: Cisaillement inter-étage des spécimens avec assemblages en cisaillement double.

Quand on examine les déplacements inter-étages à la rupture sur la Figure 4-21, de même que sur la Figure 4-1 et au Tableau 4-4, on remarque les spécimens nos. 5 et 6 (type CCS) ont offert une meilleure performance ($\Delta_{max} = 1,0 \% h_s$) que le spécimen no. 10 (type CCM, $\Delta_{max} = 0,4 \% h_s$) mais comparable à celle des spécimens nos. 11 et 13, également de type CCM mais qui ont permis d'atteindre $\Delta_{max} = 1,4$ et $0,9 \% h_s$. Le spécimen de type MD (no. 12) a offert une performance

également comparable à celle des contreventements nos. 5 et 6 ($\Delta_{max} = 1,1 \% h_s$). La présence de cales et le type de soudures des cales ne semblent pas avoir eu un effet majeur sur Δ_{max} , car le spécimen no. 13, qui n'avait pas de cales, a pu se déformer davantage que le spécimen no. 10, qui avait des cales avec soudures par points et, de façon comparable, aux autres spécimens qui avaient des cales soudées par points ou des soudures structurales.

4.6 Comportement des contreventements HSS avec assemblages en cisaillement double et détails particuliers

Cette section présente les observations expérimentales des spécimens nos. 1 à 4. Ces quatre spécimens ont des assemblages en cisaillement double conçus en suivant les règles applicables aux contreventements de type MD, comme le spécimen no. 12. Cependant, des particularités lors des essais ou au niveau de la fabrication des spécimens ont affecté leur comportement. En effet, pour les spécimens nos. 2 et 4, la capacité maximale des vérins a été atteinte, ce qui a limité les efforts imposés au contreventement. Les spécimens nos. 1 et 3 comprenaient des fusibles pour contrer ce problème. De plus, le niveau de serrage des boulons n'a pas été adéquat pour les spécimens nos. 1 et 2. Pour ces spécimens, on devait appliquer un serrage contrôlé mais un serrage par contact a été appliqué. Ce niveau de serrage inadéquat a affecté le comportement des spécimens, particulièrement pour le spécimen no. 1. Pour le spécimen no. 2, la distance laissée pour la formation de la rotule plastique (e_{rp}) était égale à $4t_g$, contrairement à la distance habituelle laissée de $2t_g$. Pour les assemblages des spécimens nos. 1, 2 et 3, des cales soudées structuralement ont été insérées dans les fentes des HSS. Le spécimen no. 4 n'avait pas de plaque de transfert puisque l'assemblage était réalisé par des cornières dos-à-dos soudées sur les parois du HSS. Dans ce qui suit, on traite de la description du comportement qui a été observé, du comportement global des contreventements, des ruptures, des hystérésis et du cisaillement inter-étage.

4.6.1 Description du comportement observé

4.6.1.1 Spécimen no. 2

Pour le spécimen no. 2, la capacité des vérins a été atteinte à quatre reprises alors que le protocole se dirigeait vers des déplacements inter-étages de $-1,0\% h_s$ et de $-1,5\% h_s$. Il y avait deux cycles

de chargement pour chacune de ces deux amplitudes et les déplacements visés dans ces 4 cycles n'ont pas été atteints du côté négatif. Les déplacements réels atteints ont été de $-0,74\% h_s$, $-0,99\% h_s$, $-1,13\% h_s$ et $-1,24\% h_s$, respectivement, ce qui a soulagé la diagonale continue en compression et la diagonale discontinue en tension.

Le comportement observé du contreventement est présenté à la Figure 4-22. Le flambement de la diagonale discontinue a été le premier évènement non linéaire à survenir. À nouveau, ce flambement a débuté par l'instabilité des plaques de transfert, dans l'espace e_i . Éventuellement, le mécanisme de trois rotules plastiques s'est développé dans les plaques d'assemblage, les deux autres rotules plastiques se formant dans les espacements e_{rp} de la plaque de gousset d'extrémité et dans la plaque de gousset central. Tout comme les autres spécimens avec des cales soudées structurellement, aucun endommagement n'a été observé dans la diagonale discontinue, tel que montré à la Figure 4-22a.

Pour la diagonale continue, le comportement a été différent de celui des autres spécimens avec des cales soudées structurellement. En effet, le flambement global de la diagonale a d'abord été observé, comme pour les autres spécimens, mais, contrairement au mode de flambement avec rotation des plaques en trois points qui s'était développé pour ces autres spécimens, le mode de flambement s'est ensuite transformé en un flambement en flexion dans la moitié inférieure de la diagonale continue (Figure 4-22c). Ce comportement suggère que la diagonale discontinue était en mesure d'apporter un support latéral suffisant à la diagonale continue et que les assemblages avaient une résistance supérieure en compression. Si on le compare au spécimen no. 12 qui était construit avec un profilé HSS102x102x6.4 et des cales fixées avec des soudures par points, les assemblages du spécimen no. 2 étaient plus robustes, car ils étaient conçus pour la résistance en traction d'une diagonale plus grosse (HSS127x127x8.0) et ils comprenaient des cales soudées structurellement. Toutefois, malgré ce flambement en flexion du segment du bas de la diagonale continue, le flambement s'est subitement déplacé dans l'assemblage du haut, avec rotations dans les plaques. À cet effet, le flambement de la diagonale s'est développé au cours du même cycle de déplacement inter-étage de $-0,6 \% h_s$. Par conséquent, l'élément dissipant l'énergie est devenu l'assemblage et la résistance en compression de la diagonale continue a été limitée par ce troisième mode de flambement à survenir. Pour ce spécimen, les rapports C_{ue}/C_{ua} devaient être supérieurs à 1,0 (type MD). On a satisfait ce critère pour la diagonale continue, mais pas pour la diagonale discontinue.

Comme mentionné, la distance laissée pour la formation de la rotule plastique (e_{rp}) était égale à $4t_g$ pour ce spécimen, contrairement à la distance de $2t_g$ pour les autres spécimens. On remarque sur la Figure 4-22a que la rotule plastique dans le gousset central s'est concentrée sur une longueur beaucoup plus courte que $4t_g$, probablement plus proche de la distance habituelle de $2t_g$. Cette constatation reflète d'ailleurs les observations faites par Astaneh-Asl *et al.* (1985).

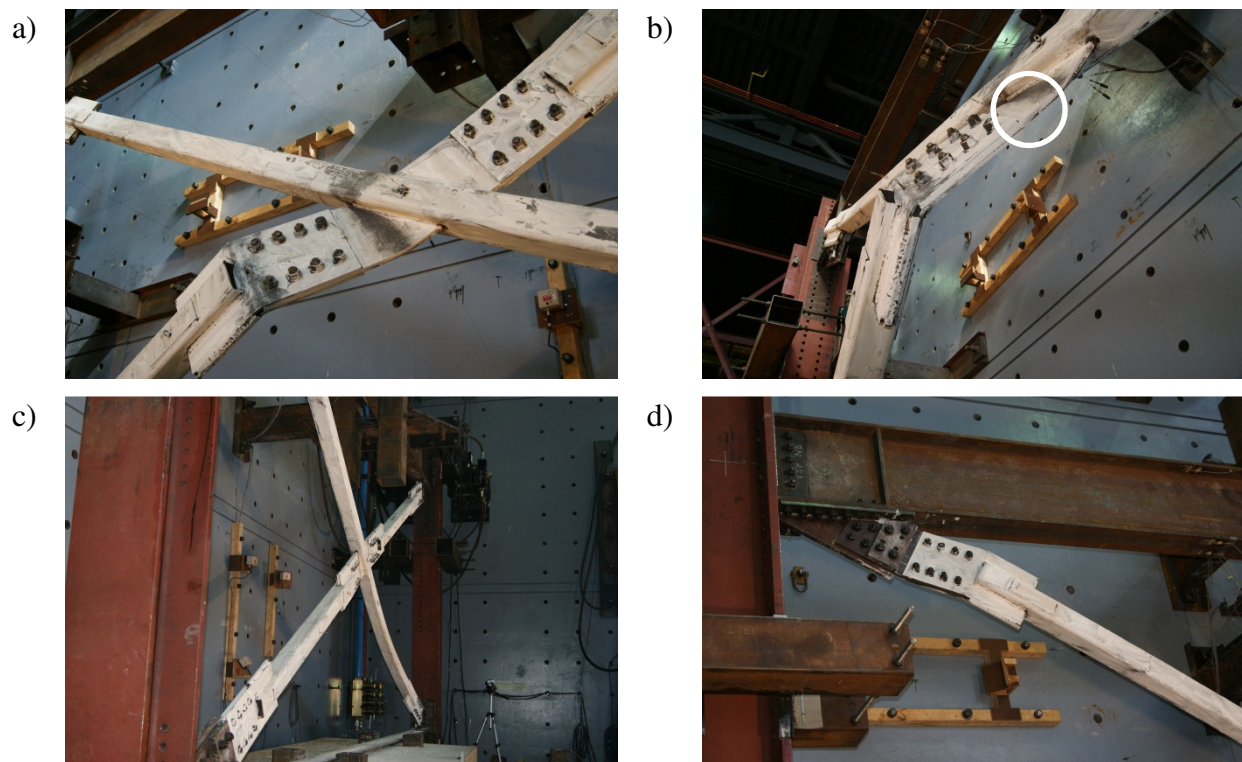


Figure 4-22: Spécimen no. 2 : a) flambement de l'assemblage central; b) zone de rotules plastiques de $4t_g$; c) flambement de la diagonale continue du bas; d) flambement de l'assemblage d'extrémité de la diagonale continue.

Pour le spécimen no. 2, le flambement de la diagonale discontinue a imposé une sollicitation importante en torsion à la diagonale continue en tension, tel que montré à la Figure 4-23a. À cet endroit, la section de la diagonale continue est réduite par les fentes requises pour insérer le gousset central, ce qui donnait lieu à des concentrations de contraintes importantes lorsque la diagonale était soumise à des efforts de tension, comme dans le cas du spécimen no. 8. Ces contraintes de tension, combinées aux contraintes de cisaillement induites par la torsion, ont probablement contribué à la plastification locale du profilé HSS de la diagonale continue à l'extrémité des fentes du gousset central que l'on voit sur la Figure 4-23b. La fissuration du

profilé HSS de la diagonale continue à l'extrémité de la fente a été observée, tel que montré à la Figure 4-23c. Finalement, la Figure 4-23d montre, que lors du flambement de la diagonale discontinue, la rotation imposée par la diagonale discontinue du bas a également eu un impact sur la diagonale discontinue du haut, des déformations de flexion se produisant dans l'assemblage et dans le profilé HSS du segment supérieur de la diagonale. Seules les soudures attachant les cales de l'assemblage de la diagonale continue ayant flambé ont cédé (voir Figure 4-33 dans la section 4.6.3).

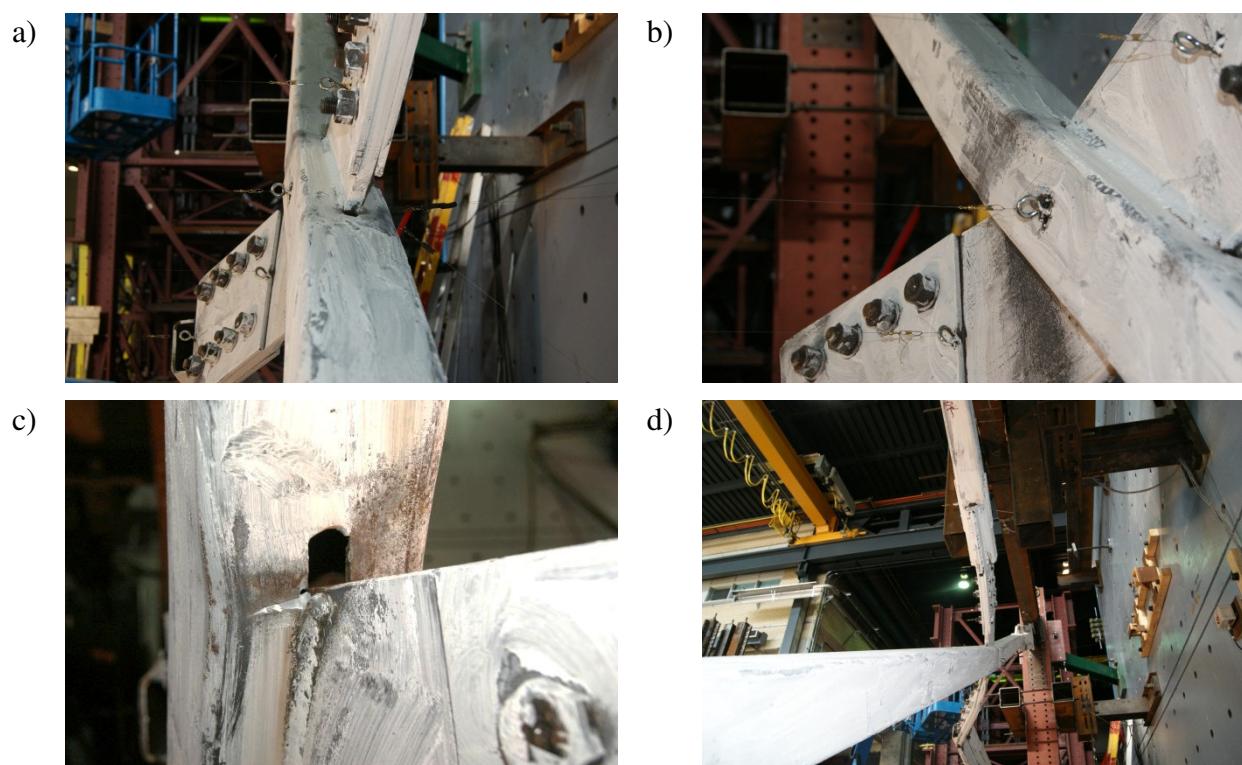


Figure 4-23: Spécimen no. 2 : a et b) déformations en torsion imposées à la diagonale continue; c) fissuration dans le HSS de la diagonale continue; d) flexion dans l'assemblage central du haut de la diagonale discontinue.

4.6.1.2 Spécimen no. 4 (avec assemblages composés de cornières dos-à-dos)

Le spécimen no. 4 est un contreventement dont les assemblages sont composés de cornières soudées sur les parois des profilés HSS, tel que présenté à la Figure 4-24. Ce type d'assemblage est intéressant d'un point de vue pratique puisqu'il nécessite moins d'interventions au niveau des diagonales. En effet, dans ce cas, le profilé HSS n'a pas à être entaillé pour insérer des plaques et il ne nécessite pas de renforcement sur les parois. Similairement au spécimen no. 2, la capacité

maximale des vérins a été atteinte durant l'essai et par conséquent, le protocole de chargement a dû être modifié, car l'essai a été interrompue et repris plus tard.

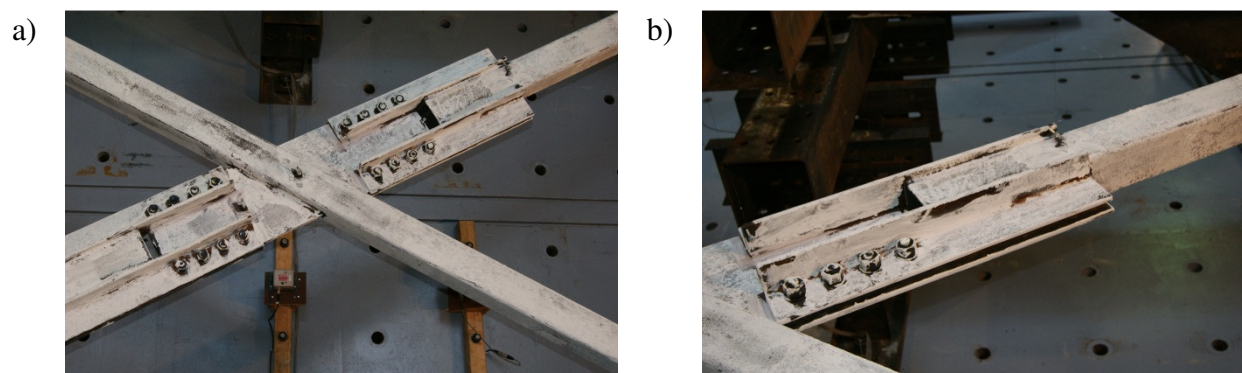


Figure 4-24: Spécimen no. 4 (assemblage par cornières).

La Figure 4-25 présente le protocole de chargement qui a été imposé, les hystérésis des diagonales et le cisaillement inter-étage lors de la première séance d'essai. Comme il s'agissait du premier essai de tout le programme d'essais, on a d'abord appliqué quatre cycles préliminaires sous des déplacements de $0,1\% h_s$ afin de s'assurer que tous les instruments fonctionnaient adéquatement. On a ensuite débuté le protocole d'essai et les vérins ont alors atteint leur capacité maximale lors d'un déplacement de $0,33\% h_s$, à environ 900 s. Le protocole prévu a alors été poursuivi, en espérant que le flambement survienne dans une diagonale lors de ces cycles. Suite aux quatre cycles à des déplacements de $0,4\% h_s$, aucun dommage visuel n'avait été observé et l'essai a été arrêté. Lors de cette première séance d'essai, les diagonales sont demeurées essentiellement élastiques, tel que montré sur les hystérésis présentées à la Figure 4-25. Des déformations inélastiques sont néanmoins apparues dans la diagonale discontinue. Ces déformations se sont développées en flexion, sous une charge de compression, et elles ont été captées par les jauges de déformations installées sur le spécimen.

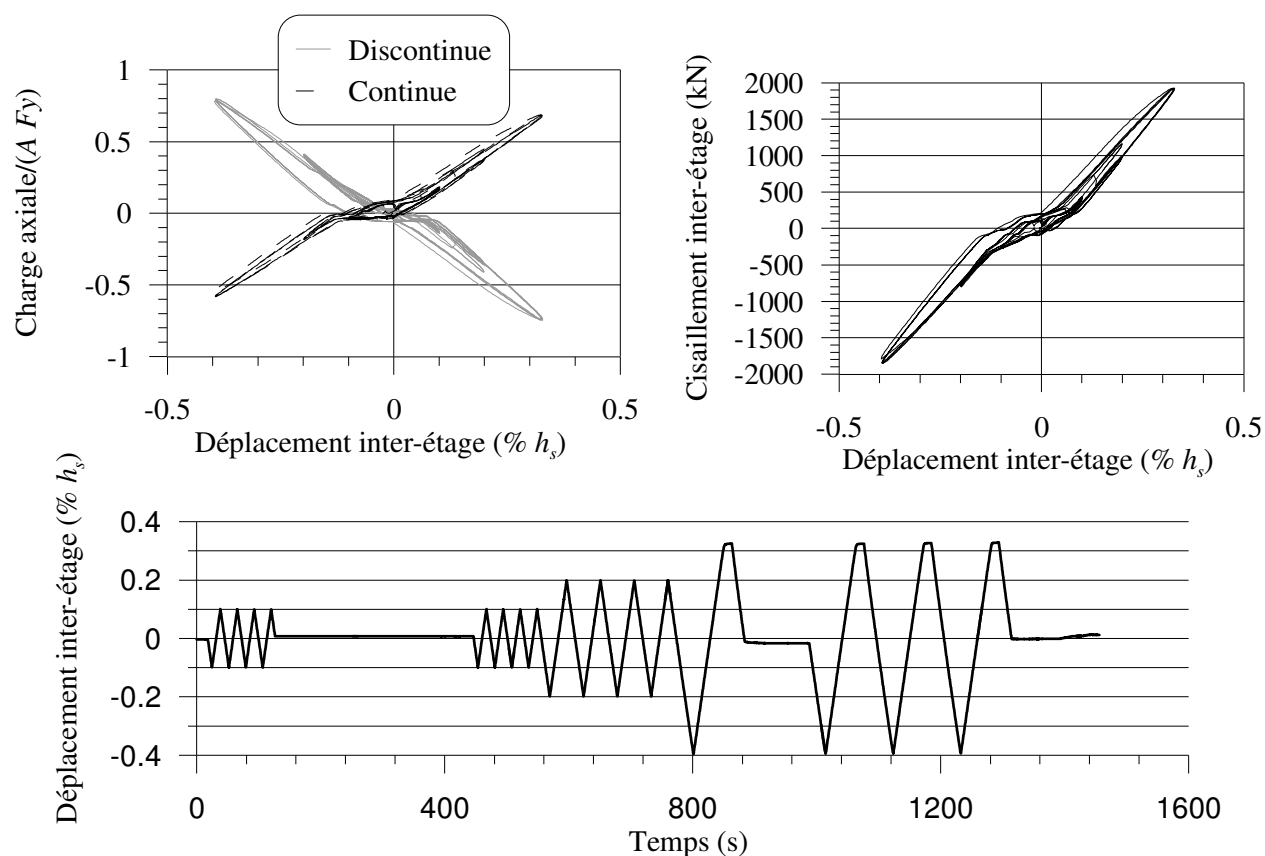


Figure 4-25: Protocole induit et comportement du contreventement lors de la première séance d'essai.

Lors de la deuxième séance d'essai, on a augmenté légèrement la pression dans le circuit hydraulique alimentant les vérins. Le protocole de chargement induit lors de la deuxième séance d'essai est présenté à la Figure 4-26. Les vérins ont à nouveau atteint leur capacité maximale au même endroit que lors de la première séance d'essai. Toutefois, durant ces amplitudes, le flambement de la diagonale discontinue a été observé. Pour cette raison, un protocole manuel a été programmé, ce qui explique le plateau sans mouvement autour de 1200 s.

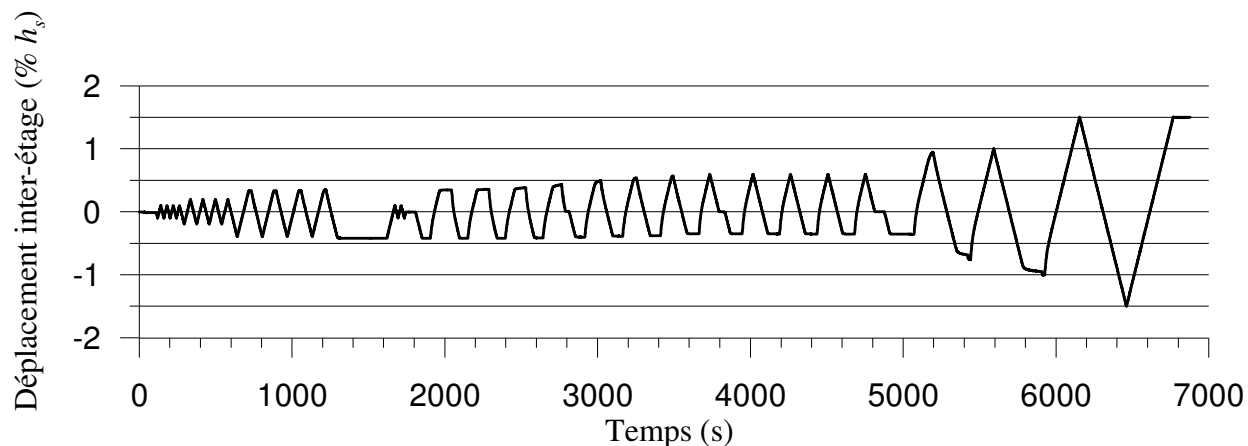


Figure 4-26: Protocole de chargement appliqué lors de la seconde séance d'essai.

Le comportement du spécimen no. 4 est présenté à la Figure 4-27. Le flambement de la diagonale discontinue s'est produit en flexion dans le segment inférieur de la diagonale. Ce flambement a probablement été provoqué à la suite du grand nombre de cycles de chargement et de déchargement. La résistance réelle de la diagonale en compression aurait donc pu être légèrement supérieure à celle atteinte durant l'essai si le protocole normal avait pu être complété dans une seule séance. Le flambement de la diagonale continue s'est produit sur la demi-longueur supérieure de la diagonale, démontrant que la diagonale discontinue a été en mesure d'apporter un support adéquat à la diagonale continue. Le contreventement a donc développé le comportement anticipé d'un contreventement concentrique de type MD pour lequel le flambement se développe dans les diagonales.

La résistance en compression de la diagonale discontinue a été supérieure à la résistance en compression de la diagonale continue ($C_{ue} = 1125 \text{ kN}$ vs 984 kN). Une des raisons expliquant ce phénomène est que la longueur de flambement réelle de la diagonale discontinue est plus courte que la longueur de flambement de la diagonale continue. La résistance en compression anticipée dans la diagonale continue était tout de même bien évaluée ($C_{ue}/C_{ua} = 1,05$), signifiant notamment qu'il était adéquat d'employer une valeur de $K = 0,5$ et une longueur de flambement $L = 6502 \text{ mm}$. Pour la diagonale discontinue, on obtient $C_{ue}/C_{ua} = 1,27$ en utilisant cette même longueur effective de $KL = 3251 \text{ mm}$, suggérant que l'utilisation de cette longueur sous-estime la résistance en compression de la diagonale discontinue. En fait la longueur réelle de flambement pour la diagonale discontinue correspond plutôt à la longueur entre le centre des deux rotules qui se sont formées dans les plaques d'assemblage. Cette longueur correspond à la longueur totale du

segment de la diagonale, incluant les cornières aux deux extrémités, plus la moitié des deux distances e_{rp} , donnant une longueur de 3057 mm. Avec cette longueur réduite, on obtient $C_{ua} = 942$ kN et $C_{ue}/C_{ua} = 1,19$, ce qui améliore la prédiction de la résistance en compression. On pense également que la rigidité flexionnelle élevée des assemblages a contribué à améliorer la résistance en compression de la diagonale, tel qu'il est discuté au chapitre 5.

Pour la diagonale discontinue, deux rotules se sont formées dans les plaques de gousset, dans les espacements e_{rp} , et une rotule plastique au centre de la demi-longueur de la diagonale. Pour la diagonale continue, une rotule était située dans la plaque de gousset d'extrémité (distance e_{rp}), une seconde rotule était située dans le profilé près de l'assemblage central et la troisième rotule était située au centre de la demi-longueur de la diagonale continue.

Des déformations inélastiques et de la fissuration ont été observées dans la diagonale continue aux extrémités de la plaque de gousset central, tel que montré à la Figure 4-27c. Ces dommages sont attribués aux efforts de tension et par la présence de décalage en cisaillement causé par des contraintes de tension non-uniformes à cet endroit. Le voilement du profilé HSS a été observé dans les deux diagonales à l'emplacement de la rotule plastique. Les cornières dos-à-dos employées n'ont subi aucun dommage et aucun phénomène d'instabilité n'a été observé au niveau des assemblages, ceux-ci possédant une rigidité flexionnelle suffisamment élevée pour résister aux efforts de compression.

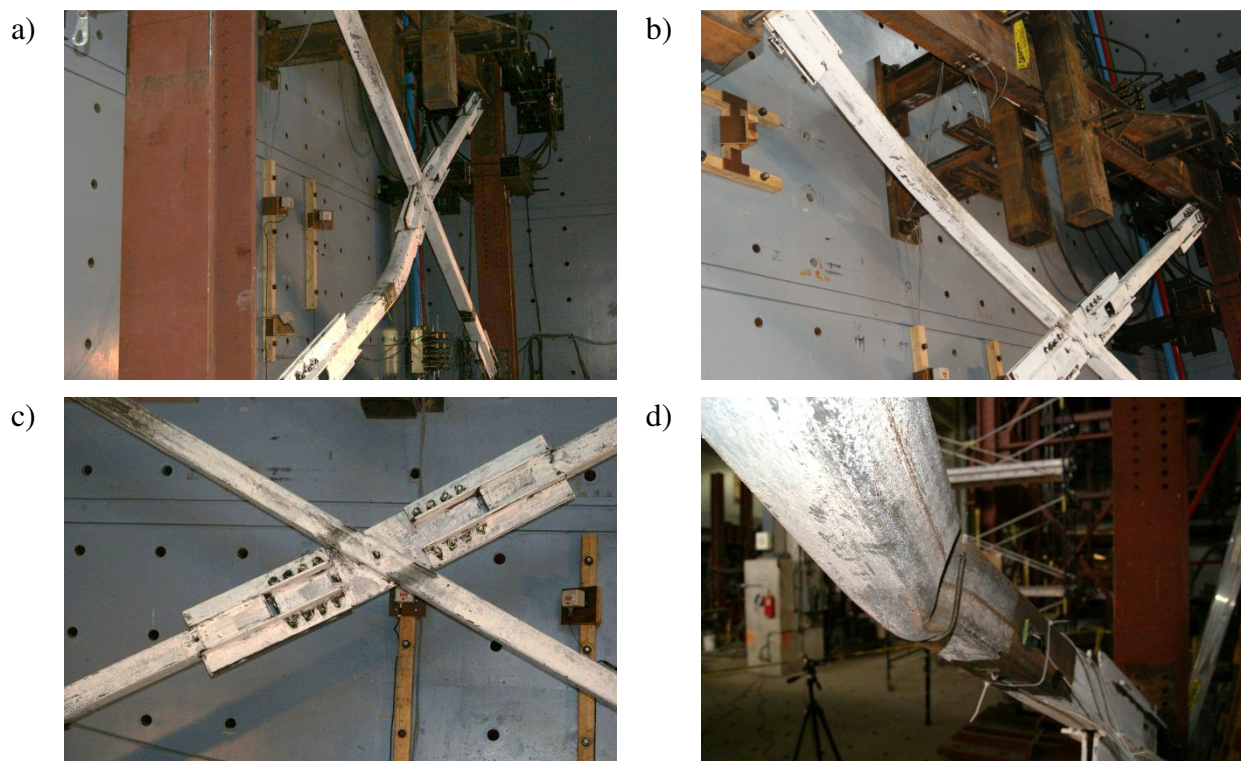


Figure 4-27: Spécimen no. 4 : a) flambement de la diagonale discontinue; b) flambement de la diagonale continue; c) déformations inélastiques concentrées au centre de la diagonale continue; d) voilement local dans la diagonale discontinue du bas.

4.6.1.3 Spécimens nos. 1 et 3 (avec fusibles)

Pour les spécimens nos. 2 et 4, la capacité maximale des vérins avait été atteinte et on s'attendait à ce que cette capacité soit à nouveau atteinte pour les spécimens nos. 1 et 3, étant donné leurs similitudes. Tel que décrit à la section 3.4.1.2, il a alors été décidé de réaliser des fusibles dans les diagonales continues et discontinues des spécimens nos. 1 et 3. Il était alors attendu que les ruptures se produisent sous des déplacements du cadre plus faibles, ces modifications aux spécimens permettaient d'obtenir des données pertinentes sur la stabilité des assemblages utilisés dans ces contreventements. Les fusibles dans les diagonales sont montrés à la Figure 4-28. Pour chaque spécimen, les diagonales discontinues et continues ont exactement les mêmes fusibles. Ces fusibles sont situés dans la portion du bas de chacune des diagonales (voir section 3.4.1.2 pour détails).

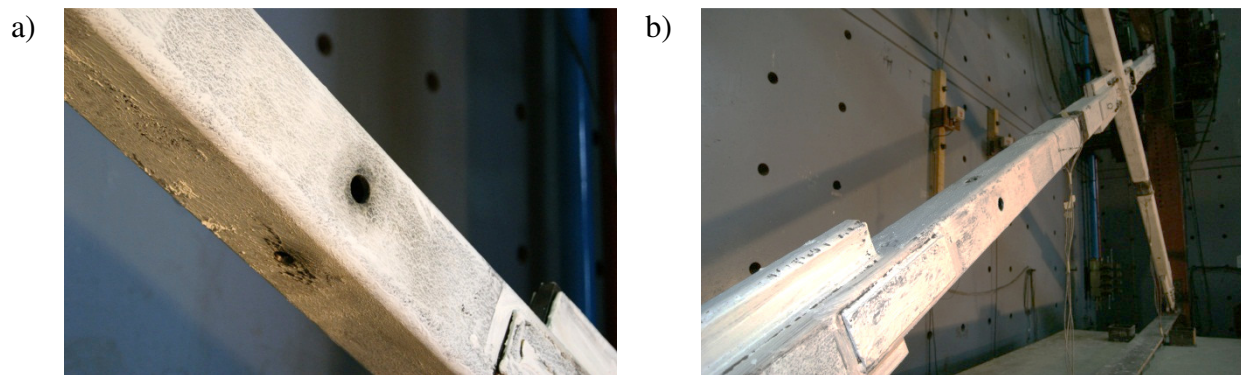


Figure 4-28: Fusibles dans les diagonales : a) spécimen no. 1; b) spécimen no. 3.

Le spécimen no. 1 était initialement identique au spécimen no. 2, à l'exception que l'espacement laissé dans la plaque de gousset pour la formation de la rotule plastique était de $2t_g$ au lieu de $4t_g$. Pour sa part, le spécimen no. 3 était similaire au spécimen no. 1, sauf que l'épaisseur des plaques avait été augmentée ($t_g = 25,4$ mm vs $19,05$ mm).

Pour le spécimen no. 1, le flambement de la diagonale discontinue a débuté par l'instabilité de l'assemblage central. À nouveau, le mécanisme de trois rotules plastiques s'est développé. Toutefois, pour ce spécimen, la rotation s'est développée dans la plaque de transfert des diagonales discontinues du haut et du bas, donnant la forme d'un « S » à l'assemblage central, tel que montré sur les Figures 4-29a et b. Le flambement de la diagonale continue s'est d'abord localisé dans la demi-longueur supérieure de la membrure, similairement au spécimen no. 2. Toutefois, lors du cycle subséquent en compression, l'assemblage à l'extrémité supérieure a flambé sous la rotation imposée par le flambement de la diagonale continue. Ces phénomènes sont présentés aux Figures 4-29c et d. La présence de fusibles dans les diagonales ne semble pas avoir affecté le comportement en compression du contreventement, mais elle a affecté la durée de vie du spécimen. Par conséquent, peu de dommage a été observé pour ce contreventement, puisque la rupture est survenue rapidement ($\Delta_{max} = 1,0 \% h_s$).

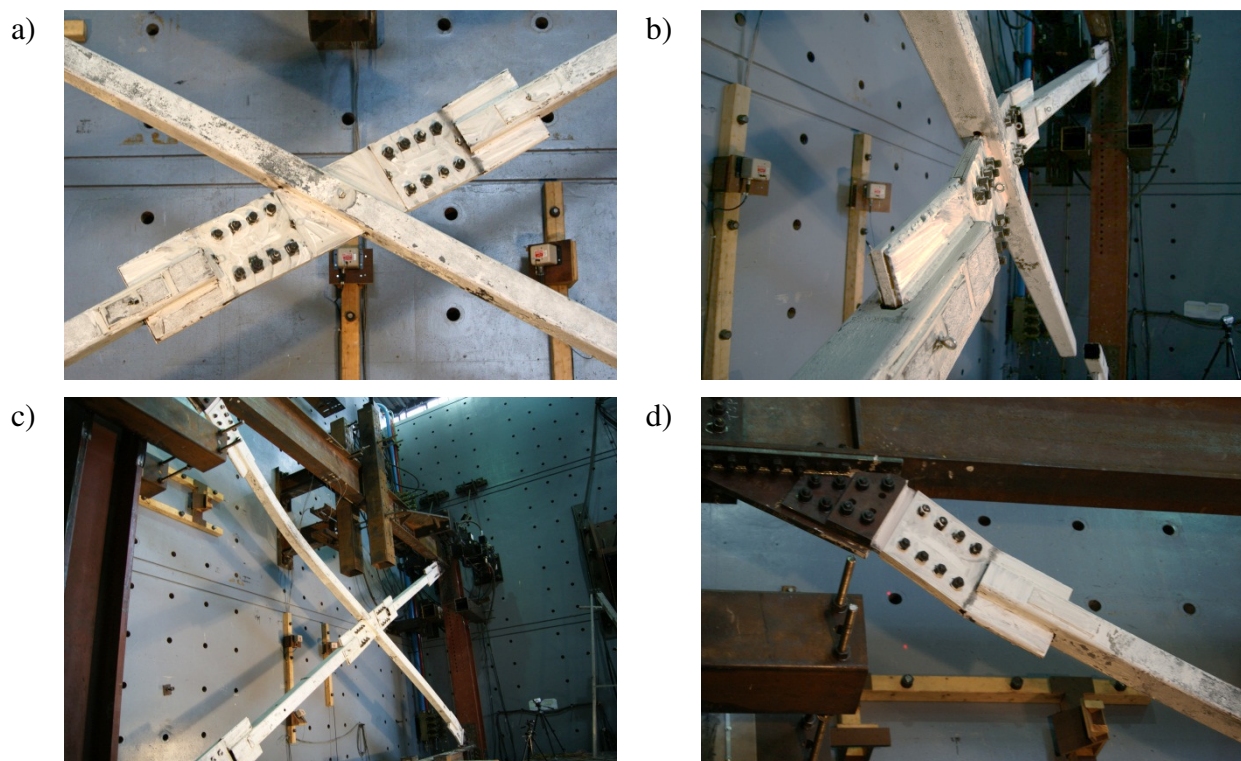


Figure 4-29: Spécimen no. 1 : a et b) flambement de l'assemblage central; c) flambement dans la membrure de la diagonale continue; d) flambement de l'assemblage d'extrémité du haut de la diagonale continue.

Pour le spécimen no. 3, le flambement des deux diagonales a été affecté par la présence des fusibles dans la diagonale. En effet, tel que montré à la Figure 4-30, l'aire retirée dans les parois était trop importante et une instabilité locale est survenue à l'emplacement des fusibles. Bien que la résistance en compression des diagonales a probablement été réduite par la présence des fusibles, les résistances développées ont tout de même été supérieures aux résistances anticipées ($C_{ue}/C_{ua} = 1,08$ et $1,15$ pour les diagonales continue et discontinue, respectivement). Ces résistances expérimentales élevées peuvent être attribuées à la rigidité flexionnelle élevée des assemblages.

Pour les deux diagonales de ce spécimen, une rotule plastique s'est donc formée dans le profilé HSS, à l'emplacement du fusible, alors que les deux autres rotules plastiques étaient situées dans les plaques de gousset d'extrémité (espacement e_{rp}). L'assemblage central n'a subi aucun dommage, tel que montré à la Figure 4-30a.

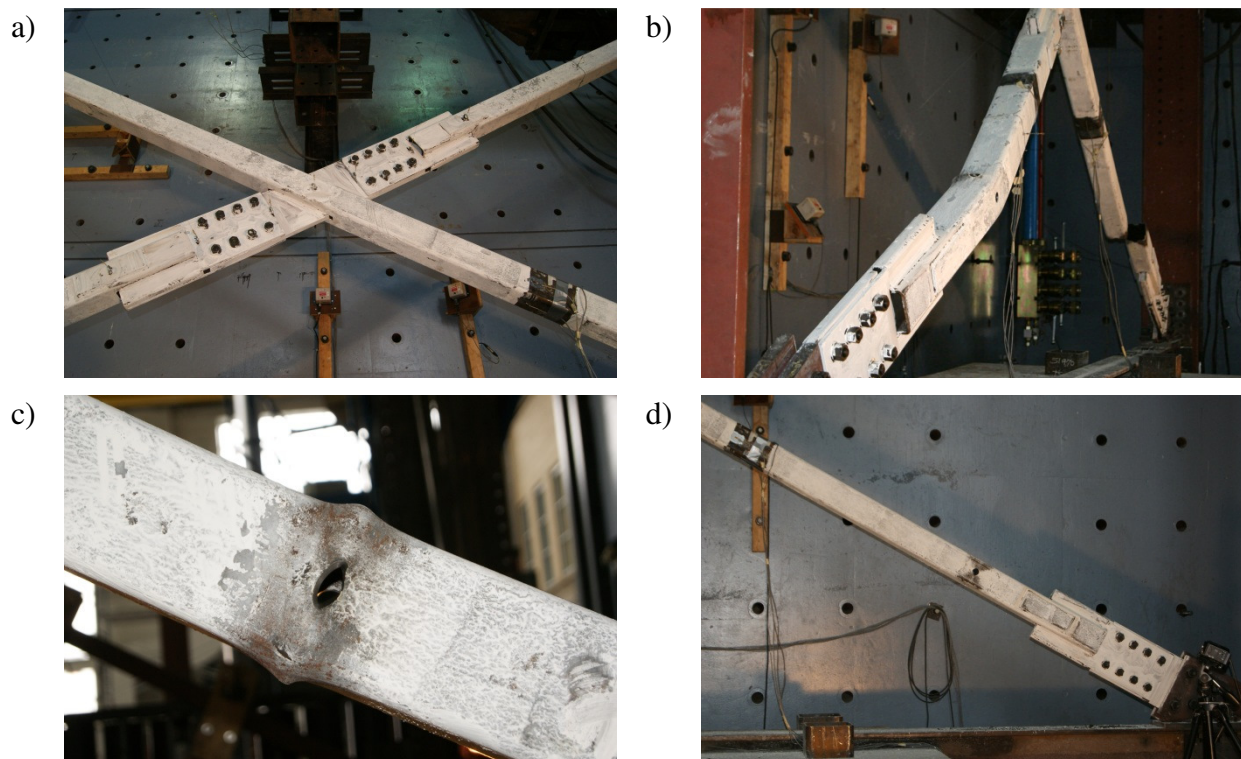


Figure 4-30: Spécimen no. 3 : a) assemblage central; b) flambement de la diagonale discontinue du bas; c) instabilité à l'emplacement du fusible; d) flambement de la diagonale continue.

4.6.2 Comportement global des contreventements

Le comportement global des contreventements a été différent pour chacun des spécimens. L'état de ces contreventements juste avant la rupture des spécimens nos. 1 à 4 est présenté à la Figure 4-31. À l'exception du spécimen no. 3, tous les spécimens ont développé des déformations inélastiques importantes dans les diagonales. Tous les spécimens étaient de type MD et par conséquent, en augmentant la résistance des assemblages, les contreventements ont subi davantage de dommages. Le spécimen no. 4 a subi le plus de dommage, car le flambement s'est produit dans les membrures pour les deux diagonales.

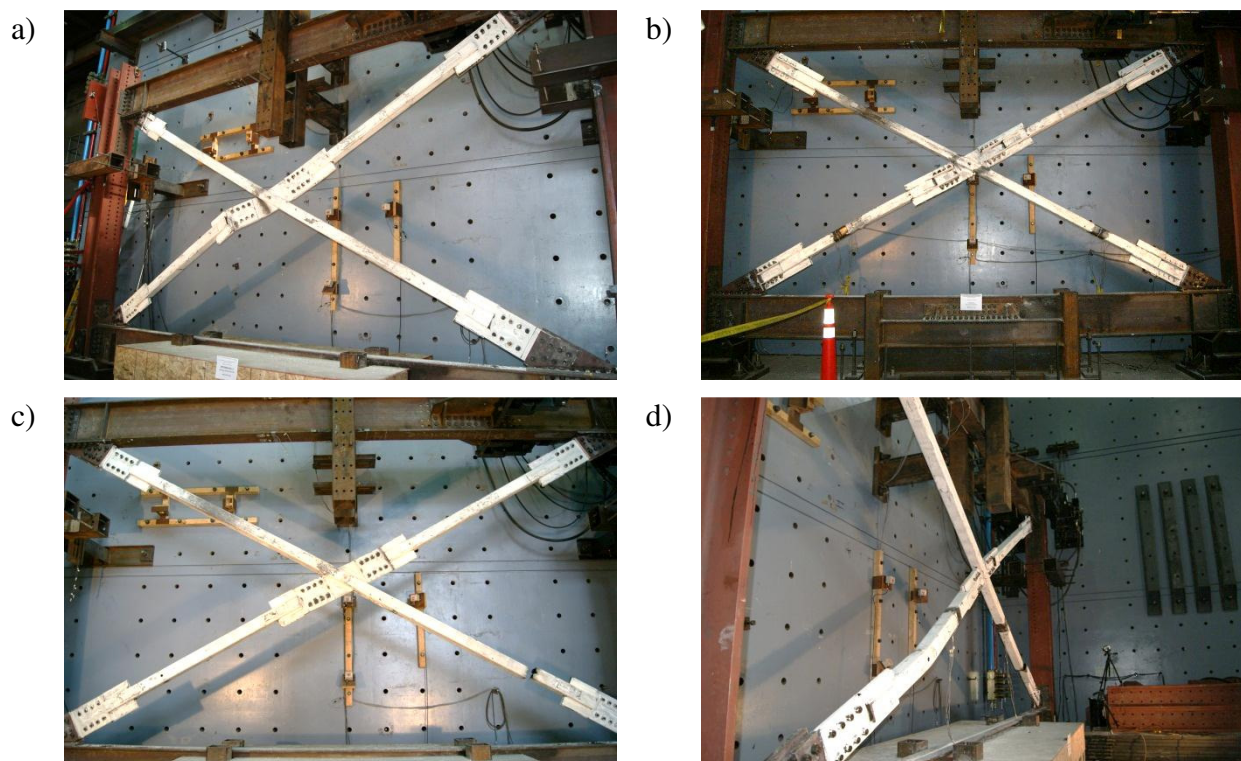


Figure 4-31: Comportement global des spécimens avec assemblages en cisaillement double ayant des détails particuliers: a) spécimen no. 2; b) spécimen no. 4; c) spécimen no. 1; d) spécimen no. 3.

4.6.3 Ruptures des spécimens

Les ruptures des spécimens des spécimens nos. 1 à 4 sont présentés à la Figure 4-32. Toutes les ruptures se sont produites sous un effort de tension. La rupture du spécimen no. 2 s'est développée dans l'assemblage d'extrémité du haut de la diagonale continue. L'évolution de la rupture de ce spécimen est présentée à la Figure 4-33. Dans ce cas, une des plaques de transfert s'est d'abord cassée à la fin du profilé HSS, à l'emplacement de la rotule plastique, dans l'espacement e_i . Cette première rupture est survenue lorsque la diagonale était à la fin d'un cycle en compression et résulte du phénomène de fatigue cyclique ainsi de la concentration de contraintes causée par le décalage en cisaillement à cet endroit. Lorsque la rupture s'est initiée, la plaque était probablement soumise à un effort de tension, car elle se situait sur le côté extérieur de l'assemblage fléchi (Figure 4-33a). En renversant le chargement, la résistance à l'effort de tension était uniquement assurée par la plaque qui était toujours en place, ce qui a induit un moment dans la plaque et fait ouvrir le profilé HSS. Le phénomène est en fait associé à

l'excentricité qui est apparu dans l'assemblage, suite au bris de la première plaque de transfert. Ce phénomène a été suffisamment important pour faire céder les soudures structurales des cales. L'assemblage a finalement cédé dans le profilé HSS, à la fin de la plaque de transfert qui ne s'était pas brisée.

La rupture du spécimen no. 4 s'est produite dans la diagonale continue, à l'aire nette où la plaque de gousset central est insérée. Une rupture similaire avait été observée pour le spécimen no. 8 et la rupture du spécimen no. 4 est attribuable aux mêmes raisons évoquées pour le spécimen no. 8 (voir section 4.4.2). Toutefois, il s'agissait ici d'un contreventement de type MD et cette section aurait dû être renforcée par l'ajout de plaques soudées sur les parois du HSS pour permettre de développer l'effort T_u , ce qui n'avait pas été fait lors de la conception. Malgré cette lacune au niveau du dimensionnement, la résistance en tension qui a été mesurée a toutefois été adéquate ($T_{ue}/T_{ua} = 1,03$).

Pour les spécimens nos. 1 et 3, la majorité des déformations inélastiques en tension ont été localisées à l'emplacement des fusibles, étant donné la réduction de l'aire à cet endroit. Les ruptures des deux spécimens se sont alors développées dans les diagonales continues à l'emplacement des fusibles.

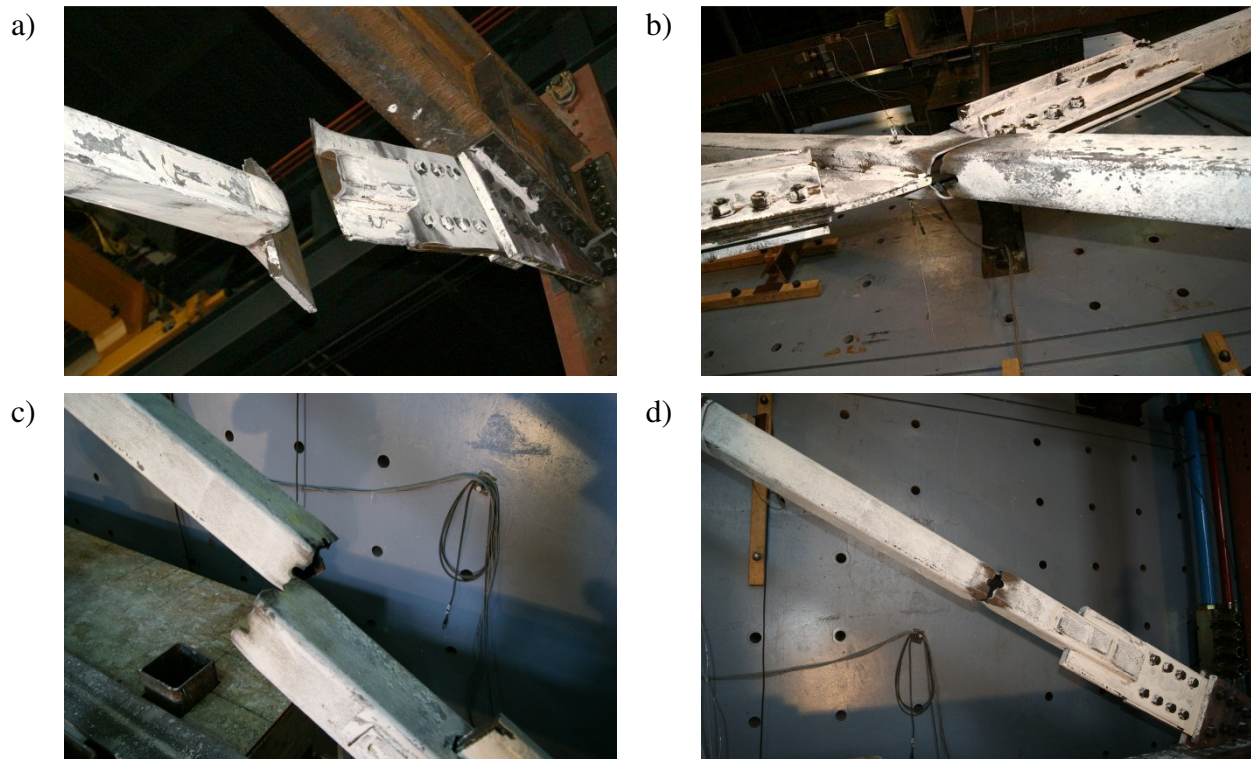


Figure 4-32: Ruptures des spécimens particuliers en cisaillement double : a) spécimen no. 2; b) spécimen no. 4; c) spécimen no. 1; d) spécimen no. 3.

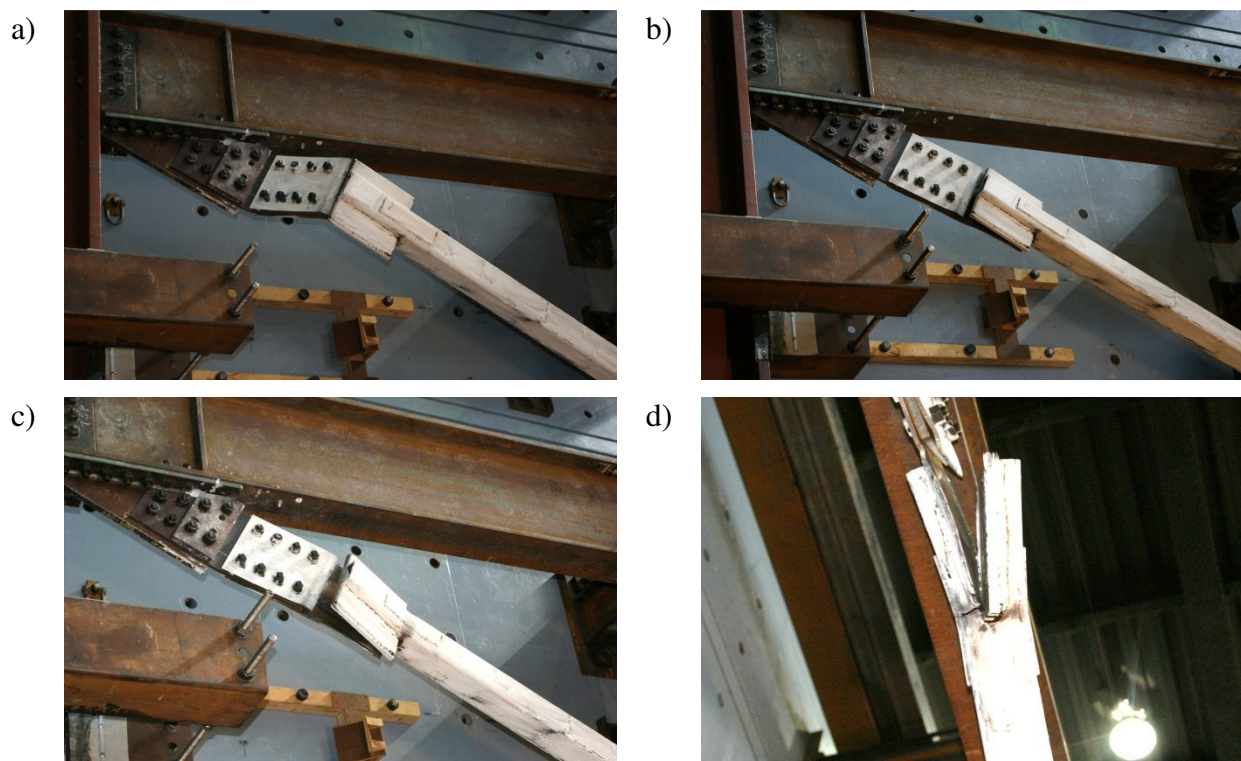


Figure 4-33: Évolution de la rupture de l'assemblage du spécimen no. 2.

4.6.4 Hystérésis des spécimens

Les hystérésis des spécimens avec assemblages en cisaillement double et ayant des particularités (spécimens nos. 1 à 4) sont présentées à la Figure 4-34. Pour les diagonales discontinues des spécimens nos. 1 et 2, les résistances en compression développées par les spécimens n'ont pas atteint les résistances en compression attendues ($C_{ue}/C_{ua} = 0,84$ et $0,93$ pour les spécimens nos. 1 et 2 respectivement). Pour les deux autres spécimens, C_{ue}/C_{ua} varie entre $1,04$ et $1,27$, ce qui reflète bien le comportement observé, puisque le flambement s'est initié d'abord dans les membrures pour toutes les diagonales.

À l'exception du spécimen no. 3, tous les assemblages ont été en mesure de résister à l'effort de conception (T_{ue}/T_{fc} varie entre $1,02$ et $1,21$) et à la résistance en tension attendue ($T_{ue}/T_{ua} = 1,03$ à $1,28$). Les assemblages du spécimen no. 3 auraient possiblement été en mesure de développer des résistances adéquates, mais la rupture s'est produite dans les fusibles, et les efforts T_{ue} ont été limités par la capacité des fusibles. De plus, pour les spécimens nos. 1 et 3, la présence des fusibles a réduit les déplacements inter-étages à la rupture ($\Delta_{max} = 1,0$ et $0,9 \%h_s$ pour les spécimens nos. 1 et 3 vs $1,6$ et $1,5 \%h_s$ pour les spécimens nos. 2 et 4). Comme discuté au

chapitre 3, ce comportement était attendu en raison de l'ajout des fusibles. La ductilité limitée des spécimens nos. 1 et 3 ne doit donc pas être attribuée à une mauvaise performance des assemblages.

Durant la phase élastique, les spécimens nos. 1 et 2 ont été soumis à de nombreux cycles de glissement des assemblages, car un serrage par contact des boulons a été réalisé lors de l'installation, au lieu du serrage contrôlé, qui était requis. Il était initialement prévu que le spécimen no. 1 offre une résistance en compression supérieure à celle du spécimen no. 2, puisque l'espacement laissé dans les plaques pour la rotation plastique était inférieur ($e_{rp} = 2t_g$ vs $4t_g$). Cependant, le contraire a plutôt été observé ($C_{ue} = 751$ kN vs 834 kN). On pense qu'un glissement relatif des plaques de transfert plus important pour le spécimen no. 1 comparativement au spécimen no. 2 a pu affecter à la baisse la rigidité et la résistance en flexion des assemblages, ce qui aurait affecté la résistance en compression de l'assemblage.

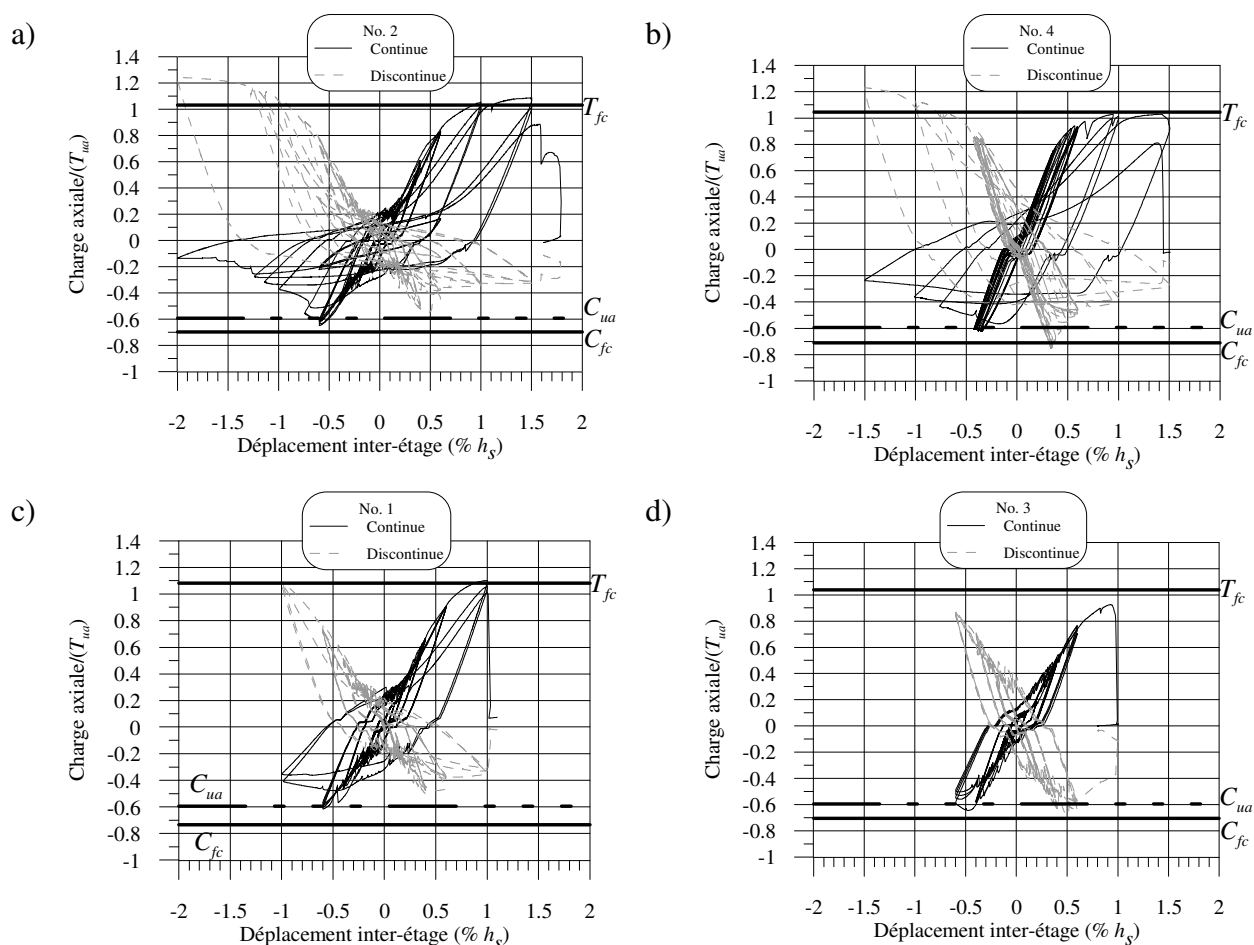


Figure 4-34: Hystérésis des spécimens particuliers avec assemblages en cisaillement double.

4.6.5 Cisaillement inter-étage

Le cisaillement inter-étage des spécimens nos. 1 à 4 est présenté à la Figure 4-35. Compte tenu des limitations des vérins, le cisaillement inter-étage a été limité à environ 2000 kN pour les spécimens nos. 2 et 4. Pour le spécimen no. 4, on remarque que la rigidité diminue éventuellement lorsque le déplacement imposé au cadre est positif. Ceci résulte en fait du flambement progressif qui se développe dans la diagonale discontinue, durant les cycles supplémentaires ajoutés au protocole de chargement. Les spécimens nos. 1 et 3 ont, quant eux, dissipé peu d'énergie et sont demeuré essentiellement dans le domaine élastique, ceci en raison des ruptures prématurées dans les fusibles.

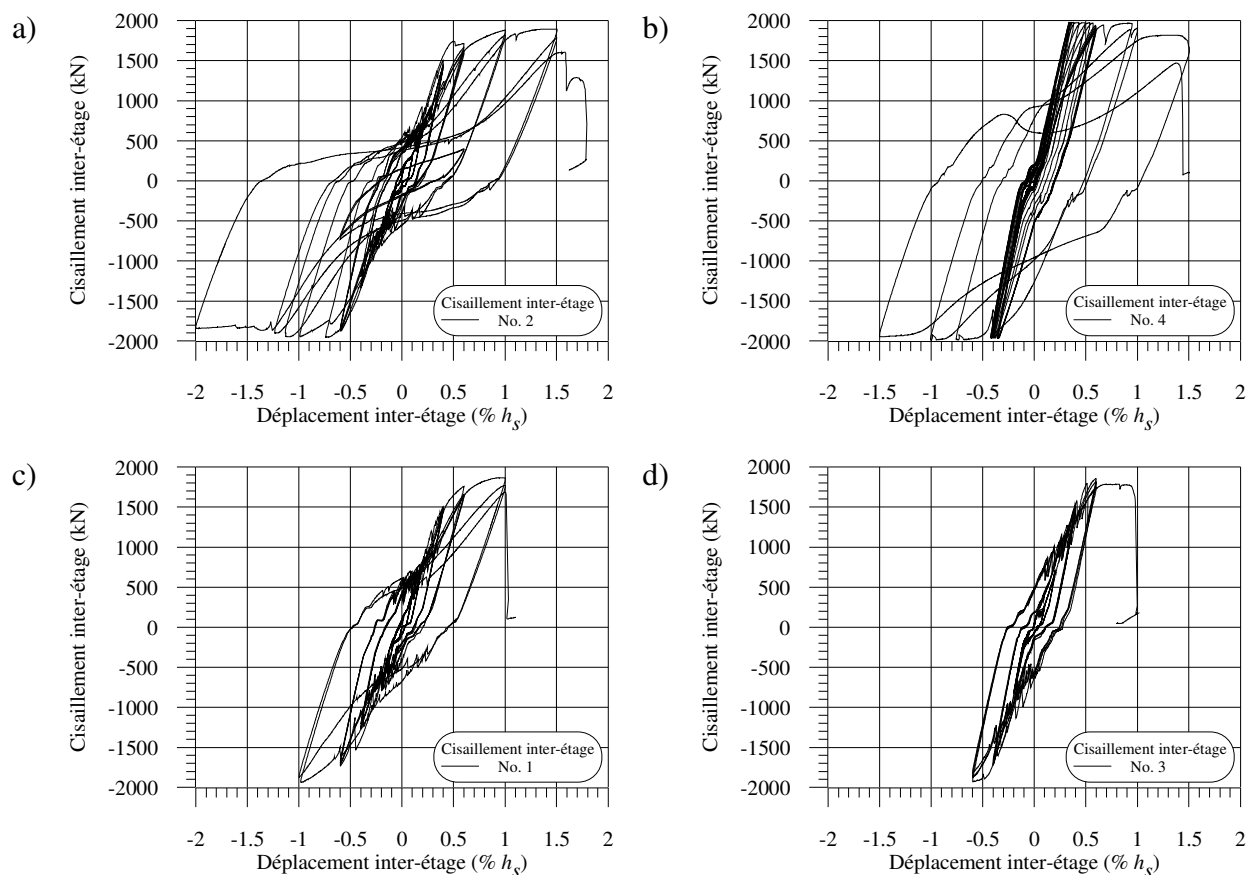


Figure 4-35: Cisaillement inter-étage des spécimens particuliers en cisaillement double.

4.7 Comportement des contreventements avec cornières dos-à-dos

Cette section traite des spécimens dont les diagonales sont composées de cornières dos-à-dos, soit des spécimens nos. 16, 17 et 18. Il faut rappeler que ces spécimens ne rencontraient pas toutes les

exigences du code. Pour les spécimens nos. 16 et 17 (type CCM et CCS), on avait adopté le même espacement des cales (508 mm) que celui choisi pour le spécimen no. 18 (type MD). Un espacement beaucoup plus long était permis pour un contreventement de type CC. Pour le spécimen no. 18, l'aile courte des cornières ne rencontrait pas tout à fait la limite d'élancement (8,0 vs 7,8), l'élancement de l'aile longue ne rencontrait pas par une forte marge la limite prescrite (13,3 vs 10,7) et la résistance des soudures des cales au cisaillement longitudinal n'était pas suffisante. Les limites d'élancement visent à retarder le voilement des ailes et assurer un comportement cyclique inélastique adéquat en compression. Pour le spécimen no. 18, ces manquements aux exigences du code seront discutés lors de la description du comportement qui a été observé. Ainsi, cette section présente la description du comportement observé, les ruptures des spécimens, les hystérésis et finalement le cisaillement inter-étage.

4.7.1 Description du comportement observé

Pour les deux contreventements de type CC (spécimens nos. 16 et 17), un comportement similaire a été observé en compression, tel que présenté à la Figure 4-36 (on note que de la peinture au latex a été employée pour le spécimen no. 16 et que l'endommagement n'est donc pas visible pour ce spécimen). Ainsi, pour ces deux spécimens, le flambement de la diagonale discontinue s'est développé dans le segment du bas, par la flexion de la plaque de gousset central dans l'espacement e_{rp} et, dans une moindre mesure, par rotation dans les plaques d'extrémité à l'assemblage du bas. Ce mode de flambement a induit de la torsion dans la diagonale continue (Figure 4-36a). Contrairement aux profilés HSS, les cornières dos-à-dos ont une rigidité torsionnelle beaucoup moins élevée et la diagonale continue n'a pas été en mesure de résister au couple de torsion qu'il lui était imposé par le flambement de l'assemblage de la diagonale discontinue. Par conséquent, il s'est produit une rotation au centre de la diagonale continue, forçant la formation d'une seconde rotule plastique dans la plaque de gousset central du côté supérieur de la diagonale continue, imposant une forme de « S » à l'assemblage central. D'ailleurs, ce comportement avait été observé lors du séisme de Tōhoku, tel que montré à la Figure 2-6. Un mécanisme de quatre rotules plastiques s'est alors développé : deux rotules plastiques dans les espacements e_{rp} de la plaque de gousset central (de part et d'autre de la diagonale continue) et une rotule plastique dans l'espacement e_{rp} de chacun des deux assemblages d'extrémités. La plaque de gousset central est demeurée complètement droite entre les deux

rotules plastiques, en raison de l'attache de la plaque avec la diagonale continue. Les rotules plastiques sont également perpendiculaires à l'axe de la diagonale continue, tel qu'on peut l'observer sur les Figures 4-36a et c.

Tel que montré aux Figures 4-36b et d, le flambement de la diagonale continue des deux spécimens s'est développé dans un mode de flexion-torsion avec déplacements hors-plan, tel que prévu lors de la conception. Ce flambement s'est produit au centre de la demi-longueur du segment du haut pour le spécimen no. 16 et au centre du segment du bas pour le spécimen no. 17. Dans les deux cas, le voilement des ailes horizontales (courtes) a été important et il s'est développé dès l'instant où le flambement des diagonales a été aperçu. Ce voilement est montré aux Figures 4-38a et b. En plus de la rotule au centre de la demi-longueur de la diagonale, les deux autres rotules plastiques se sont développées dans l'espace e_{rp} des plaques de gousset d'extrémité.

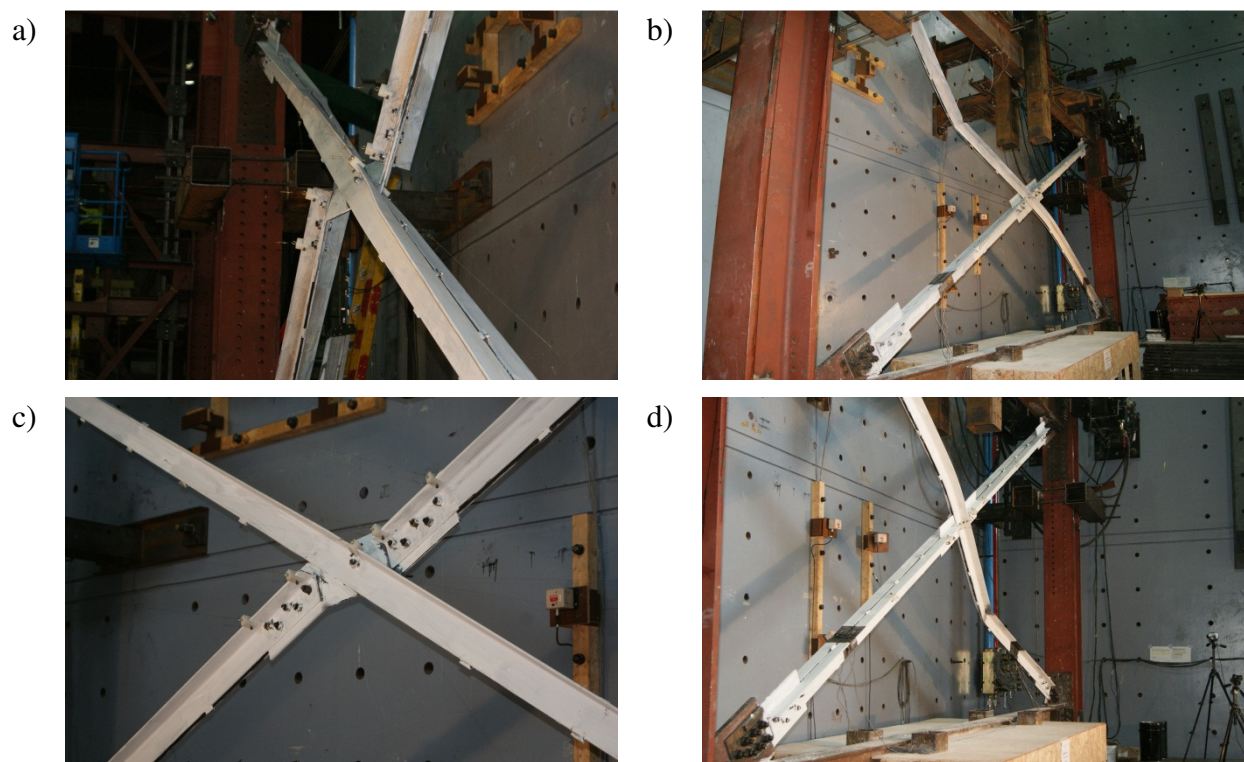


Figure 4-36: Comportement en compression des spécimens composés de cornières dos-à-dos pour les spécimens : a) et b) no. 16; c) et d) no. 17.

Pour le spécimen no. 18, les assemblages avaient été dimensionnés par capacité (type MD) et la plaque de gousset central était beaucoup plus épaisse que pour les spécimens de type CC ($t_g = 16$

mm vs 8,0 et 9,5 mm). Pour la diagonale discontinue, cette augmentation de l'épaisseur de la plaque de gousset central a permis d'éviter le flambement de l'assemblage. Le voilement de l'aile horizontale a toutefois été le premier événement à survenir, tel que montré sur la Figure 4-37a. Le phénomène a ensuite entraîné le flambement de la diagonale discontinue dans un mode en flexion-torsion avec déplacement hors-plan (Figure 4-37b). On constate sur ces photos l'importance du voilement, alors que le flambement de la diagonale est relativement limité. En plus de la rotule plastique au centre de la demi-longueur de la diagonale, deux autres rotules plastiques se sont développées dans les espacements e_{rp} dans les plaques de gousset.

Pour la diagonale continue, un comportement très similaire à celui observé pour la diagonale discontinue s'est produit. À cet effet, le voilement de l'aile horizontale est d'abord survenu, suivi du flambement de la diagonale dans un mode en flexion-torsion (voir Figures 4-37c et d).

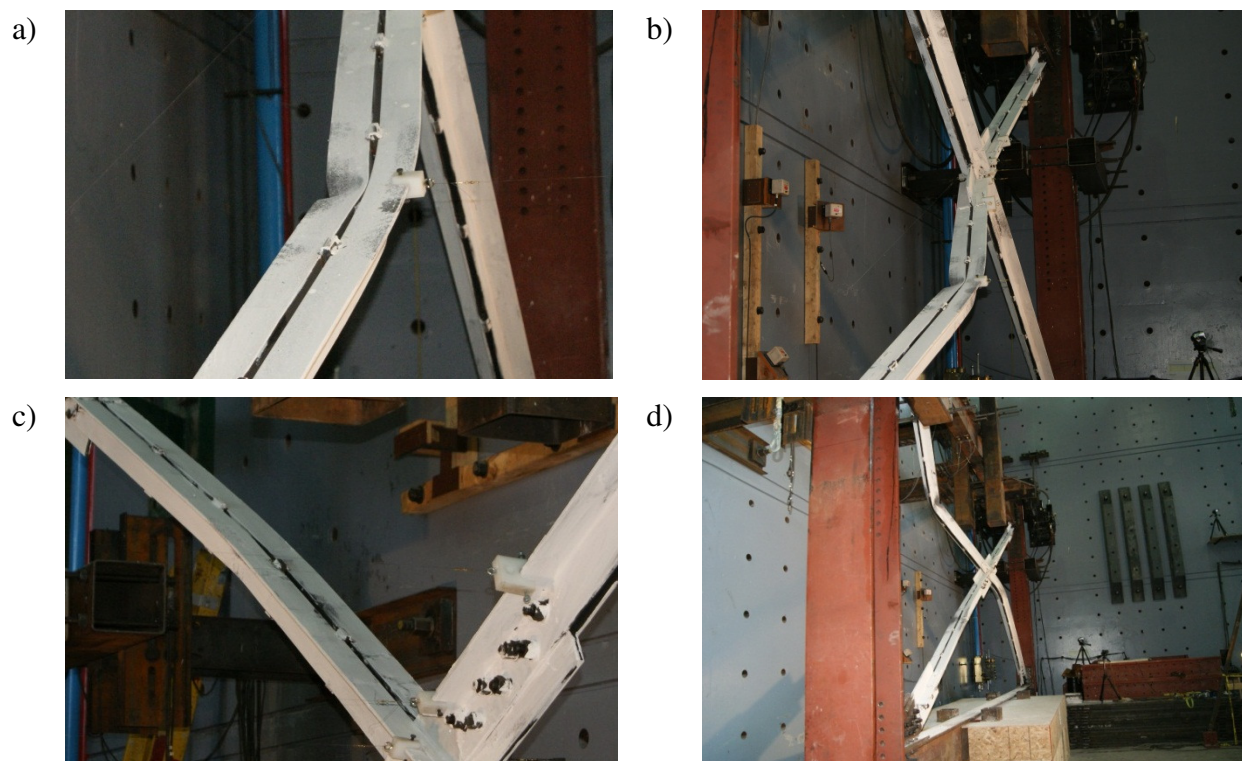


Figure 4-37: Comportement en compression du spécimen no. 18 : a et b) voilement et flambement de la diagonale discontinue; c et d) voilement et flambement de la diagonale continue.

Le voilement des ailes est montré pour tous les spécimens à la Figure 4-38. Le voilement des ailes horizontales est survenu rapidement durant l'essai et le phénomène a alors entraîné

l'apparition de fissures à cet endroit par la présence d'une concentration de déformations inélastiques élevée. Quoique moins marqué, le voilement des ailes verticales (longues) s'est aussi produit, comme on peut le voir aux Figures 4-38b et c. Ce voilement était anticipé pour les trois spécimens, car l'élancement des ailes longues dépassait la limite permettant d'atteindre une contrainte de compression égale à F_y , ce qui avait été considéré dans le calcul des résistances en compression.

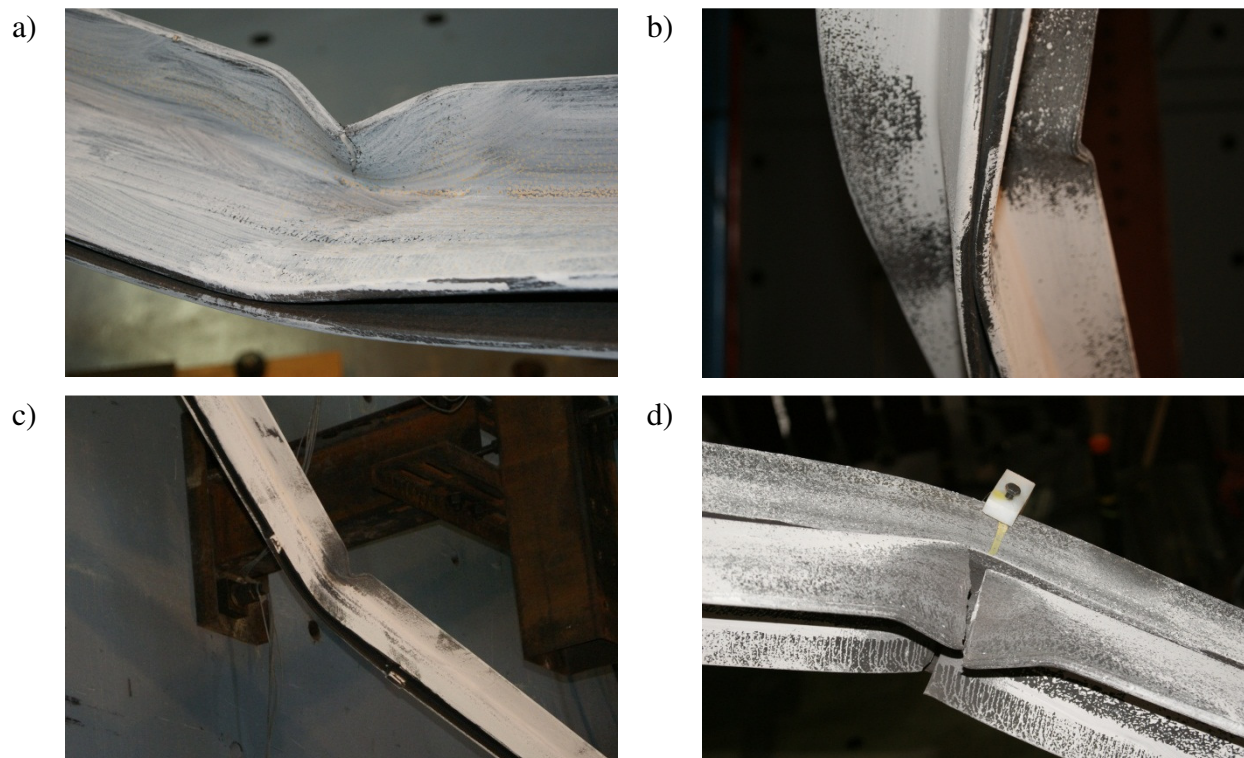


Figure 4-38: Voilement des diagonales : a) spécimen no. 16; b) spécimen no. 17; c) spécimen no. 18 (diagonale continue); d) spécimen no. 18 (diagonale discontinue).

On note également sur la Figure 4-38 que les cornières entrent en contact l'une avec l'autre. Ce contact entre les deux cornières est survenu immédiatement suite au flambement et peut être attribué au flambement individuel des cornières, malgré qu'un espacement limité (508 mm) respectant les exigences d'un contreventement de type MD avait été choisi pour les 3 spécimens. Ce phénomène a d'ailleurs été observé par Aslani et Goel (1991) et, dans leur cas, ce phénomène était attribué à un nombre insuffisant de cales. Pour ces essais, le problème est survenu en raison de la résistance insuffisante des soudures fixant les cales aux cornières. On a en effet observé une rupture de ces soudures pour les spécimens nos. 16 et 18, tel que montré à la Figure 4-39. Ces

ruptures ont eu pour impact de rendre inefficaces ces cales et, par conséquent, de créer un espacement entre les cales qui dépassait les limites prescrites. Dès qu'une cale était détachée, l'espacement entre les cales passait de 508 mm à 1016 mm, dépassant du coup les limites de 823 mm exigée par la norme S16-09 pour les contreventements de type MD et de 658 mm pour les contreventements de type SCBF aux États-Unis. On peut d'ailleurs observer sur la Figure 4-39a que deux cales ont cédé pour le spécimen no. 16. Plusieurs cales ont également cédées dans le cas du spécimen no. 18 (voir Figures 4-40c et d). Pour le spécimen no. 17, on a observé un début de fissuration de ces soudures, mais le bris complet de la soudure ne s'est pas produit. Dans tous les cas, l'endommagement des soudures des cales s'est produit près de l'emplacement de la rotule plastique, puisque ce sont ces cales qui reprennent l'effort maximal de tension après le flambement individuel des cornières. On remarque également sur la Figure 4-39b, une plastification locale apparente à chaque emplacement de cales dans la diagonale continue du spécimen no. 18, signifiant que les autres cales ont transféré aussi des efforts importants lorsque la diagonale était sollicitée en tension. Les cales des diagonales discontinues des spécimens nos. 16 et 17 n'ont pas été endommagées, puisqu'il n'y a pas eu de flambement dans ces diagonales.

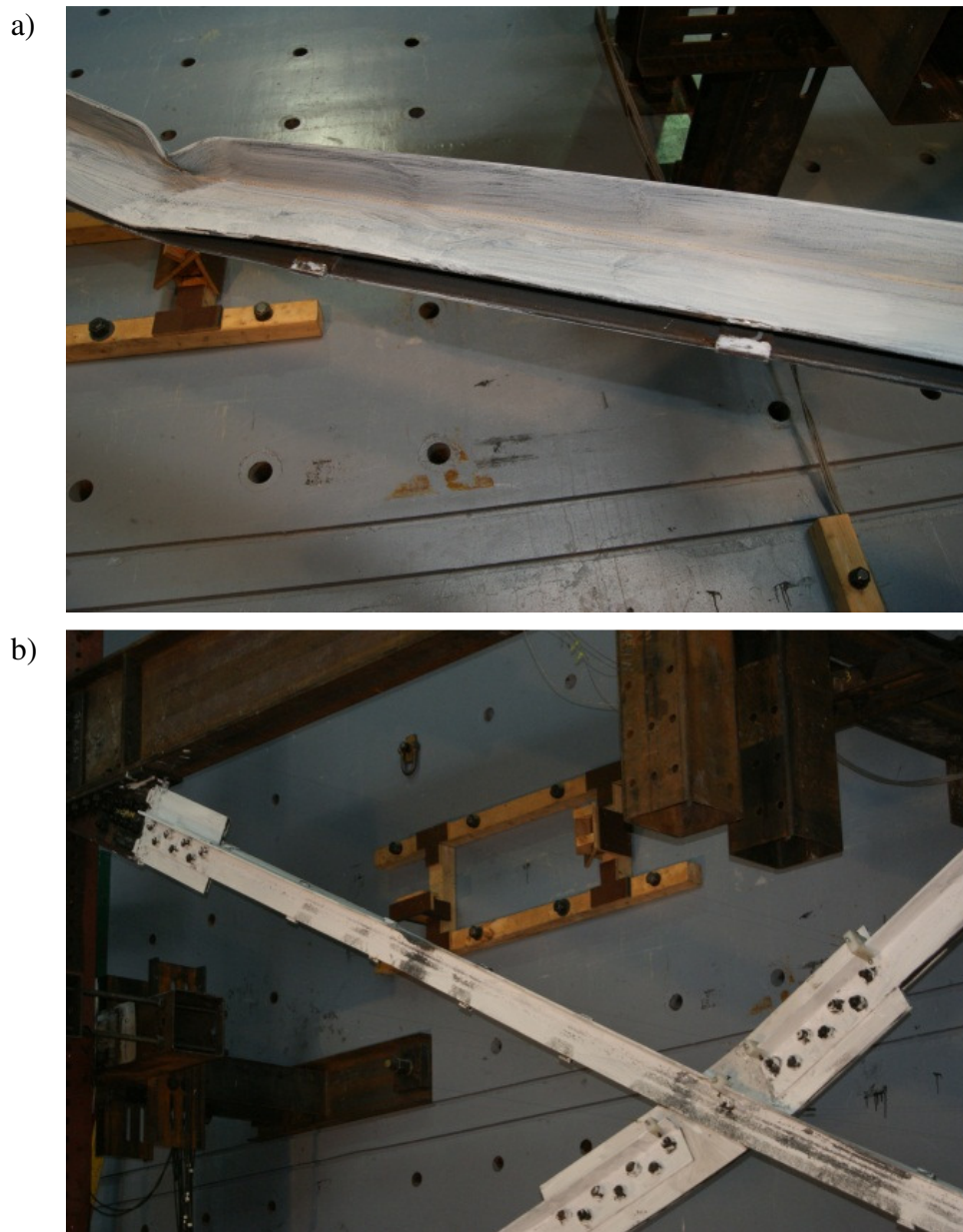


Figure 4-39: Bris des soudures des cales : a) spécimen no. 16; b) spécimen no. 18.

4.7.2 Ruptures des spécimens

Les ruptures des spécimens sont présentées à la Figure 4-40. Pour les spécimens nos. 16 et 17, la rupture du contreventement s'est produite dans la plaque de gousset central de la diagonale discontinue, sous un cycle de tension, à l'emplacement de l'instabilité initiale (espacement e_{rp}). Ces ruptures sont attribuées au phénomène de fatigue cyclique qui s'est développé suite aux rotations répétées de l'assemblage se produisant lors du flambement. Le spécimen no. 18 a subi

plusieurs ruptures, causées notamment par les ruptures des soudures des cales et par la déchirure des cornières. Au final, la rupture de chacune des cornières individuelles est survenue à l'emplacement de la rotule plastique pour les diagonales discontinue et continue. Ces ruptures sont attribuables à la fissuration qui est apparue à cet endroit, causée par les déformations inélastiques importantes suite au voilement sévère des ailes. Suite à ces deux ruptures, le contreventement a été jugé hors service, puisqu'il avait perdu 50% de sa résistance en cisaillement dans les deux directions.

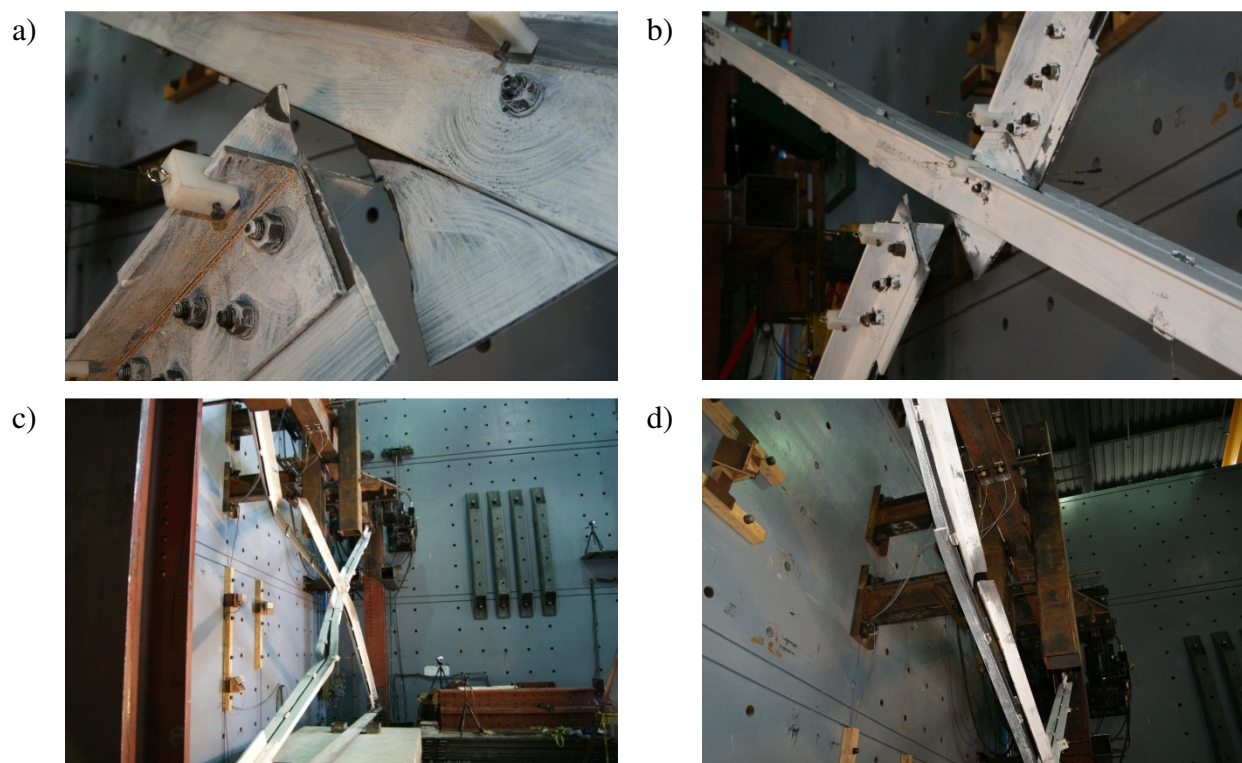


Figure 4-40: Rupture des spécimens : a) spécimen no. 16; b) spécimen no. 17; c) spécimen no. 18 (1^{ère} rupture); d) spécimen no. 18 (2^e rupture).

Les spécimens nos. 16 et 17 ont développé une ovalisation dans les trous des boulons dans les plaques de gousset d'extrémité. Le phénomène a été important pour le spécimen no. 16 et très limité pour le spécimen no. 17. Cette différence était anticipée car que le spécimen no. 16 avait été dimensionné spécifiquement pour que le mode de rupture de l'assemblage soit la rupture de la plaque de gousset par la pression diamétrale des boulons. Le comportement de l'assemblage d'extrémité du spécimen no. 16 est illustré à la Figure 4-41. La Figure 4-41a illustre le glissement

qui s'est produit combiné avec l'ovalisation des boulons tandis que la Figure 4-41b montre les déformations inélastiques qui se sont développées dans une des plaques de gousset d'extrémité.

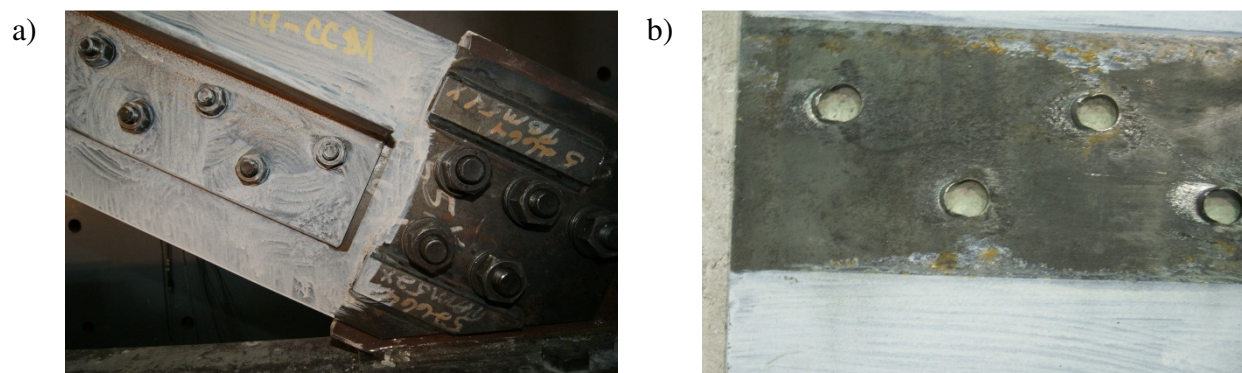


Figure 4-41: Comportement des assemblages d'extrémité du spécimen no. 16 : a) glissement de l'assemblage; b) ovalisation des trous des boulons dans la plaque de gousset.

4.7.3 Hystérésis des spécimens

Les hystérésis des spécimens composés de cornières dos-à-dos sont présentées à la Figure 4-42. Pour les diagonales discontinues des spécimens nos. 16 et 17, le flambement des assemblages s'est produit sous la charge de conception des assemblages ($C_{ue}/C_{fc} = 0,77$ et $0,67$, pour les spécimens nos. 16 et 17 respectivement). Pour toutes les autres diagonales, le flambement s'est produit à un effort supérieur à la résistance en compression attendue des membrures diagonales (C_{ue}/C_{ua} varie entre $1,25$ et $1,84$), ce qui est adéquat. Pour le spécimen no. 18, les rapports C_{ue}/C_{ua} sont de $1,74$ et $1,84$ pour les diagonales continue et discontinue.

On peut aussi constater que la résistance développée en compression est nettement supérieure aux résistances attendues. Il est probable que cette résistance élevée provienne, en partie, d'une rigidité flexionnelle et torsionnelle plus élevée apportée par les assemblages. De plus, dans les calculs de la résistance anticipée, les ailes verticales ne respectaient pas les limites de voilement et l'aire de la section a été réduite. Au moment du premier flambement des diagonales, il n'a pas été possible d'observer le voilement de ces ailes. Si on calcule la résistance en omettant le voilement et en employant l'aire réelle du spécimen, on obtient des rapports C_{ue}/C_{ua} de $1,53$ et $1,61$ pour la diagonale continue et la diagonale discontinue respectivement.

D'autre part, lorsque le flambement se produit dans les assemblages, la résistance post-flambement décroît rapidement pour atteindre la résistance telle que limitée par la capacité

plastique de la plaque de gousset. La résistance demeure pratiquement constante par la suite, car aucune fissuration ne s'est produite. De plus, la plaque de gousset n'est pas sujette à une concentration de contraintes comme cela était le cas pour les profilés HSS. On peut donc affirmer que ce mode de flambement est ductile. Lorsque le flambement se développe dans les diagonales de contreventement, la résistance en compression de la membrure décroît aussi très rapidement. Ceci est notamment lié à l'élancement des diagonales (KL/r), mais également au voilement sévère des ailes horizontales.

Les efforts de tension dans les diagonales des spécimens nos. 16 et 17 ont atteint les efforts de dimensionnement en tension ($T_{ue}/T_{fc} \geq 1,0$). Les assemblages du spécimen no. 18 ont également été capable de reprendre la résistance attendue de la diagonale ($T_{ue}/T_{ua} = 1,09$ pour les deux diagonales). Ainsi, les assemblages de tous les spécimens ont développé des résistances adéquates en tension. Pour les spécimens nos. 16 et 17, les efforts maximum de tension n'ont jamais atteints T_{ua} (T_{ue}/T_{ua} varie entre 0,82 et 0,85), ce qui était prévu pour un contreventement de type CC. On peut penser que ce phénomène est attribué aux déformations inélastiques qui sont survenues au niveau des trous de boulons (ovalisation des trous de boulons) et qui ont limité les efforts en tension. Pour le spécimen no. 18, on constate diverses pertes de résistance en tension. Ces pertes de résistance successives sont causées par la fissuration et la rupture des cornières, ainsi que par les ruptures des soudures des cales. Ces ruptures mènent à un comportement instable en tension et à un comportement non ductile du contreventement.

Les spécimens nos. 16 et 17 ont développé un comportement hystérétique très similaire, mais le spécimen no. 16 a été en mesure d'accommoder de plus grands déplacements inter-étage avant la rupture que le spécimen no. 17 ($\Delta_{max} = 1,5 \%h_s$ vs $1,0 \%h_s$). Pour le spécimen no. 16, on prévoyait que la pression diamétrale des boulons limiterait la résistance de l'assemblage (Tableau 3-27). Comme discuté, l'ovalisation des trous des boulons a été significative pour ce spécimen (Figure 4-41), ce qui a permis d'atteindre des déplacements inter-étages importants avant que ne survienne éventuellement la rupture dans la plaque de gousset central. Ce comportement ductile a été limité pour le spécimen no. 17, et la rupture du gousset central s'est produite plus rapidement.

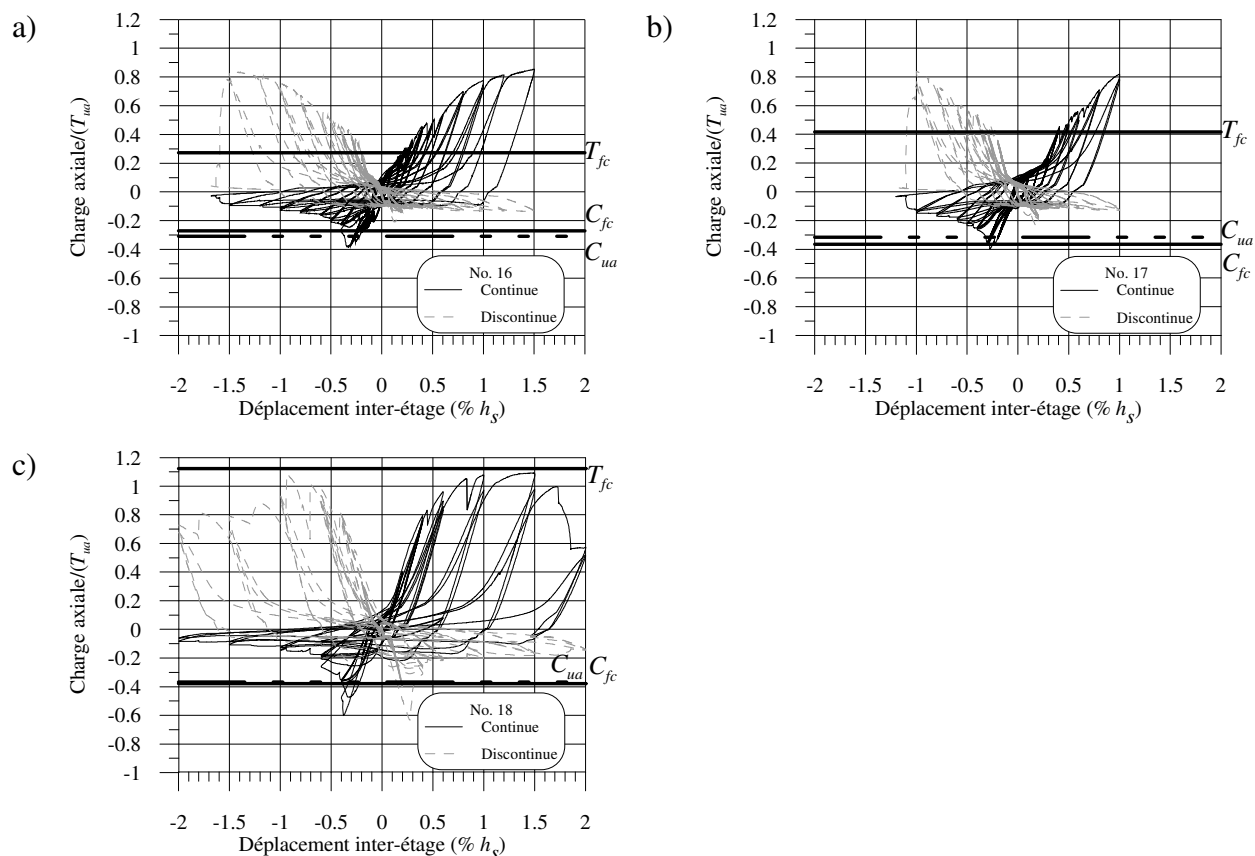


Figure 4-42: Hystérésis des spécimens composés de cornières dos-à-dos.

4.7.4 Cisaillement inter-étage

Les graphiques présentant le cisaillement inter-étage des spécimens nos. 16 à 18 sont présentés à la Figure 4-43. Le spécimen no. 18 a dissipé plus d'énergie sismique que les deux autres spécimens. Par contre, celui-ci a développé un comportement moins stable suite aux multiples ruptures survenues en tension (ailes horizontales des cornières et soudures des cales). Pour les spécimens nos. 16 et 17, la rigidité du contreventement était plus faible lorsque le déplacement était positif, en raison de la faible résistance en compression de la diagonale discontinue. Dans ce cas, la résistance en compression était contrôlée par le flambement des assemblages, résistance qui était inférieure à la résistance en compression de la diagonale continue.

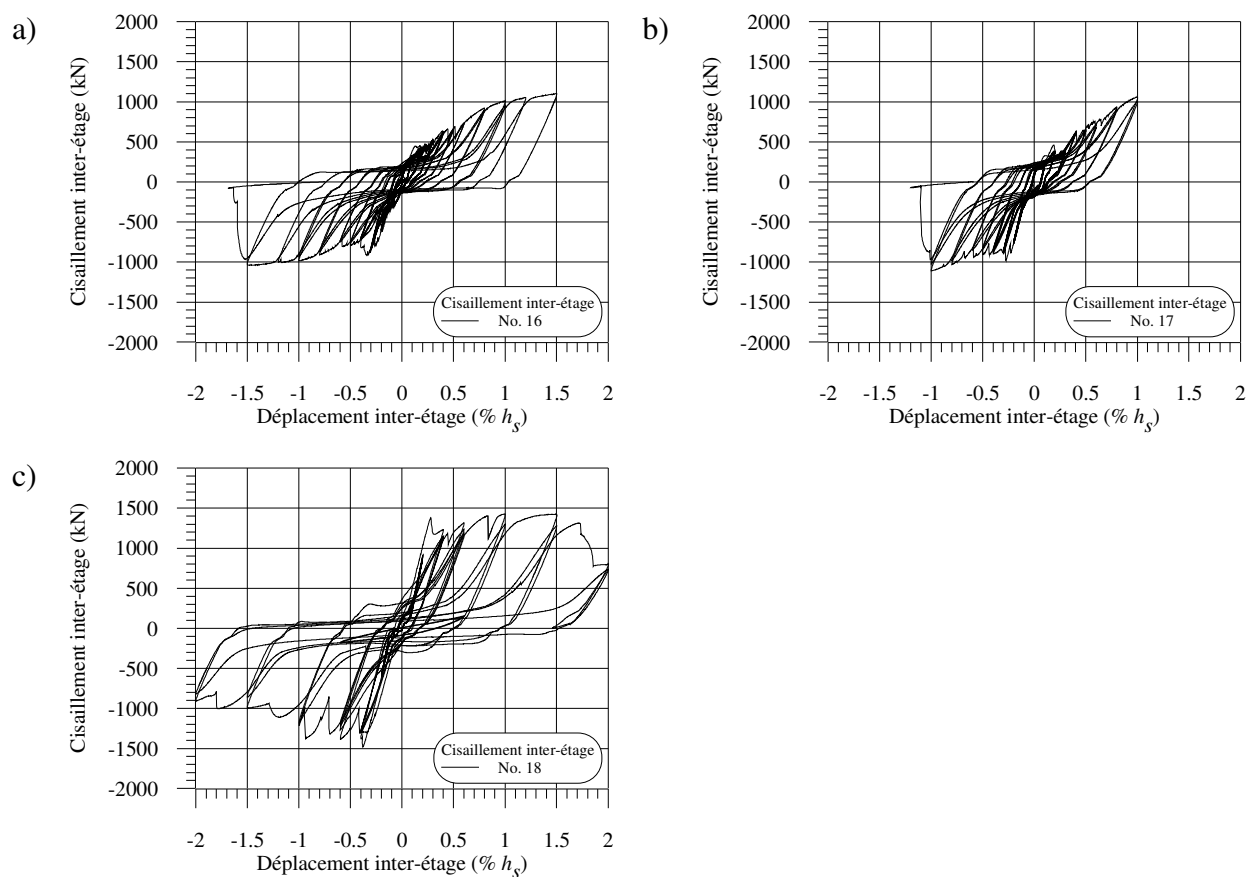


Figure 4-43: Cisaillement inter-étage des spécimens composés de cornières dos-à-dos.

4.8 Observations particulières sur le comportement des plaques de transfert

On a observé que le contact entre les plaques soumises à de la flexion ne se faisait que jusqu'au centre des boulons, tel que montré à la Figure 4-44a. Au-delà de cette position, les plaques fléchies se séparaient l'une de l'autre. Pour l'évaluation de la stabilité de la plaque de transfert entre la fin du profilé HSS et les boulons, on doit donc considérer que la longueur non supportée de la plaque de transfert est en fait la distance entre le HSS et le centre du boulon.

Pour les assemblages en cisaillement double, un déplacement longitudinal relatif des plaques de transfert a été observé à l'assemblage avec les plaques de gousset. Ce déplacement est causé par la rotation inélastique qui se produit dans les plaques de gousset et dans les plaques de transfert, tel que montré à la Figure 4-44b. Les déformations résiduelles dans les plaques, qui modifient la

position relative des plaques, font en sorte que les deux plaques ne pas reprennent pas nécessairement les mêmes efforts.

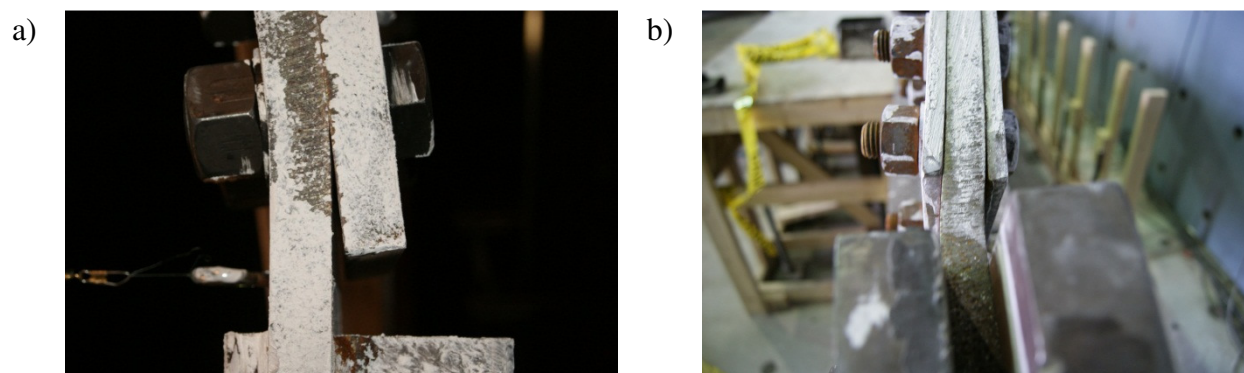


Figure 4-44: Retenue offerte par les assemblages boulonnés : a) longueur de flambement des plaques de transfert (spécimen no. 8); b) glissement relatif des plaques de transfert dans les assemblages en cisaillement double (spécimen no. 16).

4.9 Analyse des modes de flambement observés

Cette section présente une description détaillée des différents modes de flambement observés. On présente également l'évolution de la déformée hors-plan de la diagonale discontinue, à partir du flambement, sous l'augmentation du déplacement inter-étage.

4.9.1 Modes de flambement dans les conditions parfaites

Les essais réalisés ont permis d'observer différents modes de flambement pour les diagonales des contreventements. Ceux-ci sont illustrés schématiquement à la Figure 4-45. Ces schémas sont des représentations idéalisées des modes de flambement observés; en réalité, les formes mesurées sont légèrement différentes, étant donné les défauts de rectitude et imperfections des matériaux, mais on peut toujours les associer à l'un ou l'autre des sept modes de la Figure 4-45.

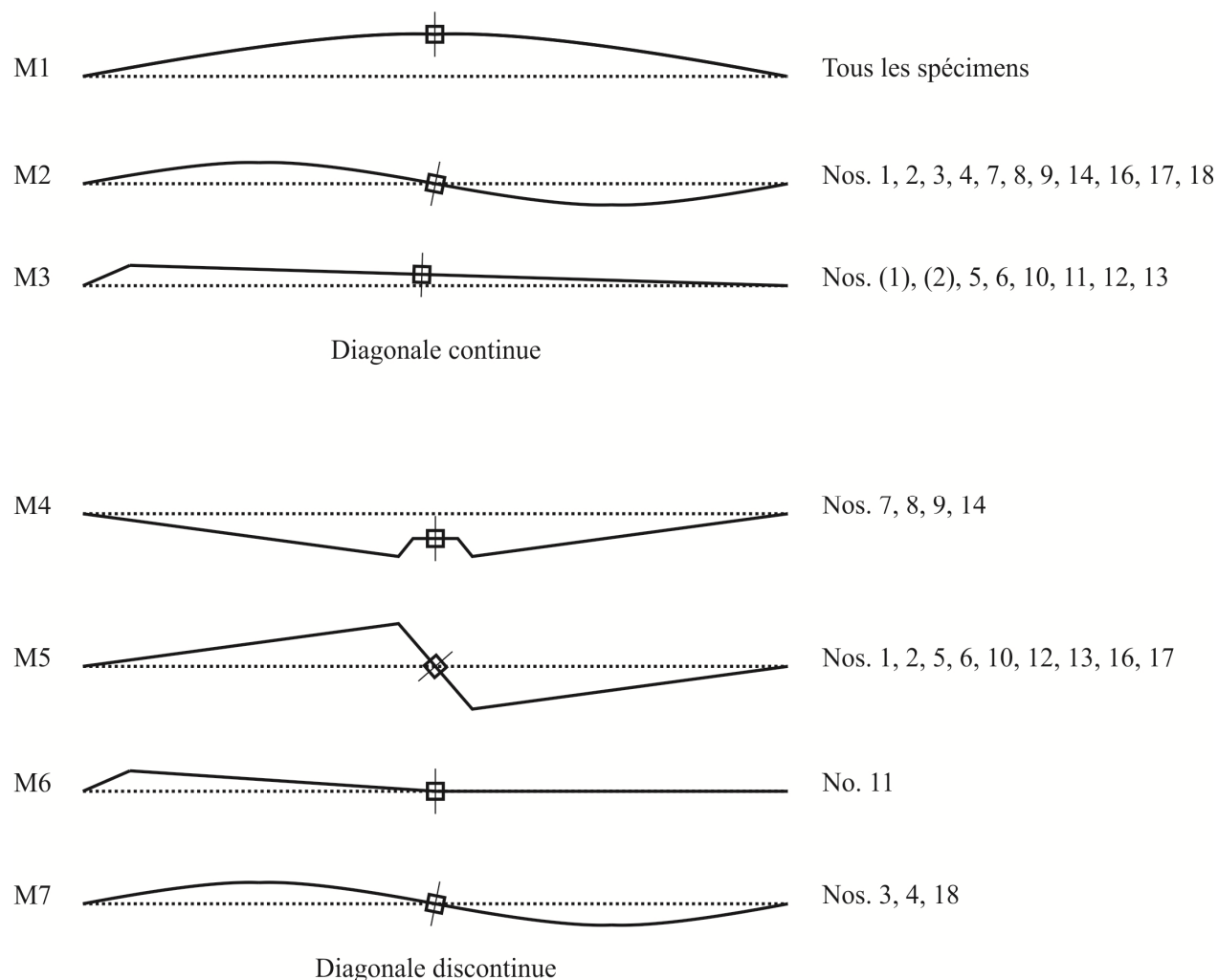


Figure 4-45: Modes de flambement idéalisés.

Le mode de flambement global M1 est typique du comportement de la diagonale continue sous un effort de compression. Ce mode se produit uniquement sous des déplacements inter-étage généralement inférieurs à $0,5\% h_s$, avant que le flambement ne se transforme dans un autre mode. À mesure que les efforts de tension augmentent dans la diagonale discontinue, le déplacement hors-plan cesse d'augmenter, puis se met à diminuer lorsque le support latéral apporté par la diagonale discontinue en tension augmente. Ce mode de flambement n'a pas été observé pour la diagonale discontinue.

Le mode de flambement M2 est le second mode de flambement de la diagonale continue. Il s'est produit après le mode de flambement M1, lorsque le support hors-plan offert par la diagonale discontinue était suffisamment rigide et lorsque la rigidité en flexion des assemblages d'extrémités était suffisamment élevée pour éviter le mode de flambement M3. Ce fut le cas des

spécimens nos. 1, 2, 3, 4, 7, 8, 9, 14, 16, 17 et 18. Pour les spécimens nos. 1 et 2, le mode M2 s'est éventuellement transformé en mode M3 dans le cycle suivant. Le mode M3 est le mode de flambement de la diagonale continue qui a suivi le mode M1 lorsque la rigidité en flexion des assemblages d'extrémité n'était pas suffisante pour former le mode M2. Ce mode est caractérisé par une rotation dans les plaques d'extrémité seulement. Il y a toutefois une certaine flexion qui se produit dans la diagonale continue. Toutefois, avec les données expérimentales obtenues, il n'est pas possible de connaître la déformée exacte en flexion du reste de la diagonale. Ce mode s'est développé pour les spécimens 5, 6, 10, 11, 12 et 13 et pour les spécimens nos. 1 et 2, dans le domaine inélastique.

Pour les diagonales discontinues, le mode de flambement M4 est un mode de flambement symétrique. Il a été observé pour tous les spécimens avec assemblages en cisaillement simple (nos. 7, 8, 9 et 14). Ce mode est caractérisé par de la flexion (rotation) concentrée dans les plaques d'assemblages, sans flambement en flexion des membrures diagonales. La déformation est symétrique, c'est-à-dire que le point central subit peu de rotation, il n'impose alors peu de torsion à la diagonale continue. Le déplacement hors-plan est maximum au point où la flexion la plus importante se produit dans l'assemblage, soit dans l'espacement e_i . Dans les essais, on a observé une translation hors-plan de la diagonale continue, qui est en tension lors de ce flambement. Ce déplacement est produit en partie par l'excentricité dans les assemblages d'extrémités, qui sont aussi en cisaillement simple: l'effort de traction produit un moment qui fait courber la diagonale continue, ce qui provoque le déplacement hors-plan du point central. On note que le flambement de chaque segment de la diagonale discontinue est indépendant puisqu'il se forme trois rotules plastiques dans les plaques d'assemblages de chacun des deux segments. Comme discuté plus bas, les déplacements hors-plan en régime post-flambement se sont concentrés éventuellement dans l'un des deux segments de la diagonale discontinue.

Le mode de flambement antisymétrique M5 est un mode de flambement généralement observé pour les diagonales discontinues des spécimens avec assemblages en cisaillement double, tant pour les spécimens faits de profilés HSS que pour ceux faits de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 1, 2, 5, 6, 10, 12, 13, 16 et 17). Le mode de flambement est caractérisé par la rotation des plaques de transfert (HSS) ou des plaques de gousset (cornières), de part et d'autre de la diagonale continue ainsi qu'aux assemblages d'extrémités. Il n'y a pas eu de flambement des membrures diagonales. Le mode est antisymétrique, car la plaque de gousset central subit une

rotation, ce qui impose de la torsion à la diagonale continue. Comme pour le mode M4, ce mode de flambement s'est généralement concentré dans l'un des deux segments de la diagonale. Pour des contreventements avec des profilés HSS, le centre du contreventement ne subit que très peu de mouvement hors-plan. Pour des contreventements composés de cornières dos-à-dos, le centre du contreventement subit un certain déplacement hors-plan étant donné que la rigidité flexionnelle et torsionnelle de ces profilés est plus faible.

Le mode M6 est particulier au spécimen no. 11. Le mode de flambement comprenait deux rotules plastiques dans l'un des assemblages d'extrémité et une rotule dans le gousset central, dans le même segment de la diagonale. Il n'y a pas eu de flambement de la diagonale. Ce mode est attribuable à des plaques d'extrémité très minces, donc très flexibles.

Finalement, les diagonales discontinues des spécimens nos. 3, 4 et 18 ont développé le mode M7, un mode de flambement en flexion sur la demi-longueur de la diagonale similaire au mode M2 pour la diagonale continue. Pour le spécimen no. 3, ce mode de flambement a été probablement causé par la présence des fusibles qui ont affaibli la section des diagonales entre les assemblages.

4.9.2 Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement

Dans cette section, on présente la déformée de la diagonale discontinue mesurée au moment du flambement de cette diagonale. Ces déformées ont été obtenues par les déplacements hors-plan mesurés par les 9 capteurs à corde fixés à un cadre en acier situé à 5 m du cadre d'essais. Seule la déformée du spécimen no. 11 n'est pas présentée, car le flambement s'est localisé dans l'assemblage du bas de la diagonale discontinue et aucune mesure de déplacements hors-plan n'a été prise à cet endroit. Pour toutes les figures présentées dans cette section, la déformée mesurée a été amplifiée par un facteur de 20, par rapport à la longueur de la diagonale.

Pour des spécimens dont les assemblages sont en cisaillement simple, la déformée de la diagonale discontinue au moment du flambement est présentée à la Figure 4-46. Pour ces 4 spécimens, le flambement se développe dans le mode symétrique M4. Pour les spécimens nos. 7 et 14, le flambement observé est très similaire au cas idéalisé présenté précédemment. Pour les spécimens nos. 8 et 9, les diverses imperfections dans les assemblages et les défauts de rectitude font en sorte que l'instabilité s'est concentrée dans le segment supérieur de la diagonale, créant principalement des rotations dans le gousset central et la plaque de transfert d'un seul côté de

l'assemblage central. Pour tous les spécimens, le déplacement hors-plan est maximum dans l'espace e_i des plaques de transfert (point de mesure nos. 3 ou 7, voir Figure 3-21).

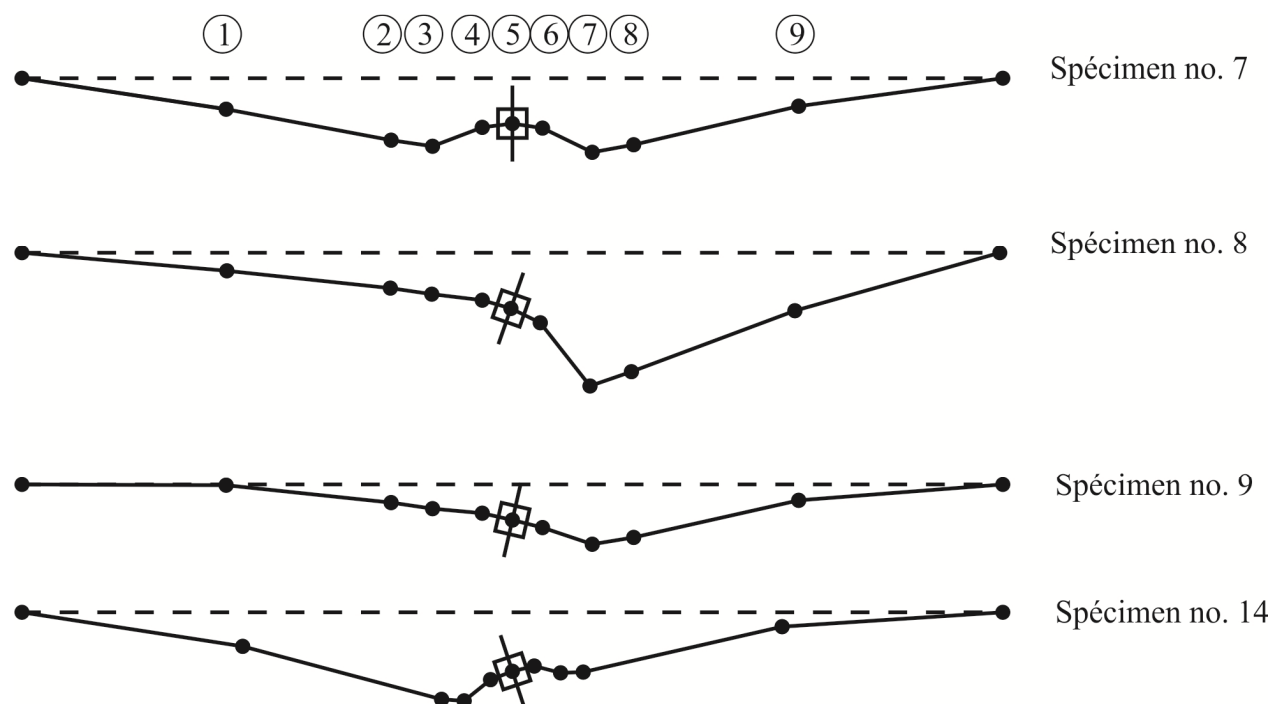


Figure 4-46: Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement pour les spécimens HSS avec assemblages en cisaillement simple (Mode M4).

Les déformées pour les diagonales HSS des spécimens avec assemblages en cisaillement double pour lequel un mode de flambement M5 s'est développé dans les assemblages sont présentées à la Figure 4-47. Ce mode de flambement a été observé pour les spécimens nos. 1, 2, 5, 6, 10, 12 et 13. On constate d'abord, que pour la plupart des spécimens, le mode de flambement observé diffère du mode de flambement dans les conditions idéalisées. Seuls les spécimens nos. 2 et 10 ont un mode de flambement qui y ressemble vraiment. Pour les autres spécimens, en raison des imperfections et des défauts de rectitude, l'instabilité se concentre dans un seul des deux segments de la diagonale. Les rotations et déplacements hors-plan maximaux sont observés à l'emplacement où l'instabilité s'est initiée, soit aux points de mesures nos. 3 ou 7. Comme la rotation s'est concentrée sur l'un des côtés de la diagonale continue, il y a aussi eu rotation à d'autres endroits, dont la plaque de gousset central, soit dans l'espace e_{rp} .

Dans tous les cas, il y a eu rotation du point au centre du contreventement (point de mesure no. 5) et, par conséquent, torsion de la diagonale continue. On peut constater que le point central ne

subit que très peu de mouvements hors-plan. La diagonale tendue demeure donc pratiquement droite lorsqu'elle est tendue, ceci parce que les assemblages aux extrémités de la diagonale continue sont concentriques.

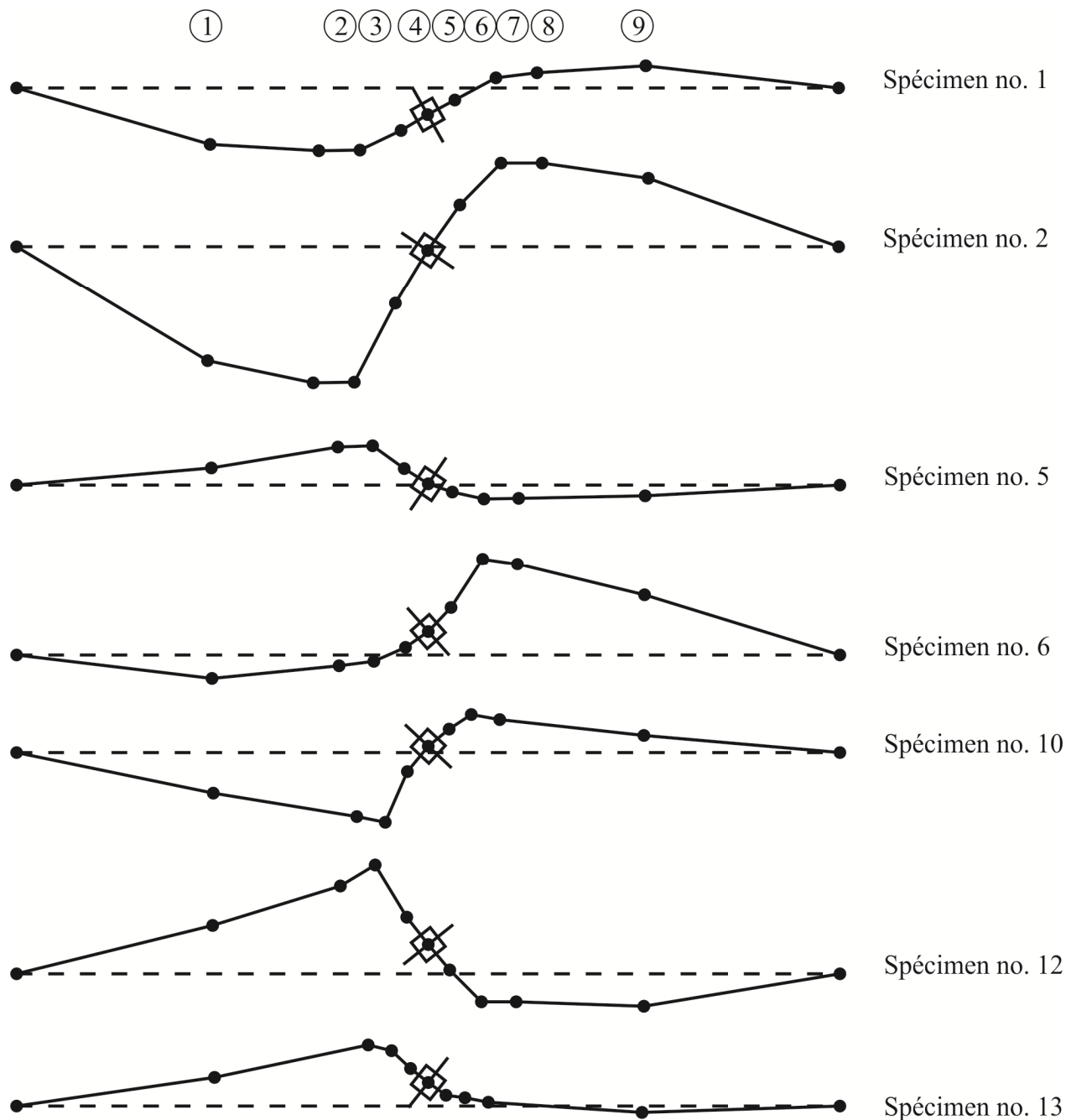


Figure 4-47: Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement pour les spécimens HSS avec assemblages en cisailment double (Mode M5).

Tel que présenté à la Figure 4-48, lorsque le flambement des diagonales discontinues des spécimens composés de cornières dos-à-dos se développe dans les assemblages, un mode de flambement antisymétrique (mode M5) est également observé. Contrairement aux spécimens composés de HSS, la diagonale continue subit une translation hors-plan ainsi qu'une rotation, car la rigidité flexionnelle et torsionnelle de ces profilés n'est pas suffisamment élevée pour résister au couple de torsion imposé par le flambement de l'assemblage de la diagonale discontinue.

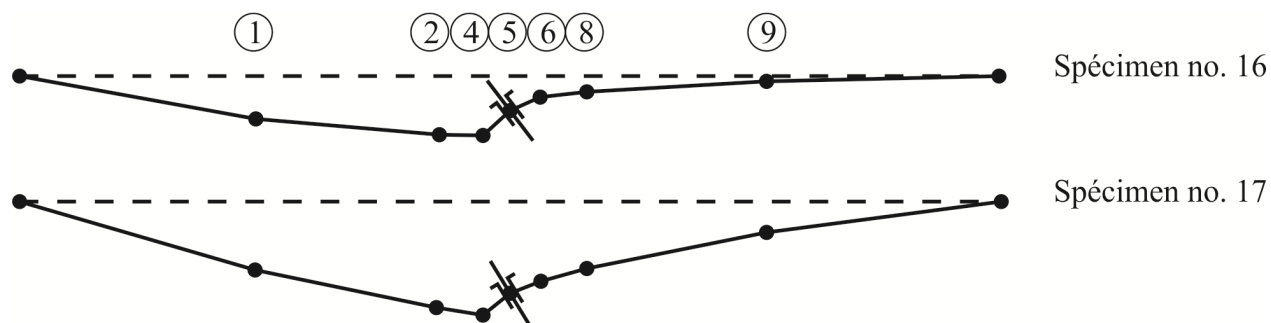


Figure 4-48: Déformée de la diagonale discontinue lors du flambement pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos (Mode M5).

Finalement, la Figure 4-49 illustre la déformée de la diagonale discontinue qui a été observée lorsque le flambement s'est développé selon le 2^e mode de flambement (mode M7). Ce mode de flambement a été observé pour les spécimens nos. 3, 4 et 18. Comme mentionné, ce mode d'instabilité pour le spécimen no. 3 a toutefois été causé par la présence d'un fusible dans la diagonale. Pour ces spécimens, on constate que l'instabilité se produit par la déformation en flexion dans la demi-longueur de la diagonale. Pour ces trois spécimens, le déplacement hors-plan au centre du contreventement est demeuré pratiquement nul.

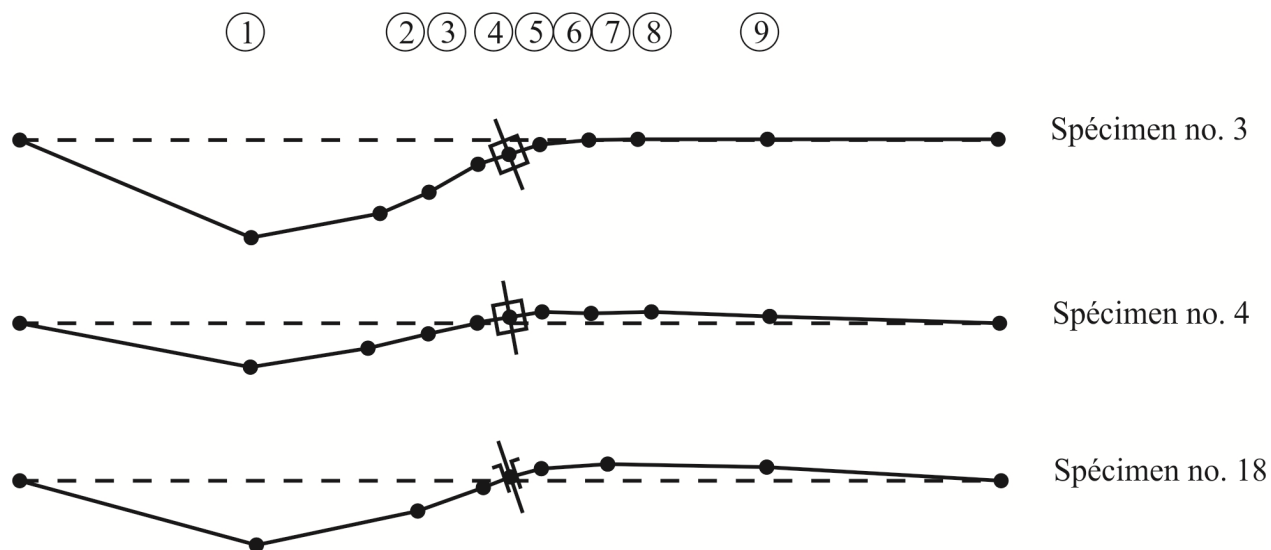


Figure 4-49: Déformée de la diagonale discontinue dans la demi-longueur de la diagonale (Mode M7).

4.9.3 Évaluation des déplacements hors-plan des diagonales discontinues

Dans un premier temps, le déplacement hors-plan des diagonales durant la phase élastique et au moment du flambement est présenté. Dans un deuxième temps, on étudiera l'évolution des déplacements hors-plan des diagonales de certains spécimens typiques à mesure que le déplacement latéral du cadre est augmenté.

4.9.3.1 Déplacements hors-plan durant les phases élastique et lors du flambement

4.9.3.1.1 Profils HSS avec assemblages en cisaillement simple

La Figure 4-50 illustre la relation entre le protocole de chargement, les forces dans la diagonale discontinue et le déplacement hors-plan des points de mesure nos. 5 et 7 pour le spécimen no. 7, spécimen qui était de type CCS avec assemblages en cisaillement simple. Lorsque la diagonale était dans le domaine élastique, les forces dans la diagonale discontinue ont été sensiblement constantes d'un cycle à un autre pour une amplitude donnée du déplacement latéral imposé. Pareillement, les déplacements hors-plan des points de mesure sont demeurés constants. Lors du flambement de l'assemblage (zone encerclée sur la Figure 4-50b), des déformations inélastiques sont apparues dans l'assemblage et sa résistance en compression a diminué au cours des cycles suivants. Étant donné que le déplacement latéral imposé à la structure demeurerait constant durant

les cycles qui suivait le flambement, le déplacement hors-plan de la diagonale discontinue après le flambement est demeuré identique aux déplacements hors-plan de la diagonale qui se sont développés lors du flambement. Ce comportement a été observé uniquement pour les spécimens avec assemblages en cisaillement simple.

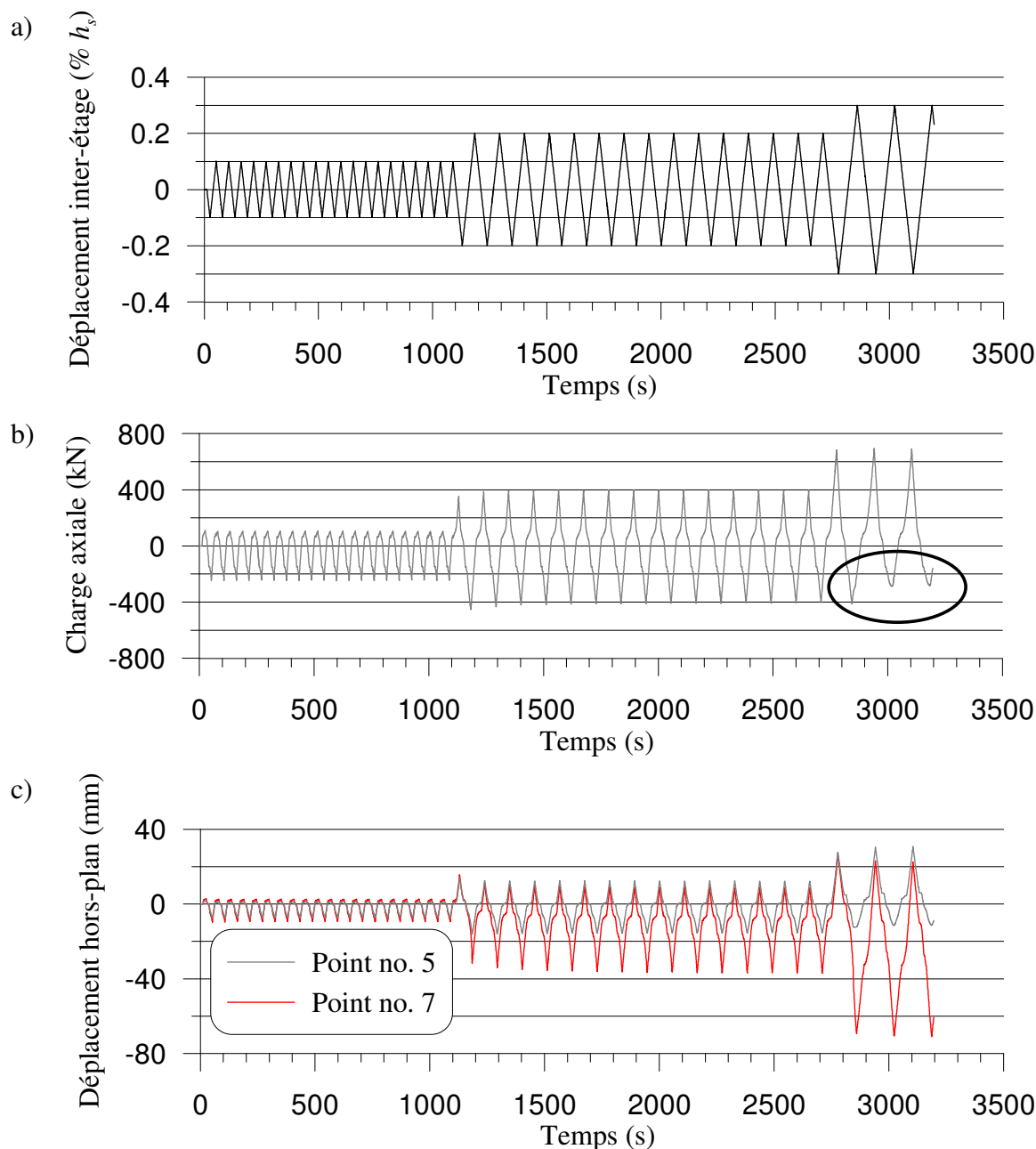


Figure 4-50: Profilé HSS avec assemblages en cisaillement simple (spécimen no. 7) : a) protocole de chargement; b) charge axiale dans la diagonale discontinue; c) déplacements hors-plan des points nos. 5 et 7.

4.9.3.1.2 Profilés HSS avec assemblages en cisaillement double

La relation entre les forces dans la diagonale discontinue et le déplacement hors-plan est présentée à la Figure 4-51, pour le spécimen no. 5, également de type CCS mais avec assemblages en cisaillement double. La relation entre ces paramètres a différé de celle observée pour les assemblages en cisaillement simple. Suite au flambement de l'assemblage, les forces dans la diagonale discontinue sont demeurées relativement constantes à chacun des cycles supplémentaires (on note néanmoins une légère réduction des forces). Toutefois, dans ce cas, les déplacements hors-plan ont continué à augmenter, et ce, pour des déplacements inter-étage constants. On pense que ce phénomène s'explique par le fait que les deux plaques de transfert subissent des mouvements différents, soit par un glissement différentiel entre les plaques (voir section 4.8) mais également par une plastification différentielle des plaques de transfert. En effet, sous la flexion causée par le flambement de l'assemblage, la plaque située à l'intérieure est davantage comprimée et plastifiée, tandis que la plaque située à l'extérieure est soulagée par la tension. Il s'agit du même phénomène que celui décrit à la Figure 3-20. Ainsi, suite au flambement de l'assemblage, il y aurait allongement progressif différentiel des plaques avec les cycles, ce qui donnerait lieu à une déformée hors-plan qui devient plus prononcée à chaque cycle. Ce comportement a été observé en général pour les assemblages en cisaillement double.

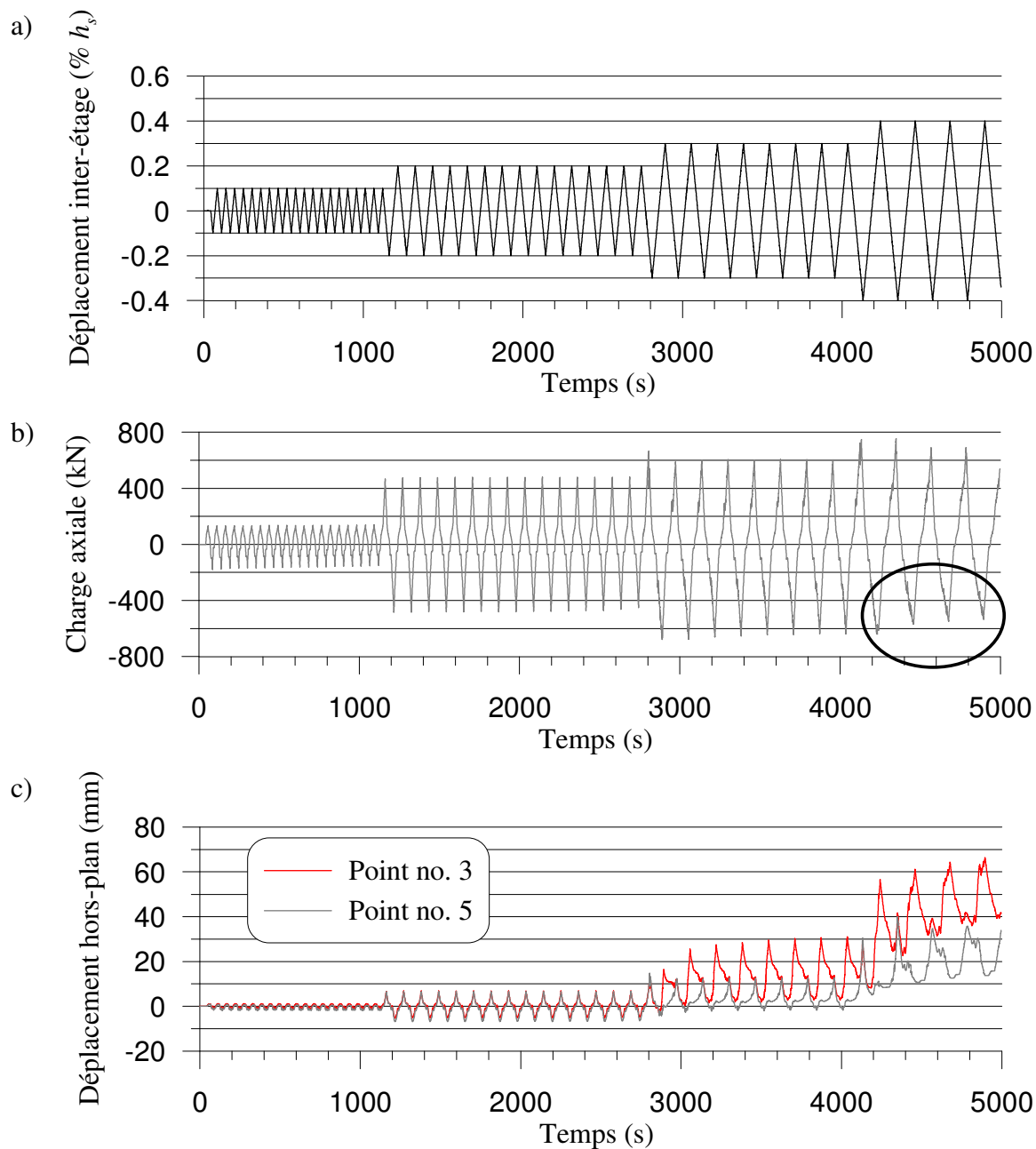


Figure 4-51: Profilé HSS avec assemblages en cisaillement double (spécimen no. 5) : a) protocole de chargement; b) charge axiale dans la diagonale discontinue; c) déplacements hors-plan des points nos. 3 et 5.

4.9.3.1.3 Cornières dos-à-dos

Pour les cornières dos-à-dos, l'évolution du déplacement hors-plan de la diagonale durant les cycles élastiques et suite au flambement de l'assemblage est comparable à celui observé pour les diagonales HSS avec assemblages en cisaillement simple. À cet effet, la Figure 4-52 illustre la relation entre le protocole de chargement, les forces dans la diagonale discontinue et le déplacement hors-plan des points de mesure nos. 4 et 5 pour le spécimen no. 16. On constate à cet effet, que les déplacements hors-plan durant la phase élastique et suite au flambement demeurent constants, tandis que les efforts dans la diagonale discontinue sont réduits suite au flambement.

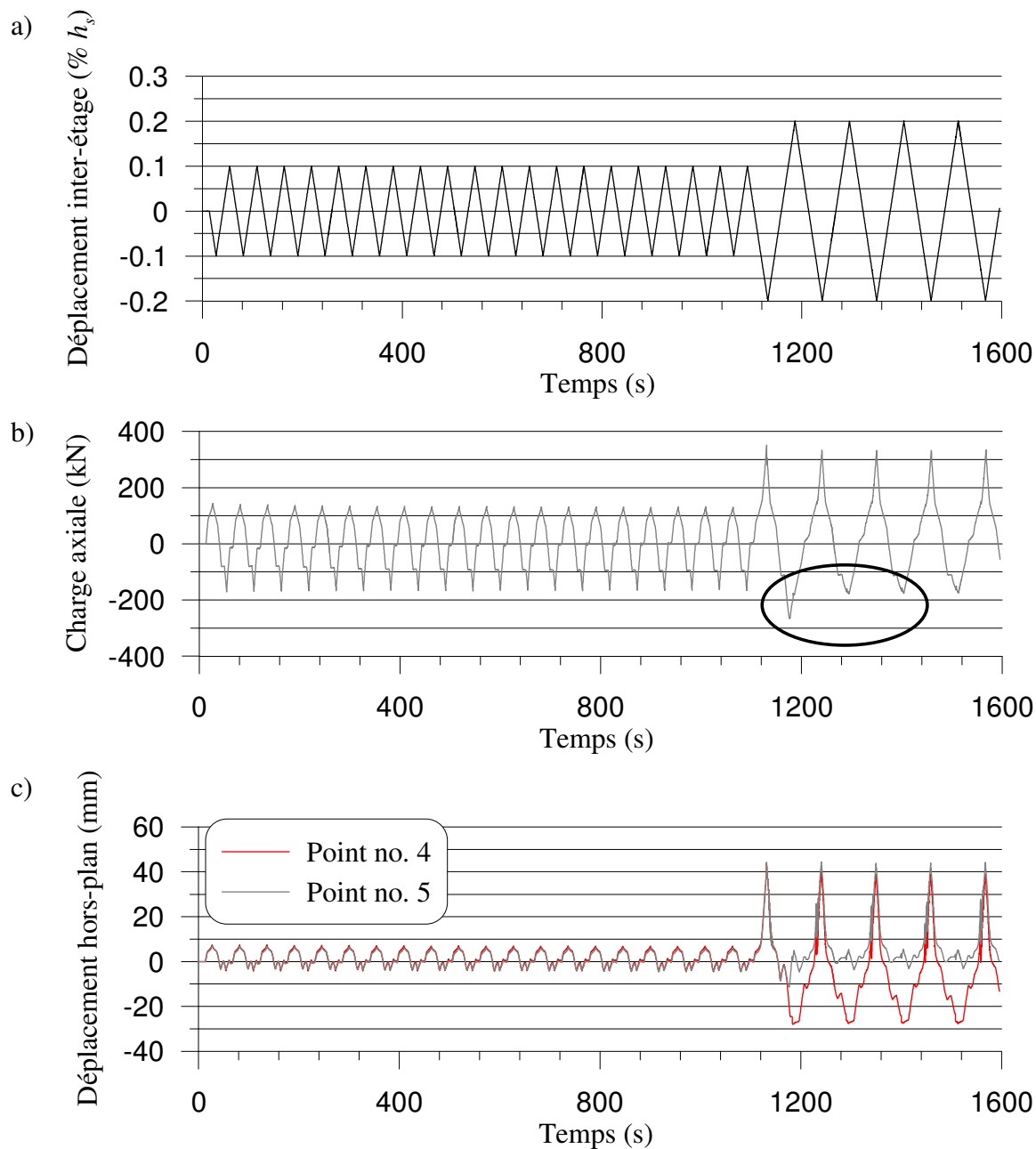


Figure 4-52: Cornières dos-à-dos (spécimen no. 16) : a) protocole de chargement; b) charge axiale dans la diagonale discontinue; c) déplacements hors-plan des points nos. 4 et 5.

4.9.3.2 Déplacements hors-plan sous l'augmentation des déplacements inter-étage

Dans cette section, on présente pour des spécimens typiques l'évolution du déplacement hors-plan de la diagonale discontinue sous l'augmentation du déplacement inter-étage.

La Figure 4-53 illustre l'évolution du déplacement hors-plan de la diagonale discontinue du spécimen no. 7, lorsque la diagonale est comprimée et lorsqu'elle est tendue. Il s'agit pour ce spécimen d'un mode de flambement symétrique. Comme montré à la Figure 4-53, au moment du premier flambement, le profil de déplacement était symétrique de part et d'autre de l'assemblage central et il se caractérisait par des rotations dans le gousset central et dans la plaque de transfert, aux points de mesure nos. 3 et 4 d'un côté et aux points de mesure nos. 6 et 7 de l'autre. Cette déformée est reprise à la Figure 4-53a (trait noir épais). Sous des déplacements inter-étage croissants, la figure montre que le flambement s'est concentré dans l'un des deux segments de la diagonale, le segment supérieur, mais toujours sous la même forme avec rotations dans le gousset central et la plaque de transfert, de même que dans la plaque de gousset d'extrémité. Le déplacement hors-plan a augmenté à mesure que le déplacement latéral du cadre augmentait et les déplacements maximums ont été enregistrés aux points de mesure nos. 7 et 8. Le segment du bas de la diagonale discontinue est demeuré, quant à lui, essentiellement droit. Le déplacement hors-plan du point central de la diagonale (point 5), qui s'était produit au début de l'essai, n'a pas augmenté lorsque l'amplitude des déplacements a été augmentée, indiquant que la diagonale continue a offerte à la diagonale discontinue un support hors-plan similaire à tous les cycles. On se rappelle que la diagonale continue n'a pas subi de grandes déformations plastiques en traction (Figure 4-53a), ce qui peut expliquer la stabilité du point no. 5.

Lorsque la diagonale discontinue est tendue (Figure 4-53b), la diagonale continue en compression a induit un déplacement hors-plan à la diagonale discontinue, qui s'est graduellement accru lorsque les déplacements latéraux ont été augmentés. Ce déplacement hors-plan est symétrique de part et d'autre de la diagonale continue. Le flambement de la diagonale continue est survenu à des déplacements inter-étage de $0,6\% h_s$ et de $0,8\% h_s$ (Tableau 4-2). On remarque que l'amplitude du déplacement hors-plan s'est stabilisée une fois que la diagonale continue a flambé: à $0,8\% h_s$, il est le même, sinon légèrement inférieur au déplacement à $0,6\% h_s$. Ceci s'explique par le fait que la résistance en compression de la diagonale continue a atteint un maximum au flambement et commence à se dégrader par la suite. La poussée transversale induite sur la diagonale discontinue par la diagonale continue suit alors la même tendance. Le même comportement a été observé pour les spécimens avec des assemblages en cisaillement simple (spécimens nos. 8, 9 et 14).

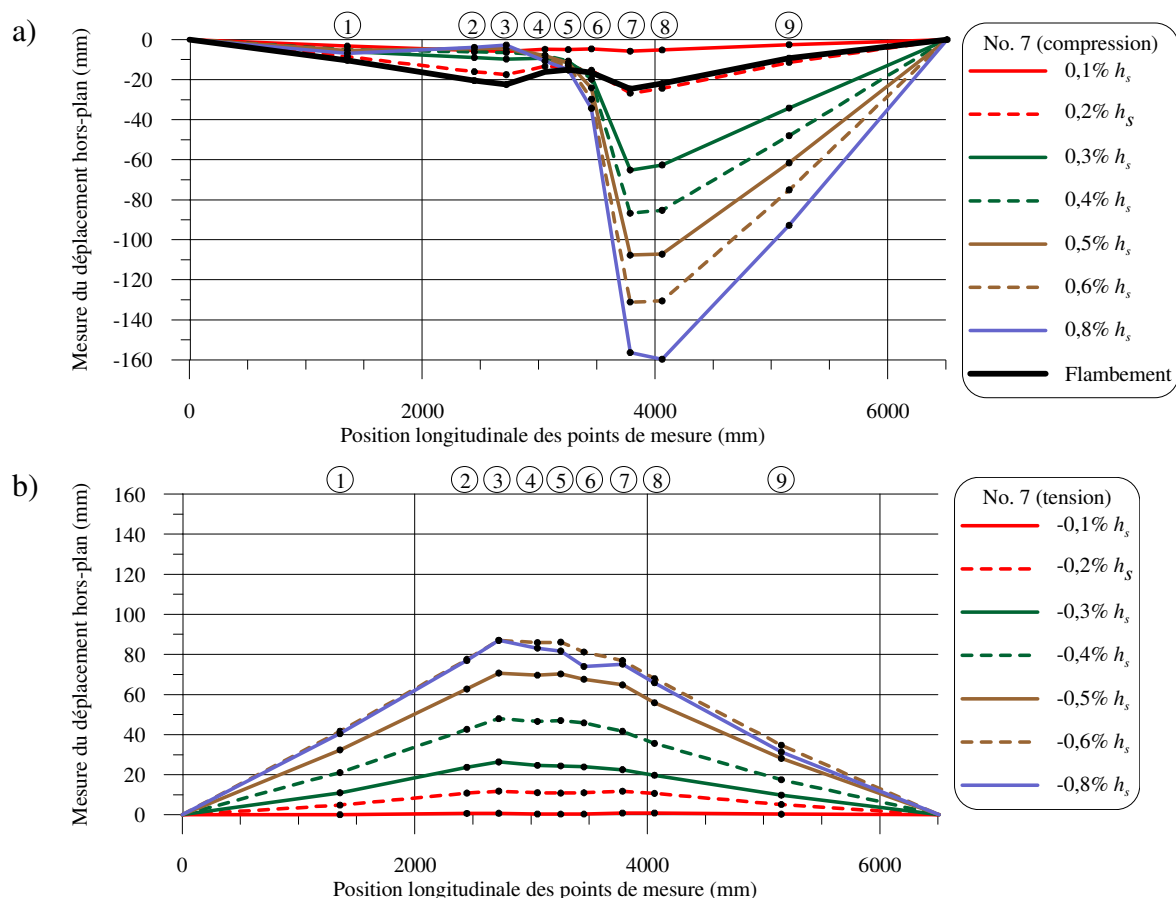


Figure 4-53: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 7 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.

Les déplacements hors-plan de la diagonale discontinue du spécimen no. 13 sont présentés à la Figure 4-54. Il s'agit d'un spécimen de type CCM avec assemblages en cisaillement double. Pour ce spécimen, on peut présenter uniquement les déplacements hors-plan pour des déplacements latéraux inférieurs à 0,4% h_s puisqu'une des cordes de mesure s'est rompue durant l'essai. Contrairement au spécimen no. 7, la déformé à l'amorce du flambement est antisymétrique de part et d'autre de la diagonale continue (mode M5), épousant une forme de S avec des déplacements hors-plan concentrés dans le segment du bas de la diagonale dans une direction et, mais dans une moindre mesure, dans la direction opposée dans le segment du haut (Figure 4-54a). Au début, la rotation s'est développée aux points de mesure nos. 3 et 4, soit dans les plaques de transfert et le gousset central, au bas de la diagonale continue, de même que dans la plaque de gousset d'extrémité. Par la suite, les déplacements se sont accentués lorsque le

déplacement latéral du cadre a été augmenté, la rotation se développant principalement au point no. 3, dans la plaque de transfert.

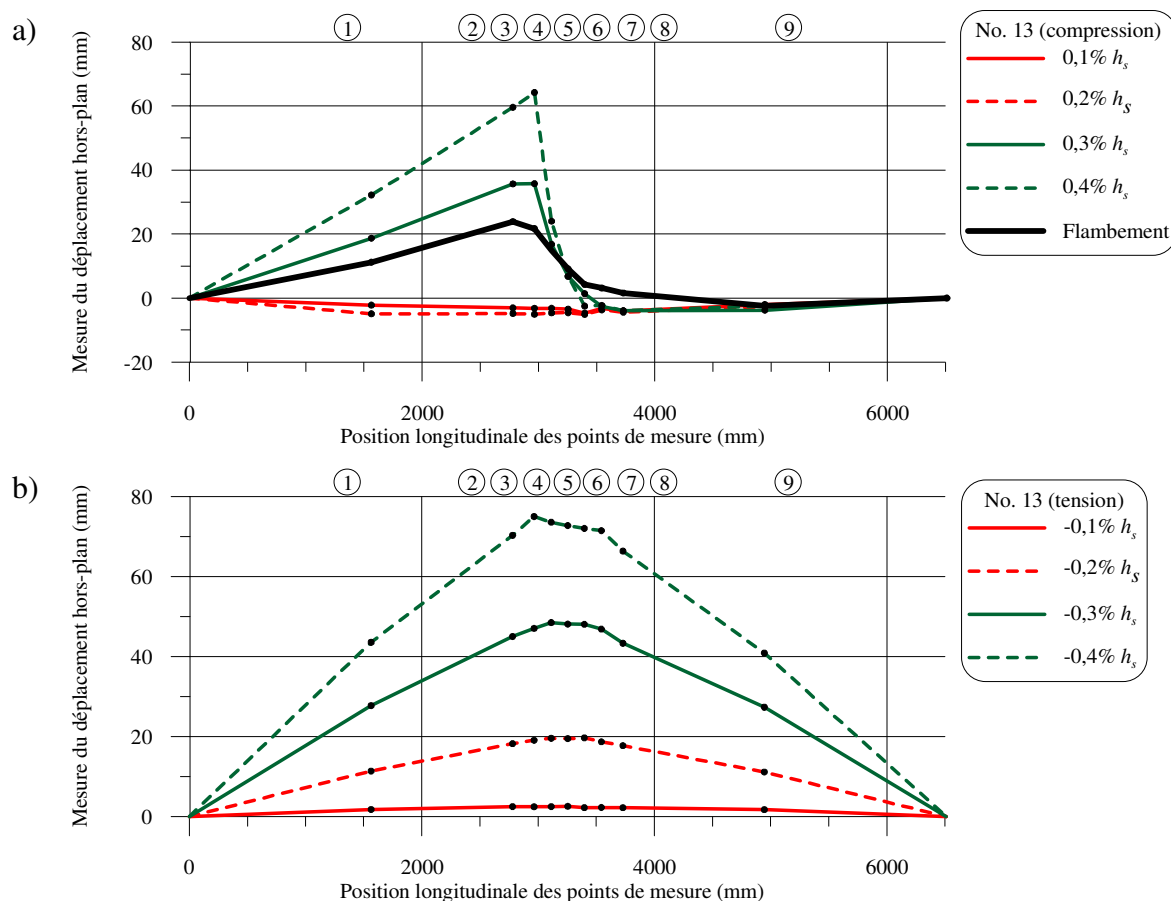


Figure 4-54: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 13 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.

Les déplacements hors-plan de la diagonale discontinue du spécimen no. 6 (type CCS, cisaillement double) sont présentés à la Figure 4-55. Comme dans le cas du spécimen précédent, le flambement s'est initié de façon antisymétrique (mode M5), les déplacements hors-plan étant cette fois-ci concentrés dans le segment supérieur de la diagonale. De façon similaire, les déplacements hors-plan se sont concentrés davantage au même endroit, soit à l'emplacement de la rotule plastique, sous l'augmentation du déplacement inter-étage. La déformée a alors pris la forme d'un mécanisme de trois rotules plastiques. Dans ce cas, les déplacements hors-plan dans la portion du bas de la diagonale discontinue ont été faibles. Lorsque la diagonale discontinue a été tendue, le flambement de la diagonale continue a imposé à la diagonale discontinue un déplacement hors-plan qui a graduellement augmenté jusqu'à un déplacement latéral de $0,8\% h_s$.

Au-delà de ce déplacement, la force de compression dans la diagonale continue a progressivement diminué, en même temps que la force de traction dans la diagonale discontinue augmentait graduellement (Figure 4-55b), et le déplacement hors-plan a été réduit.

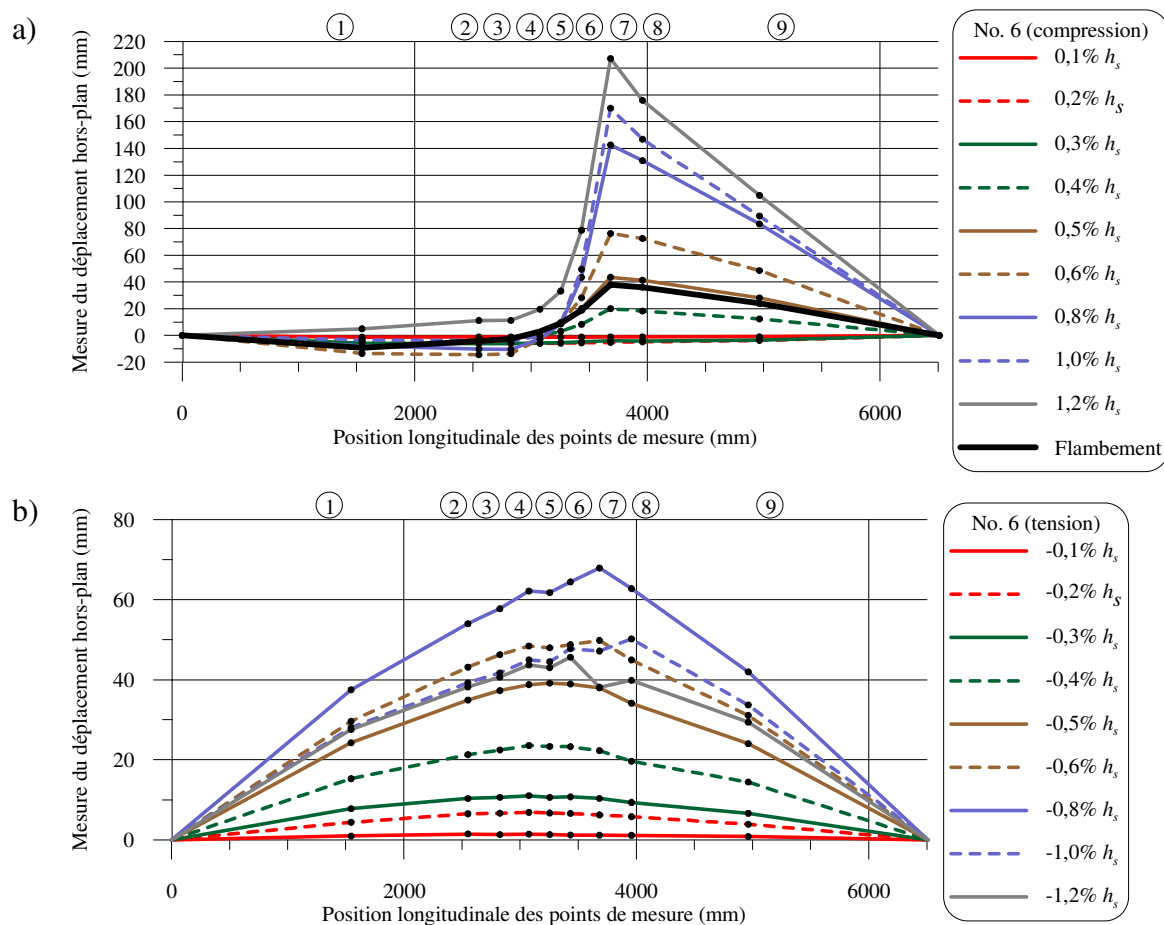


Figure 4-55: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 6 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.

Le comportement du spécimen no. 16, composé de cornières dos-à-dos, est présenté à la Figure 4-56. Dans ce cas, la déformée a pris la forme d'un flambement antisymétrique selon le mode M5. Comme montré, ce mode a persisté lorsqu'on augmentait l'amplitude des déplacements du cadre, ceci en raison de la faible rigidité en torsion des cornières dos-à-dos, ce qui permettait une augmentation de la rotation du gousset central et la progression du flambement dans les deux segments de la diagonale discontinue. Les déplacements hors-plan se sont concentrés à l'emplacement des rotules plastiques et ils ont augmenté graduellement sous l'augmentation du déplacement latéral. Lors du flambement de la diagonale, la diagonale continue avait subi un

déplacement latéral. Cependant, sous l'augmentation du déplacement latéral, la tension a augmentée dans la diagonale continue, ce qui a apporté un meilleur support latéral et repositionné la diagonale continue au centre du cadre.

En tension, la diagonale discontinue a subi également un déplacement hors-plan causé par le flambement de la diagonale continue. Dans ce cas, le déplacement hors-plan maximum s'est produit à un déplacement inter-étage de $0,4\% h_s$, ce qui coïncide avec le flambement de la diagonale continue (Tableau 4-2). Au-delà de ce déplacement latéral du cadre, les déplacements hors-plan de la diagonale ont été réduits à mesure que la tension augmentait dans la diagonale discontinue et que la résistance en compression de la diagonale continue diminuait.

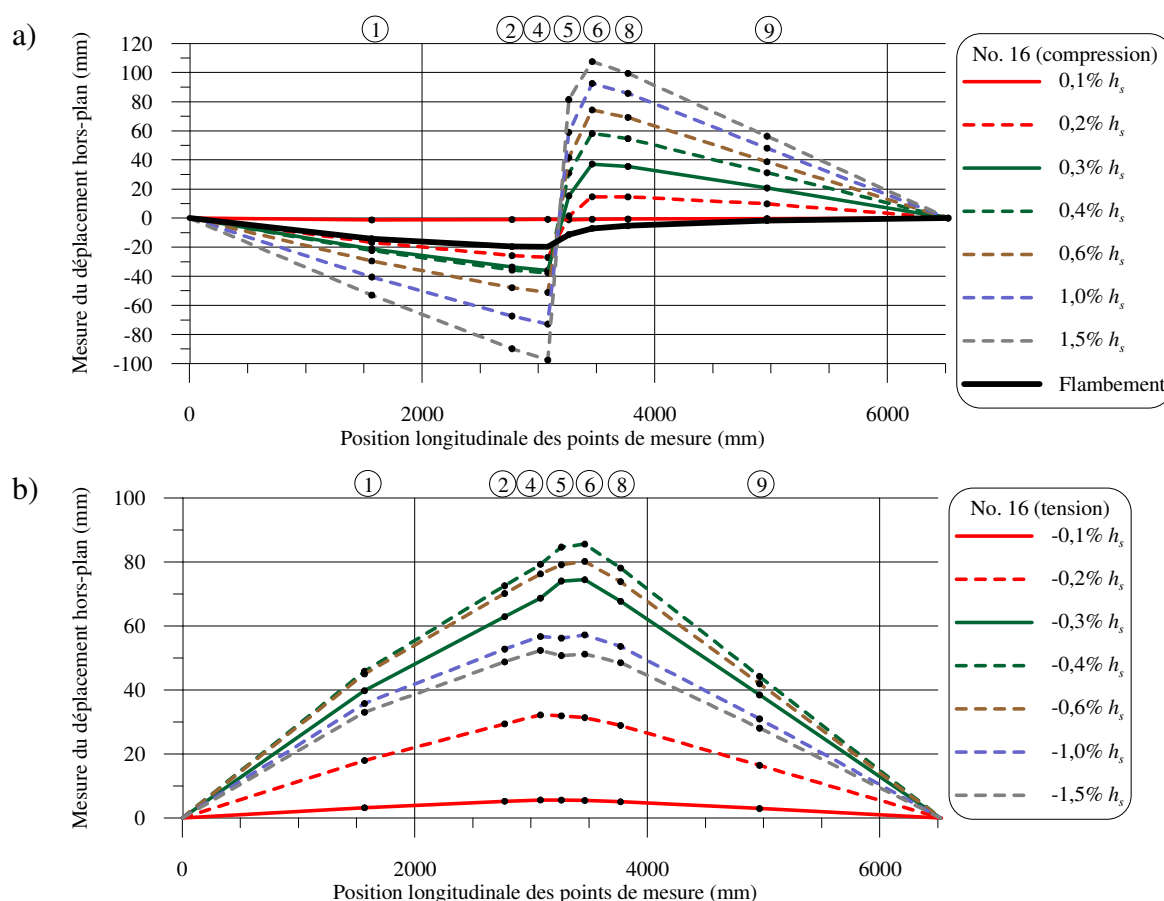


Figure 4-56: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 16 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.

Les déplacements hors-plan du spécimen no. 18 sont présentés à la Figure 4-57. Dans ce cas, les déplacements hors-plan se sont localisés dans la portion du bas de la diagonale discontinue, suivant la forme du flambement en flexion de la diagonale qui s'était amorcé à cet endroit (trait

noir épais). Sous l'augmentation du déplacement latéral, la portion du haut de la diagonale discontinue n'a subi aucun déplacement hors-plan. Dans ce cas, la diagonale continue n'a jamais subi de déplacement latéral lorsqu'elle était tendue. Lorsque la diagonale discontinue était tendue, la diagonale a subi un déplacement latéral causée par le flambement de la diagonale continue, ceux-ci étant similaires pour les déplacements allant de $0,4\% h_s$ à $1,0\% h_s$, soit après que la diagonale continue eut flambé (Tableau 4-2).

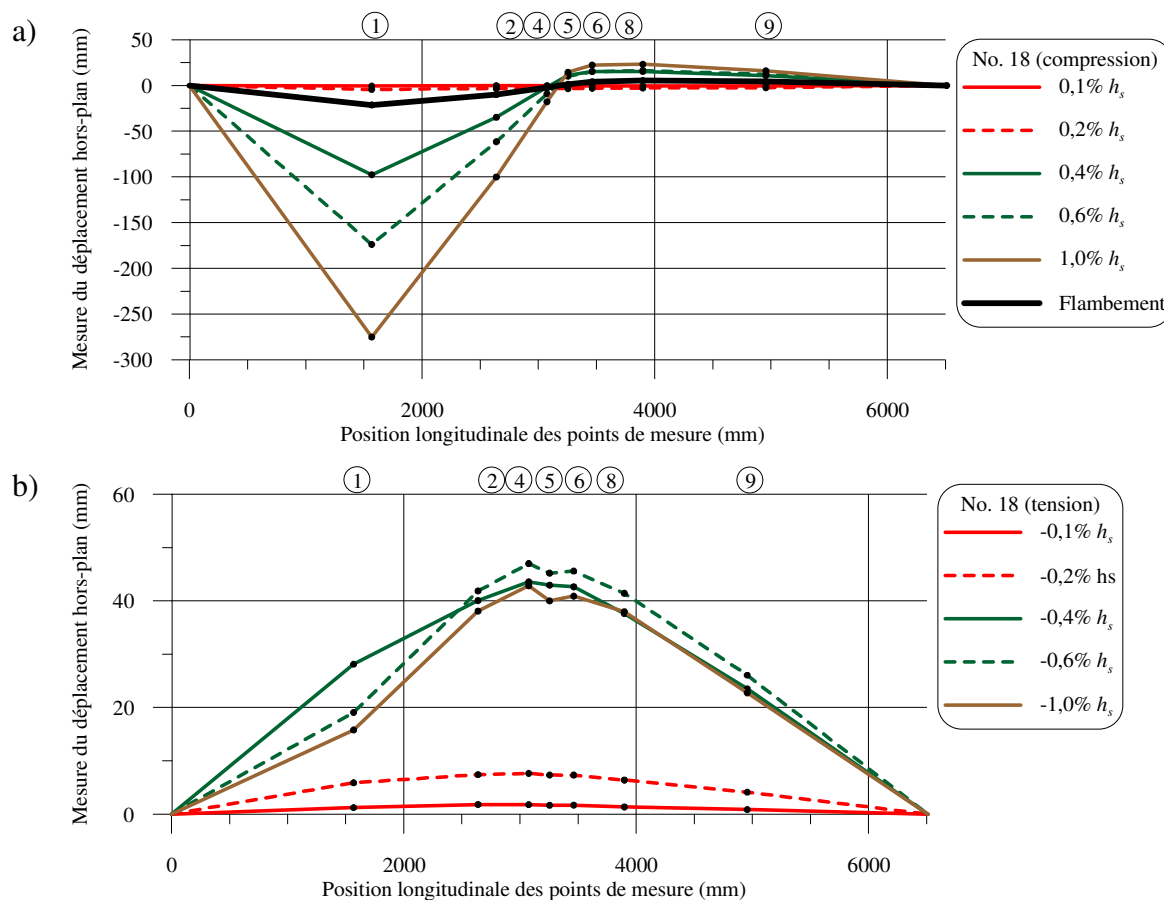


Figure 4-57: Déplacements hors-plan de la diagonale discontinue pour le spécimen no. 18 sous une sollicitation : a) en compression; b) en tension.

En résumé, lorsque la diagonale discontinue est comprimée, les déplacements hors-plan se concentrent à l'emplacement où l'instabilité s'était amorcée. Les déplacements sont croissants en conservant le même patron sous l'augmentation de la demande en déplacement latéral du cadre. En tension, la diagonale discontinue subit un déplacement latéral qui est causé par le flambement de la diagonale continue. Toutefois, en raison de l'augmentation de la tension dans la diagonale discontinue et la réduction de la résistance en compression de la diagonale continue en régime

post-flambement, le déplacement hors-plan plafonne et diminue éventuellement lorsque les déplacements latéraux du cadre sont augmentés.

4.10 Résumé des observations

Un total de 17 essais a été réalisé sur des contreventements à échelle réelle. Douze spécimens étaient faits de profilés tubulaires HSS127x127x8.0, trois spécimens étaient faits de profilés tubulaires HSS102x102x6.4 et trois spécimens étaient faits de cornières-dos-à-dos 2L127x76x9.5. Deux configurations d'assemblages ont été testées, soit les assemblages en cisaillement simple (4 spécimens) et les assemblages en cisaillement double (13 spécimens). Les essais étaient de types cycliques quasi-statiques, avec un protocole de déplacement horizontal d'amplitude croissante imposé au cadre par l'action de deux vérins hydrauliques d'une capacité en force horizontale totale de 2000 kN.

4.10.1 Stabilité des spécimens HSS avec assemblages en cisaillement simple

Pour tous les spécimens composés d'assemblages en cisaillement simple, les observations suivantes ont été faites :

- Le flambement de la diagonale discontinue s'est initié par la flexion de la plaque de transfert de l'assemblage central, dans la distance e_i , près de la fin du HSS. Un mécanisme de trois rotules plastiques s'est alors développé, incluant la première rotule située dans l'espacement e_i de la plaque de transfert et deux rotules localisées dans les distances e_{rp} des plaques de gousset central et de gousset d'extrémité.
- Le flambement de la diagonale continue s'est produit dans la demi-longueur de la diagonale, selon le mode de flambement attendu. La diagonale discontinue tendue a donc offert un support suffisant pour initier et maintenir ce mode de flambement. Ce mode de flambement a été favorisé par une rigidité anormalement élevée des assemblages d'extrémités, telle que requise pour le montage d'essais; un assemblage normal aurait pu donner lieu à un flambement par rotation dans les assemblages d'extrémité.
- L'augmentation de l'épaisseur des plaques de transfert et l'ajout d'un raidisseur ont amélioré la résistance au flambement de l'assemblage de la diagonale discontinue, mais n'ont pas modifié le mode de flambement.

4.10.2 Stabilité des spécimens HSS avec assemblages en cisaillement double

Pour les spécimens composés d'assemblages en cisaillement double, les observations suivantes ont été faites :

- Pour tous les spécimens sauf deux, le flambement de la diagonale discontinue s'est initié par la flexion des plaques de transfert dans l'espace e_i , près de la fin du HSS. Comme pour les assemblages en cisaillement simple, un mécanisme de trois rotules plastiques s'est alors développé. Dans tous les cas où ce flambement a été observé, il s'est initié à l'assemblage central, sauf dans le cas d'un spécimen avec des plaques de goussets relativement minces, où il a débuté dans un assemblage d'extrémité.
- Pour tous les spécimens sauf quatre, le flambement de la diagonale continue s'est initié par la flexion des plaques de transfert dans l'espace e_i , près de la fin du HSS. Un mode de flambement avec 3 rotules plastiques, deux dans un assemblage à une extrémité et une à l'autre extrémité, s'est ensuite formé. Pour deux autres spécimens, le flambement de la diagonale continue s'était initié par flexion de la membrure diagonale, sur une demi-longueur de la membrure, comme anticipé, mais il s'est transformé rapidement au mode de flambement impliquant la rotation dans les assemblages d'extrémité.
- Pour deux spécimens de contreventement de type MD, l'un construit avec des plaques d'assemblages plus épaisses et l'autre où les plaques de transfert ont été remplacées par des cornières soudées aux profilés HSS, l'instabilité par flexion dans les assemblages a été évitée et le flambement des deux diagonales s'est produit par flexion des diagonales sur une demi-longueur de la membrure. Ce comportement correspond au comportement exigé pour ce type de contreventement.
- L'absence de cales (1 spécimen) ou la présence de cales fixées par des points de soudure (2 spécimens) entre les plaques de transfert dans la fente réalisée dans le profilé HSS a mené à des déformations inélastiques importantes dans le profilé HSS et aux plaques de transfert. En particulier, d'importantes fissures sont apparues dans le profilé HSS, à la fin des plaques de transfert, en raison du décalage en cisaillement et des déformations non uniformes dans les plaques de transfert. Pour ces trois spécimens, le flambement des diagonales s'est fait par rotation dans les assemblages. Sous l'augmentation du déplacement inter-étage, une quatrième rotule plastique est éventuellement apparue dans

le profilé HSS, à la fin des plaques de transfert. Lorsqu'utilisés, les points de soudure entre les cales et les plaques de transfert ont cédé. Les soudures longitudinales liant les plaques de transfert au profilé HSS se sont également brisées dans plusieurs cas.

- L'utilisation de cales fixées par des soudures continues structurales a permis d'améliorer la rigidité flexionnelle du profilé HSS, réduisant par le fait même les déformations individuelles de flexion de chacune des demi-sections du profilé HSS. Dans ce cas, aucune ou très peu de fissuration a été observé à la fin des plaques de transfert dans le HSS. La quatrième rotule plastique ne s'est formée que de manière très limitée pour un seul spécimen, tandis qu'elle a été complètement éliminée pour les deux autres spécimens.

4.10.3 Stabilité des spécimens faits de cornières dos-à-dos

Pour les spécimens dont les diagonales étaient composées de cornières dos-à-dos, les observations suivantes ont été faites :

- Pour les deux spécimens de contreventement de type CC, le flambement des diagonales discontinues s'est initié par l'instabilité de la plaque de gousset central. Étant donné la faible rigidité torsionnelle de la diagonale continue, ce flambement a imposé une rotation en torsion à la diagonale continue, et la plaque de gousset central a pris la forme d'un « S ». Pour le contreventement de type MD, l'épaisseur de la plaque de gousset a été augmentée et, par conséquent, la rigidité flexionnelle de la plaque de gousset central. Le flambement de la diagonale discontinue s'est produit en flexion dans l'un des deux segments de la diagonale, comme prévu.
- Pour tous les spécimens, le flambement de la diagonale continue s'est produit par flexion de la diagonale sur la demi-longueur de la diagonale, comme prévu.
- Le voilement des ailes courtes (horizontales) est survenu rapidement après le flambement des cornières. Pour le spécimen de Type MD, ce voilement a conduit à la rupture des ailes.
- Une résistance insuffisante des soudures des cales a fait en sorte que le flambement individuel des cornières a été observé et que les deux cornières sont devenues en contact l'une contre l'autre.

4.10.4 Modes de flambement et évolution du déplacement hors-plan de la diagonale discontinue

- Au total, 7 différents modes de flambement ont été observés : 3 modes pour la diagonale continue (M1 à M3) et 4 modes pour la diagonale discontinue (M4 à M7).
- Pour la diagonale discontinue, lorsque le flambement se forme par rotation dans les plaques d'assemblages, le flambement est symétrique de part et d'autre de la diagonale continue pour les assemblages en cisaillement simple et antisymétrique pour les assemblages en cisaillement double. Par la suite, les déplacements hors-plan se concentrent dans un seul des deux segments de la diagonale, à l'emplacement où l'instabilité s'est amorcée. Lorsque l'on augmente le déplacement latéral du cadre, les déplacements à cet endroit augmentent graduellement en suivant le même patron.
- Lorsque la diagonale discontinue est tendue, celle-ci subit un déplacement latéral qui est causé par la diagonale continue qui cherche à flamber sur toute sa longueur. Ce déplacement latéral en tension augmente graduellement jusqu'au flambement de la diagonale continue. Une fois que le flambement de la diagonale continue s'est produit, le déplacement hors-plan plafonne et diminue éventuellement lorsque les déplacements latéraux du cadre sont augmentés.

4.10.5 Ruptures des spécimens

À l'exception du spécimen de contreventement de type MD avec cornières dos-à-dos pour lequel la rupture s'est produite dans les cornières, la rupture des spécimens s'est produite en tension dans les assemblages. Les observations suivantes ont été faites :

- Sauf pour un spécimen, la rupture dans les assemblages s'est produite lorsque la diagonale était soumise à un effort de traction. Pour le spécimen où la rupture s'est produite en compression, la rupture est survenue à la fin d'un cycle de compression, dans une rotule plastique lorsque la rotation était maximum à cet endroit. Dans ce cas, on présume que la rupture s'était amorcée à cet endroit dans le demi-cycle précédent en tension.
- Sauf pour les deux spécimens avec fusibles pour lesquels la rupture s'est produite dans les fusibles, comme prévu, le mode de rupture qui a été observé ne correspondait pas au

mode de rupture anticipé lors de la conception. Le mode de rupture a été affecté par les propriétés mécaniques réelles des matériaux et, dans le cas des spécimens où le flambement s'est produit par rotation dans les assemblages, par l'endommagement progressif causé par les rotations inélastiques cycliques qui se sont développées dans les assemblages (fatigue en régime inélastique).

- Plusieurs ruptures non prévues se sont produites dans les plaques de transfert, dans l'espace e_i , à l'emplacement de la rotule plastique. Cette rupture est attribuable au phénomène de fatigue en régime inélastique induit par le chargement cyclique, aux concentrations de contraintes dues au décalage en cisaillement et aux déformations en tension non uniformes qui ont affecté les plaques.
- Plusieurs ruptures non prévues se sont produites dans les plaques de gousset central, sur l'aire brute, dans l'espace e_{rp} , à l'emplacement de la rotule plastique. Ces ruptures ont aussi été influencées par le phénomène de fatigue en régime inélastique induit par le chargement cyclique.
- Deux autres ruptures non prévues se sont produites dans le profilé HSS, à la fin des plaques de transfert, et ce, même si un renforcement local avait été effectué. Ces ruptures ont été favorisées par les rotations plastiques et les concentrations de contraintes dues au décalage en cisaillement qui se sont formées dans le profilé HSS
- Deux ruptures non prévues se sont produites dans la diagonale continue faite d'un profilé HSS, sur l'aire nette de section réduite créée par les fentes réalisées pour insérer la plaque de gousset central. À cet endroit, la longueur des fentes excède la largeur de la plaque de gousset central, et la présence de cette dernière ne permet pas de reprendre l'effort axial dans la diagonale continue.

4.10.6 Autres observations

Voilement local:

- Lorsque le flambement se produit par flexion dans les assemblages, la capacité post-flambement de l'assemblage décroît abruptement puis se stabilise à un niveau relativement faible.

- Lorsque le flambement se produit en flexion dans la membrure diagonale, la capacité post-flambement décroît graduellement et la membrure conserve une certaine résistance en compression.
- Le voilement des parois des HSS et des ailes des cornières dos-à-dos a été observé pour les spécimens dont le flambement s'est produit par flexion dans la membrure diagonale.

Au niveau du dimensionnement des assemblages, les observations suivantes ont été réalisées :

- Sauf pour deux spécimens, lorsque le flambement de la diagonale s'est formé par rotation dans les assemblages, les assemblages n'ont pas été en mesure d'atteindre l'effort de dimensionnement en compression C_{fc} (voir Figure 4-1).
- Sauf dans trois cas où le flambement de la diagonale discontinue s'est produit en flexion dans la diagonale, la résistance en compression de la diagonale discontinue a été inférieure à celle de la diagonale continue.
- En tension, tous les assemblages ont résisté à leur effort de conception T_{fc} , à l'exception du spécimen no. 3 pour lequel la rupture s'est produite à une résistance plus faible en raison de la présence de fusibles.

L'ovalisation des trous de boulons dans les plaques d'assemblage est un comportement ductile permettant d'accommoder des déformations inélastiques tout en limitant les efforts dans les membrures et composantes d'assemblages.

CHAPITRE 5 ANALYSE DES RÉSULTATS

Dans ce chapitre, on identifie et on discute d'abord des paramètres affectant la stabilité des assemblages pour les contreventements en X. On fait ensuite une analyse des ruptures. Le comportement global des contreventements est ensuite abordé, en insistant plus particulièrement sur l'influence de l'instabilité des assemblages sur la réponse de la structure. Finalement, le résumé de ce chapitre est présenté, de même que des propositions de dimensionnement.

5.1 Paramètres affectant la stabilité des assemblages dans des contreventements concentriques en X

Les essais expérimentaux ont mis en évidence que la stabilité des assemblages utilisés dans des contreventements concentriques en X dépendait de certaines caractéristiques des assemblages et des diagonales. Cette section traite donc de l'influence de la configuration des assemblages, de l'influence des dimensions géométriques de l'assemblage et de la flexion des diagonales.

5.1.1 Influence de la configuration des assemblages

Deux configurations d'assemblages ont été testées, soit les assemblages en cisaillement simple et les assemblages en cisaillement double. Les observations expérimentales ont démontré que la configuration des assemblages affectait notamment le mode de flambement. Pour des assemblages en cisaillement simple, le flambement de la diagonale discontinue se développe dans un mode symétrique. En réalité, en raison des diverses imperfections, une instabilité plus importante se développera sur un seul segment. Le mécanisme de trois rotules plastiques se développera éventuellement sur ce segment de la diagonale. Pour les assemblages en cisaillement double, le mécanisme de flambement est antisymétrique, avec une déformée hors-plan se développant dans des directions opposées, de part et d'autre de la diagonale continue. Par contre, pour les mêmes raisons (imperfections, etc.), le flambement et la dissipation de l'énergie en compression se développera au travers d'un mécanisme de trois rotules plastiques se formant dans un des deux segments de la diagonale. Cette différence dans le mode de flambement dépend essentiellement du fait qu'il y a une excentricité dans les assemblages en cisaillement simple et aucune excentricité dans les assemblages en cisaillement double. La Figure 5-1 compare le comportement hystérétique des diagonales de spécimens similaires dont la principale différence

est le type d'assemblage: les spécimens nos. 7 et 14 ont des assemblages en cisaillement simple alors que les spécimens nos. 5 et 13 ont des assemblages en cisaillement double.

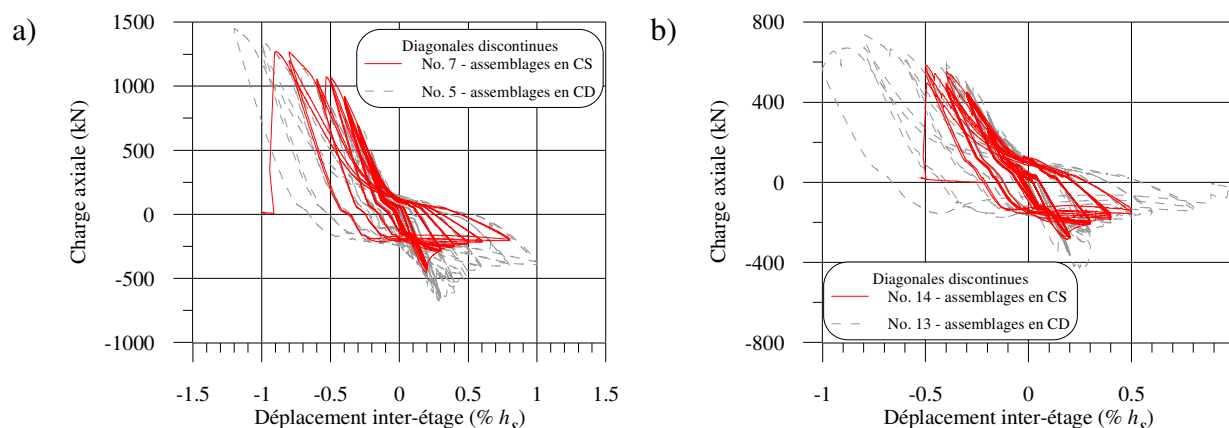


Figure 5-1: Comparaison du comportement hystérétique des diagonales discontinues de spécimens avec assemblages en cisaillement simple et assemblages en cisaillement double.

Les dimensions des assemblages étaient similaires pour les spécimens nos. 5 et 7: les épaisseurs des plaques de gousset (t_g) étaient égales à 15,785 mm pour les deux spécimens alors que les largeurs de ces plaques étaient de 260 mm et de 280 mm pour les spécimens nos. 5 et 7 respectivement. Par contre, la longueur de l'assemblage du spécimen no. 5 était inférieure à la longueur de l'assemblage du spécimen no. 7 ($L_c = 307$ mm vs 389 mm, voir Tableau 3-1). Le spécimen no. 5 a développé une résistance en compression supérieure à celle du spécimen no. 7 ($C_{ue} = 677$ kN vs 453 kN). Le rapport entre le premier et le second est 1,49. La longueur réduite de l'assemblage du spécimen no. 5 a probablement contribué au gain de résistance en compression (voir section 5.1.2.2). La résistance en compression dans le domaine post-flambement a également été fortement supérieure, presque le double, pour le spécimen avec la configuration en cisaillement double.

La Figure 5-1b présente la comparaison entre les spécimens nos. 13 et 14. Dans ce cas, la conception des assemblages était pratiquement identique, à l'exception que le spécimen no. 13 était en cisaillement double tandis que le spécimen no. 14 était en cisaillement simple. La longueur de l'assemblage du spécimen no. 13 était légèrement plus courte que celle du spécimen no. 14 ($L_c = 203$ mm vs 231 mm, voir Tableau 3-1). Pareillement, la charge de flambement a été supérieure pour le spécimen no. 13, comparativement à celle du spécimen no. 14: $C_{ue} = 433$ kN vs

284 kN, soit un rapport de 1,52. Dans ce cas, la résistance post-flambement des deux spécimens a été similaire. Contrairement au spécimen no. 5, qui avait des cales soudées structuralement aux plaques de transfert, le spécimen no. 13 avait été construit sans cales entre les plaques de transfert, ce qui a conduit à un endommagement sévère et à une dégradation rapide de sa résistance post-flambement en compression. L'effet des cales sur le comportement des assemblages en cisaillement double sera discuté plus bas.

Les spécimens nos. 5 et 7 représentaient des contreventements de type CCS alors que les spécimens nos. 13 et 14 représentaient des spécimens de type CCM. On peut donc utiliser ces deux paires de spécimens pour déterminer si la configuration de l'assemblage peut affecter leur résistance à la traction. Comme le montre la Figure 5-1, la résistance en tension à un niveau de déplacement inter-étage donné a été comparable dans les deux cas. On peut donc conclure que la configuration de l'assemblage ne semble pas influencer la résistance de l'assemblage en tension.

On a également remarqué que les déformations inélastiques étaient plus importantes dans les composantes des assemblages en cisaillement simple. À cet égard, la Figure 5-2 illustre trois comparaisons des déplacements hors-plan à l'emplacement de l'instabilité dans l'assemblage en fonction du temps pour des assemblages en cisaillement simple et pour des assemblages en cisaillement double. La troisième paire de spécimens comprend les spécimens nos. 6 et 8 qui représentent tous les deux des contreventements de type CCS. On constate que l'intervalle des déplacements hors-plan est beaucoup plus important pour les assemblages en cisaillement simple comparativement aux assemblages en cisaillement double. Dans le cas des assemblages en cisaillement simple, la déformée passe d'un maximum dans une direction lorsque la diagonale est comprimée à un maximum dans la direction opposée lorsque la diagonale est tendue (voir aussi la Figure 4-53). Cette alternance est due à l'excentricité présente dans les assemblages. Pour les assemblages en cisaillement double, la déformée demeure du même côté durant tout un cycle de chargement. En fait, la position ne revient pas à zéro lorsque l'effort passe par zéro, mais demeure plutôt près du maximum atteint en tension ou en compression (voir aussi la Figure 4-54). L'amplitude des rotations imposées aux plaques est donc beaucoup plus faible que dans un assemblage en cisaillement simple. Par conséquent, les assemblages en cisaillement simple subissent plus de déformations inélastiques cycliques, ce qui peut mener à une rupture plus rapide de l'assemblage dû au phénomène de fatigue en régime inélastique.

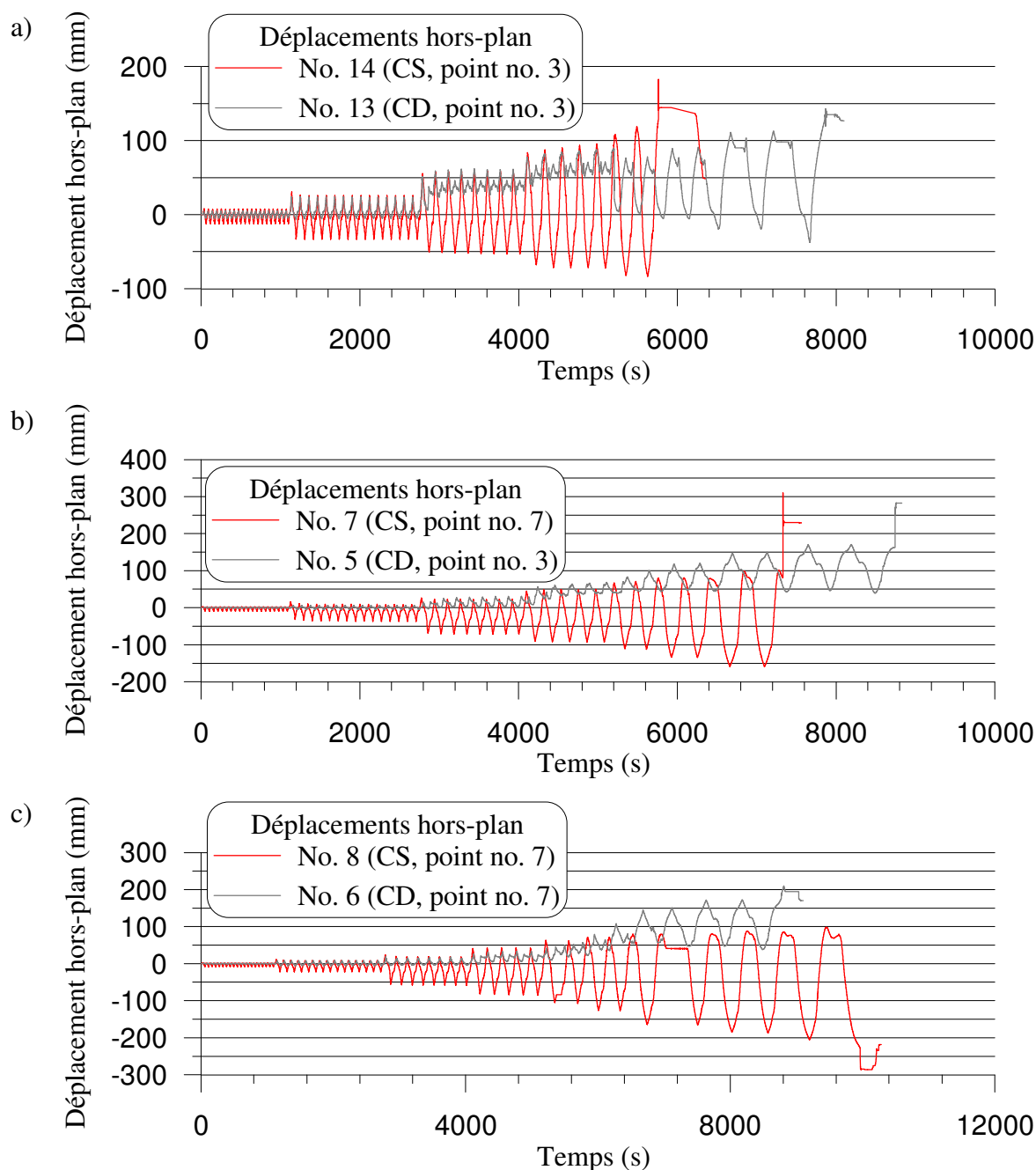


Figure 5-2: Comparaison des déplacements hors-plan en fonction du temps à l'emplacement de l'instabilité pour des assemblages en cisaillement simple (CS) et des assemblages en cisaillement double (CD).

Pour les contreventements avec assemblages en cisaillement double, la formation d'une rotule plastique supplémentaire dans le profilé HSS a également été observée, surtout pour les spécimens avec des cales fixées non structuralement. Quoique cette rotation ait créé de

l'endommagement dans le profilé HSS à proximité de l'assemblage, elle a probablement soulagé les rotations inélastiques dans les plaques de transfert. Pour les assemblages en cisaillement simple, les déformations inélastiques sont principalement concentrées à l'emplacement de la rotule plastique où s'est initiée l'instabilité.

Bien que les assemblages en cisaillement simple aient été moins performants que les assemblages en cisaillement double conçus pour les mêmes efforts, ils possédaient néanmoins une certaine capacité de dissiper l'énergie sismique par rotation plastique. Il faut toutefois tenir compte que cette capacité sera fortement utilisée en raison des rotations importantes causées par l'excentricité qui les caractérise et que la ductilité nette pourrait être réduite comparativement à celle des assemblages en cisaillement double, comme cela a été le cas ici. Les comparaisons démontrent qu'il est nécessaire de considérer cette excentricité lors de la conception de ces assemblages. Il pourrait également être nécessaire de mettre en place certaines règles pour assurer un minimum de ductilité pour les assemblages en cisaillement simple.

5.1.2 Influence des dimensions géométriques de l'assemblage

Les propriétés géométriques des assemblages ont été variées afin d'évaluer leur influence sur la stabilité des assemblages. Les dimensions géométriques dépendent du type de contreventement (MD, CCS et CCM) et des conditions pratiques. Les forces de dimensionnement des assemblages étaient différentes selon le type de contreventement. De plus, les dimensions des assemblages dépendaient fortement de conditions pratiques liées à la fabrication de l'assemblage en usine, à l'installation en chantier et à l'uniformisation des assemblages pour un même projet. Cet aspect a pour impact que le choix des dimensions des assemblages n'est pas nécessairement déterminé par des critères de résistance, mais pour des considérations autres. Les principaux paramètres géométriques qui ont été étudiés sont la rigidité flexionnelle, la longueur de l'assemblage, les conditions de support de la plaque de transfert et, finalement, certains autres paramètres.

5.1.2.1 Influence de la rigidité flexionnelle et du module de section plastique de l'assemblage

Les essais ont démontré que la plupart des assemblages flambaient par la plastification en flexion des plaques de transfert. Par conséquent, ce flambement implique la rigidité et la résistance

flexionnelles des plaques d'assemblage. De plus, le comportement post-flambement est principalement lié au module de section plastique.

Les paramètres qui influencent la rigidité flexionnelle des assemblages sont l'épaisseur des plaques, la largeur des plaques et, lorsque les assemblages sont en cisaillement double, le bras de levier entre le centre de gravité des plaques de transfert par rapport au centre de gravité de l'assemblage. L'ajout d'un raidisseur augmente également la rigidité flexionnelle de l'assemblage. Les inerties flexionnelles et les modules de section plastique des assemblages sont présentées au Tableau 5-1. Dans ce tableau, I_{yg} et Z_{yg} sont l'inertie en y et le module de section plastique en y de la plaque de gousset, I_{ys} et Z_{ys} sont l'inertie en y et le module de section plastique en y des plaques de transfert tandis que I_{cys} et Z_{cys} sont l'inertie composite en y et le module de section plastique composite des deux plaques de transfert, lorsque l'assemblage est en cisaillement double. Cette dernière propriété est calculée en supposant une action composite complète entre les deux plaques.

Tableau 5-1: Moment d'inertie et module de section plastique des plaques d'assemblages.

No.	b_g	t_g	I_{yg} ($\times 10^6$) (mm^4)	Z_{yg} ($\times 10^3$) (mm^3)	b_s	t_s	I_{ys} ($\times 10^6$) (mm^4)	I_{cys} ($\times 10^6$) (mm^4)	Z_{ys} ($\times 10^3$) (mm^3)	Z_{cys} ($\times 10^3$) (mm^3)
1	304,8	19,05	0,176	27,7	304,8	9,525	0,022	1,23	13,8	83,0
2	304,8	19,05	0,176	27,7	304,8	9,525	0,022	1,23	13,8	83,0
3	240	25,4	0,328	38,7	240	12,7	0,041	2,29	19,4	116,1
4	304,8	19,05	0,176	27,7	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
5	260	15,875	0,087	16,4	260	7,9375	0,011	0,61	8,2	49,1
6	220	19,05	0,127	20,0	220	9,525	0,016	0,89	10,0	59,9
7	280	15,875	0,093	17,6	280	15,875	0,093	N/A	35,3	N/A
8	203,2	25,4	0,277	32,8	203,2	25,4	0,277	N/A	65,5	N/A
9	280	15,875	0,093	17,6	280	15,875	0,093	N/A	35,3	N/A
10	180	15,875	0,060	11,3	180	7,9375	0,008	0,42	5,7	34,0
11	320	9,525	0,023	7,3	240	7,9375	0,010	0,31	7,6	33,3
12	240	15,875	0,080	15,1	240	7,9375	0,010	0,56	7,6	45,4
13	152,4	15,875	0,051	9,6	152,4	7,9375	0,006	0,36	4,8	28,8
14	152,4	15,875	0,051	9,6	152,4	15,875	0,051	N/A	19,2	N/A
15	304,8	19,05	0,176	27,7	304,8	9,525	0,022	1,23	13,8	83,0
16	304,8	7,9375	0,013	4,8	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
17	254	9,525	0,018	5,8	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
18	304,8	15,875	0,102	19,2	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A

La Figure 5-3 illustre l'influence de l'augmentation de la rigidité flexionnelle pour des assemblages en cisaillement simple et en cisaillement double.

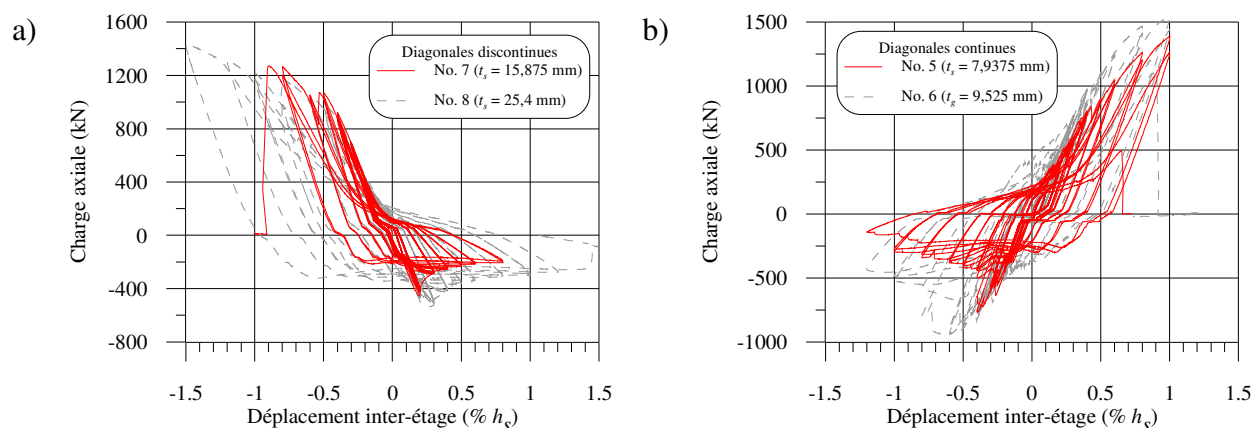


Figure 5-3: Influence de la rigidité flexionnelle pour des assemblages dont la configuration est en: a) cisaillement simple; b) cisaillement double.

La Figure 5-3a présente la comparaison entre les hystérésis des diagonales discontinues des spécimens nos. 7 et 8 (type CCS). Les épaisseurs des plaques des assemblages du spécimen no. 8 étaient supérieures à celles du spécimen no. 7 ($t_s = 25,4$ mm vs 15,875 mm). Les largeurs des plaques étaient toutefois inférieures pour le spécimen no. 8 comparativement à celles du spécimen no. 7 ($b_s = 203$ mm vs 280 mm). Le spécimen no. 8 a développé une résistance en compression supérieure de 18% à la résistance en compression du spécimen no. 7 (535 kN vs 453 kN). Les rapports entre les moments d'inertie et les modules de section plastique de l'assemblage du spécimen no. 8 par rapport au spécimen no. 7 étaient de 300% et 186%, respectivement. Bien que dans ce cas les propriétés flexionnelles soient beaucoup plus élevées pour le spécimen no. 8, le gain de résistance en compression n'est pas tellement élevé. Pour les assemblages en cisaillement simple, l'augmentation de l'épaisseur conduit également à l'augmentation de l'excentricité de l'assemblage. Cet impact réduit par le fait même la résistance en compression de l'assemblage. Pour cette configuration, il s'agit donc de trouver un compromis entre l'épaisseur, la largeur et l'excentricité pour permettre d'obtenir des résistances en compression maximales.

La Figure 5-3b présente une comparaison entre les diagonales continues de deux spécimens en cisaillement double, soit les spécimens nos. 5 et 6. Les deux spécimens étaient pratiquement identiques, à l'exception de la rigidité flexionnelle qui était supérieure pour le spécimen no. 6. Pour le spécimen no. 5, $t_s = 7,9375$ mm et $b_s = 260$ mm tandis que pour le spécimen no. 6, $t_s =$

9,525 mm et $b_s = 220$ mm. Dans les deux cas, les cales étaient attachées par des soudures structurales. Dans ce cas, les charges de flambement ont été de 769 kN et de 948 kN, pour les spécimens nos 5 et 6 respectivement. La résistance en compression du spécimen no. 6 a donc été augmentée de 23% par rapport à la résistance en compression du spécimen no. 5. Dans ce cas, le moment d'inertie du spécimen no. 6 est de 46% supérieure à celle du spécimen no. 5 ($I_{yc} = 0,887 \times 10^6 \text{ mm}^4$ vs $0,607 \times 10^6 \text{ mm}^4$) et le rapport des modules de section plastique est 1.22. Dans ce cas, le gain en résistance est plus près des rapports des propriétés flexionnelles. Les écarts de résistances peuvent également être expliqués par d'autres paramètres, tels que les limites élastiques des plaques, les efforts initiaux introduits dans les diagonales lors de l'installation et le glissement entre les plaques.

Il convient également de souligner que l'amélioration du module de section plastique a contribué au développement d'une meilleure résistance post-flambement. En effet, les spécimens nos. 8 et 6 ont atteint des résistances supérieures en compression comparativement aux spécimens nos. 7 et 5.

L'ajout d'un raidisseur à un assemblage en cisaillement simple peut s'avérer une méthode efficace pour améliorer la rigidité flexionnelle de l'assemblage. Cette option a été étudiée pour le spécimen no. 9. Ce spécimen était identique au spécimen no. 7, à l'exception qu'un raidisseur avait été ajouté. Dans ce cas, l'inertie du spécimen no. 9 avait été augmentée par un facteur de 11,1, comparativement à l'inertie du spécimen no. 7. La Figure 5-4 illustre la comparaison des hystérésis de la diagonale discontinue et du cisaillement inter-étage pour ces deux spécimens. Les résultats ont démontré que la résistance en compression était supérieure lorsque l'assemblage était raidi (829 kN vs 453 kN). La résistance en compression a donc été augmentée de 83% pour l'assemblage raidi. L'instabilité de l'assemblage s'est également développée à un déplacement inter-étage plus important (0,34% h_s vs 0,19% h_s). Compte tenu de la configuration de l'assemblage, le raidisseur doit être placé sur le côté de la plaque de transfert qui est tendue. La déchirure du raidisseur s'est alors produite et le comportement en compression est devenu éventuellement similaire à celui du spécimen no. 7. L'ajout d'un raidisseur a également permis d'atteindre un déplacement plus élevé avant que la rupture se produise. Le cisaillement inter-étage a également été supérieur pour le spécimen no. 9, la différence provenant essentiellement de l'amélioration de la résistance de la diagonale discontinue. Pour ces deux spécimens, le comportement des diagonales continues a été identique.

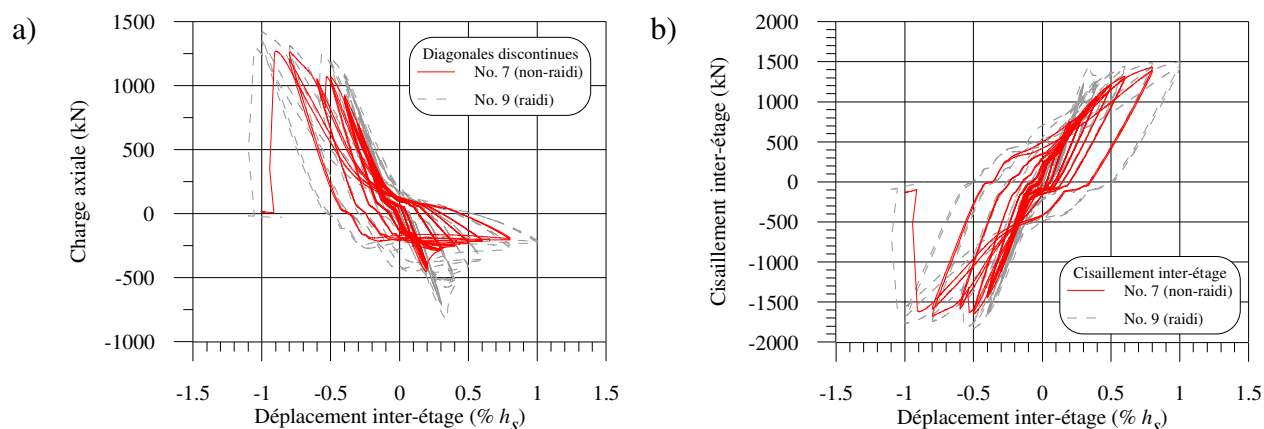


Figure 5-4: Influence de l'ajout d'un raidisseur sur : a) l'hystérésis de la diagonale discontinue; b) le cisaillement inter-étage.

En somme, le comportement en compression de l'assemblage est amélioré par l'augmentation de la rigidité flexionnelle de l'assemblage. Pour les assemblages en cisaillement simple, l'augmentation de l'épaisseur améliore la résistance en compression de l'assemblage, mais contribue également à l'augmentation de l'excentricité. L'ajout de raidisseur pourrait s'avérer une méthode efficace pour améliorer la capacité des assemblages et elle pourrait s'appliquer aux deux configurations d'assemblages. Par contre, il serait nécessaire d'étudier davantage le comportement d'un assemblage raidi, notamment au niveau de la longueur de développement requise et à la possibilité de voilement lorsque le raidisseur est placé sur la face comprimée, pour un assemblage en cisaillement double.

5.1.2.2 Influence de la longueur de l'assemblage

L'influence de la longueur de l'assemblage sur la résistance en compression a été étudiée. Cette section traite alors de la longueur totale de l'assemblage (L_c), des espacements laissés pour permettre une rotation ductile dans les assemblages et finalement de l'influence de la zone trapézoïdale.

5.1.2.2.1 Longueur de l'assemblage (L_c)

Afin de se coordonner avec la méthode de dimensionnement proposée par l'AISC et par Davaran et *al.* (2013), la longueur de l'assemblage (L_c) est définie comme étant la somme des distances e_i , L_s et e_{rp} . Ces distances sont présentées au Tableau 3-1 et la Figure 5-5 compare les hystérésis de divers spécimens afin d'évaluer l'influence de la longueur de l'assemblage.

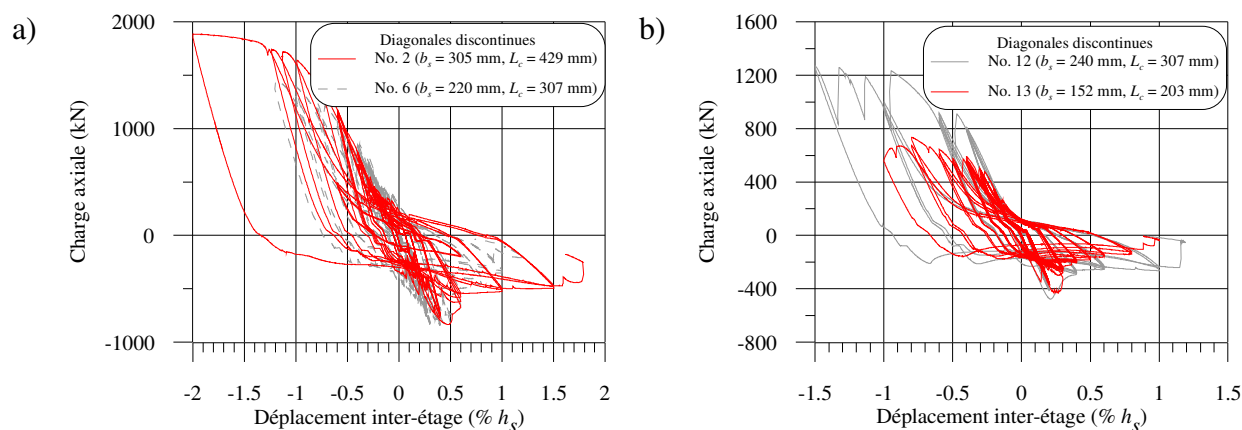


Figure 5-5: Influence de la longueur de l'assemblage pour la diagonale discontinue.

Les spécimens nos. 2 et 6 sont comparés à la Figure 5-5a. Dans les deux cas, les épaisseurs des assemblages étaient identiques et les cales étaient soudées structuralement. La largeur des plaques était de 304,8 mm pour le spécimen no. 2, tandis qu'elle était de 220 mm pour le spécimen no. 6. Le spécimen no. 2 disposait donc d'une rigidité flexionnelle supérieure au spécimen no. 6. On s'attendait alors à ce que le spécimen no. 2 développe une résistance en compression supérieure à celle du spécimen no. 6. Toutefois, les deux spécimens ont développé des résistances en compression similaires, soit 834 kN et de 847 kN pour les spécimens nos. 2 et 6 respectivement. Le déplacement inter-étage auquel le phénomène s'est produit est également identique. On s'explique ces similitudes par le fait que la longueur de l'assemblage du spécimen no. 2 est plus importante que celle du spécimen no. 6 ($L_c = 429$ mm vs 307 mm). En particulier, la distance e_{rp} était égale à $4t_g$ pour le spécimen no. 2, comparativement à $2t_g$ pour le spécimen no. 6. Ces différences ont probablement eu un effet contraire à celui des différences de largeur des plaques sur la résistance à la compression.

Une seconde comparaison est réalisée entre les spécimens no. 12 et no. 13 sur la Figure 5-5b. Dans ce cas, l'épaisseur des plaques était la même. Cependant, les assemblages du spécimen no. 12 ont été conçus par capacité (type MD) tandis que ceux du spécimen no. 13 ont été conçus pour

un effort C_f (type CCM), ce qui a conduit à des largeurs différentes des plaques: 240 mm et 152,4 mm pour les spécimens nos. 12 et 13 respectivement. Le niveau de soudure des cales peut aussi être comparé pour ces deux spécimens: soudures par points pour le spécimen no. 12 et absence de soudures pour le spécimen no. 13. Donc, la rigidité et la résistance flexionnelles de l'assemblage du spécimen no. 12 était plus importante (157%) et on s'attendait à une résistance en compression plus élevée pour ce spécimen que celle offerte par le spécimen no. 13. Dans ce cas, les résistances au flambement ont été de 477 kN et de 433 kN pour les spécimens nos. 12 et 13 respectivement. Le spécimen no. 12 a donc développé une résistance supérieure de 10%, comparée à une augmentation de 57% de la rigidité flexionnelle des plaques de transfert. À nouveau, la longueur de l'assemblage est plus importante pour le spécimen no. 12 par rapport à celle du spécimen no. 13 ($L_c = 307$ mm vs 203 mm). Cette plus grande longueur pour le spécimen no. 12 peut avoir contré en partie l'effet de la rigidité et de la résistance en flexion plus élevées de ses assemblages.

5.1.2.2.2 *Espacements laissés pour permettre la rotation ductile*

Deux spécimens avaient été dimensionnés spécifiquement pour évaluer l'influence de la distance laissée pour assurer la formation de la rotule plastique (distance e_{rp}). Toutefois, les résultats obtenus ne semblent pas être cohérents. En effet, les assemblages des spécimens nos. 1 et 2 avaient été dimensionnés de manière identique, à l'exception que la distance e_{rp} était égale à $2t_g$ pour le spécimen no. 1 et qu'elle avait été augmentée à $4t_g$ pour le spécimen no. 2. La comparaison des hystérésis est présentée à la Figure 5-6. Selon les résultats obtenus, les résistances au flambement du spécimen no. 2 ont été supérieures à celles du spécimen no. 1 : $C_{ue,discontinue} = 834$ kN vs 757 kN, $C_{ue,continue} = 996$ kN vs 889 kN. Aucune explication n'a pu être proposée pour ce résultat inattendu sauf, possiblement, des défauts de rectitude et d'alignement plus importants chez le spécimen no. 1. Ces défauts n'ont cependant pas été mesurés au début des essais.

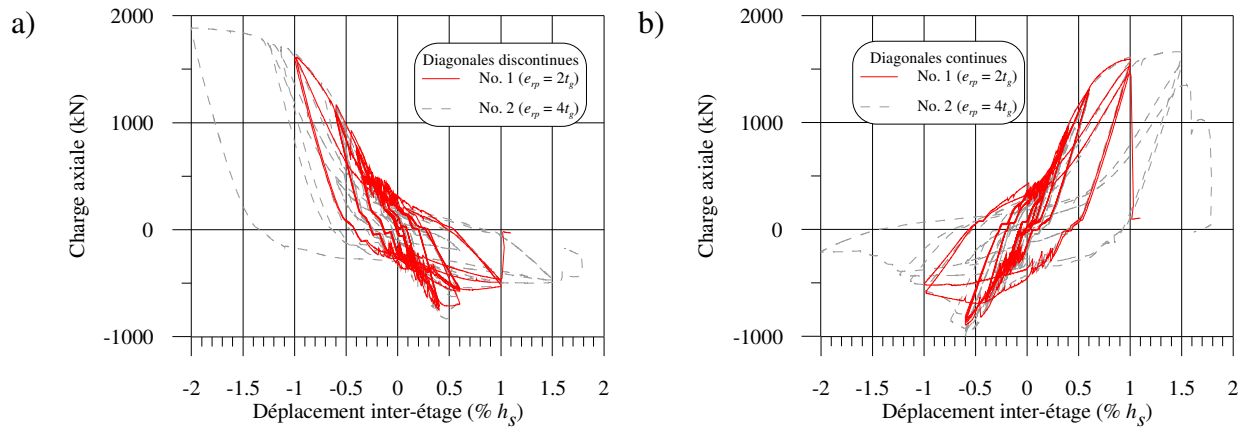


Figure 5-6: Comparaison entre les spécimens nos. 1 et 2 (distance e_{rp}) pour les diagonales : a) discontinues; b) continues.

5.1.2.2.3 Influence de la rigidité flexionnelle de la zone trapézoïdale

Davaran et *al.* (2013) ont observé que les dimensions de la zone trapézoïdale de la plaque de gousset central montrée à la Figure 5-7 pouvaient influencer la stabilité de l'assemblage. À cet effet, ils ont réalisé une étude paramétrique en 2D à l'aide d'un logiciel d'analyse par éléments finis afin d'évaluer la rigidité flexionnelle de cette zone. Cette étude a été réalisée pour différents rapports $e_{rp}/t_g = 1$ et 2, $b_g/t_g = 5, 10, 15$ et 20 et pour un angle d'inclinaison $\omega = 25, 30, 35, 40$ et 45 degrés. Dans cette référence et dans la Figure 5-7a, la dimension g_1 correspond à e_{rp} . La Figure 5-7b illustre notamment la distribution des contraintes dans la zone. Les résultats de ces analyses ont permis de déterminer une équation pour la longueur équivalente de la zone trapézoïdale en régime élastique.

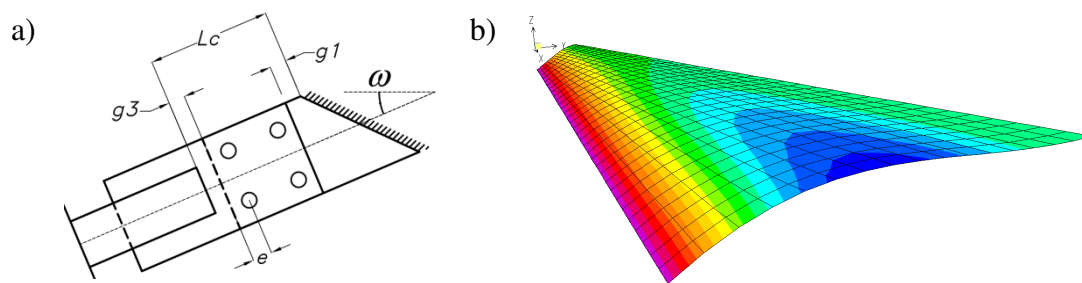


Figure 5-7: Évaluation de la rigidité flexionnelle de la zone trapézoïdale dans la plaque de gousset (Davaran et *al.* 2013).

Les résultats de cette étude ont aussi permis de mettre en évidence que la zone impliquée dans le gousset était généralement plus large que l'espacement e_{rp} , lorsque celle-ci est égale à $2t_g$. Cette

constatation semble correspondre aux observations faites durant les essais au laboratoire. À cet effet, la Figure 5-8 montre une photo prise suite au flambement pour le spécimen no. 8. Il n'est malheureusement pas possible de connaître exactement à quel point de l'essai cette photo a été prise, mais il s'agit toutefois de la première photo prise après la formation de la rotule plastique dans le gousset central, suite au flambement. La ligne rouge montre l'espacement e_{rp} égal à $2t_g$ qui a été laissé pour permettre la rotation inélastique. On note que la zone de plastification, là où la peinture s'est décollée, correspond bien à une bande de largeur égale à $2t_g$, qui est perpendiculaire à l'axe longitudinal de la diagonale. Donc, malgré que la flexion en régime élastique se développe également dans la zone trapézoïdale, la rotation plastique est concentrée dans l'espacement prévu à cet effet.

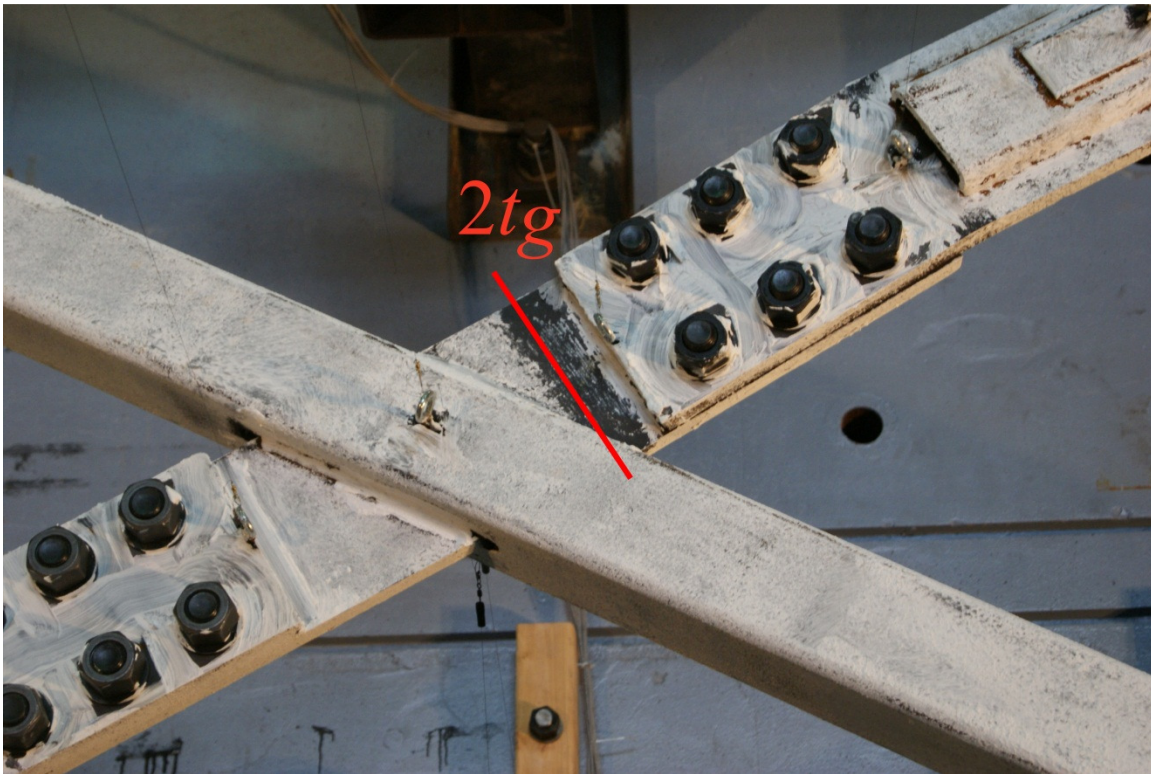


Figure 5-8: Zone de rotules plastiques observées pour le spécimen no. 8.

5.1.2.3 Conditions de retenues des plaques de transfert

Comme pour toute pièce comprimée, la résistance en compression d'un assemblage dépend des conditions d'extrémités. Ces conditions de retenues peuvent être représentées dans les équations de calcul par le coefficient de longueur effective de l'assemblage (K_c). Les conditions de retenue

peuvent aussi affecter la rigidité en flexion des pièces comprimées et, par conséquent, leur résistance au flambement. C'est le cas des plaques de transfert des assemblages en cisaillement double. La résistance au flambement de ces assemblages dépend en grande partie des propriétés de flexion des plaques de transfert. Celles-ci sont soudées au profilé HSS d'un côté et boulonnées à la plaque de gousset de l'autre. Étant donné que l'instabilité de l'assemblage se développe par flexion dans les plaques de transfert, la longueur effective de l'assemblage dépend principalement des conditions de retenue présentes aux extrémités des plaques de transfert. Deux retenues peuvent être identifiées: Du côté du profilé HSS, le HSS prévient la rotation et le déplacement hors-plan des plaques. De l'autre, une retenue en rotation est apportée par le serrage des boulons et la rigidité en flexion du gousset. Deux modèles sont présentés à la Figure 5-9.

Le premier cas représente celui d'un assemblage en cisaillement double sans cales, ou avec des cales fixées avec des soudures par points. Dans ce modèle, le ressort vertical représente l'effet de cales. Si ce ressort est absent (pas de cales, ou rupture des soudures des cales), les plaques de transfert peuvent s'écarter et ce mouvement n'est empêché que par la rigidité et la résistance en flexion des deux moitiés de profilés HSS dans la zone entre l'extrémité de la fente pratiquée pour insérer les plaques de transfert et les soudures liant les moitiés de profilé HSS aux plaques de transfert. On note que chaque plaque de transfert forme avec la moitié de profilé HSS à laquelle elle est soudée une section composite rigide sur la longueur des soudures. La rotation des moitiés de profilé HSS est donc concentrée entre l'extrémité de la fente et la fin des soudures. Le second modèle représente la situation d'un assemblage en cisaillement double avec cales soudées structuralement (ou un assemblage en cisaillement simple). Dans ce cas, les plaques de transfert peuvent être considérées comme parfaitement encastrées dans le profilé HSS, sans possibilité d'écartement pour un assemblage en cisaillement double. Cette seconde condition donne lieu à une rigidité et une résistance en flexion plus grandes pour les plaques de transfert.

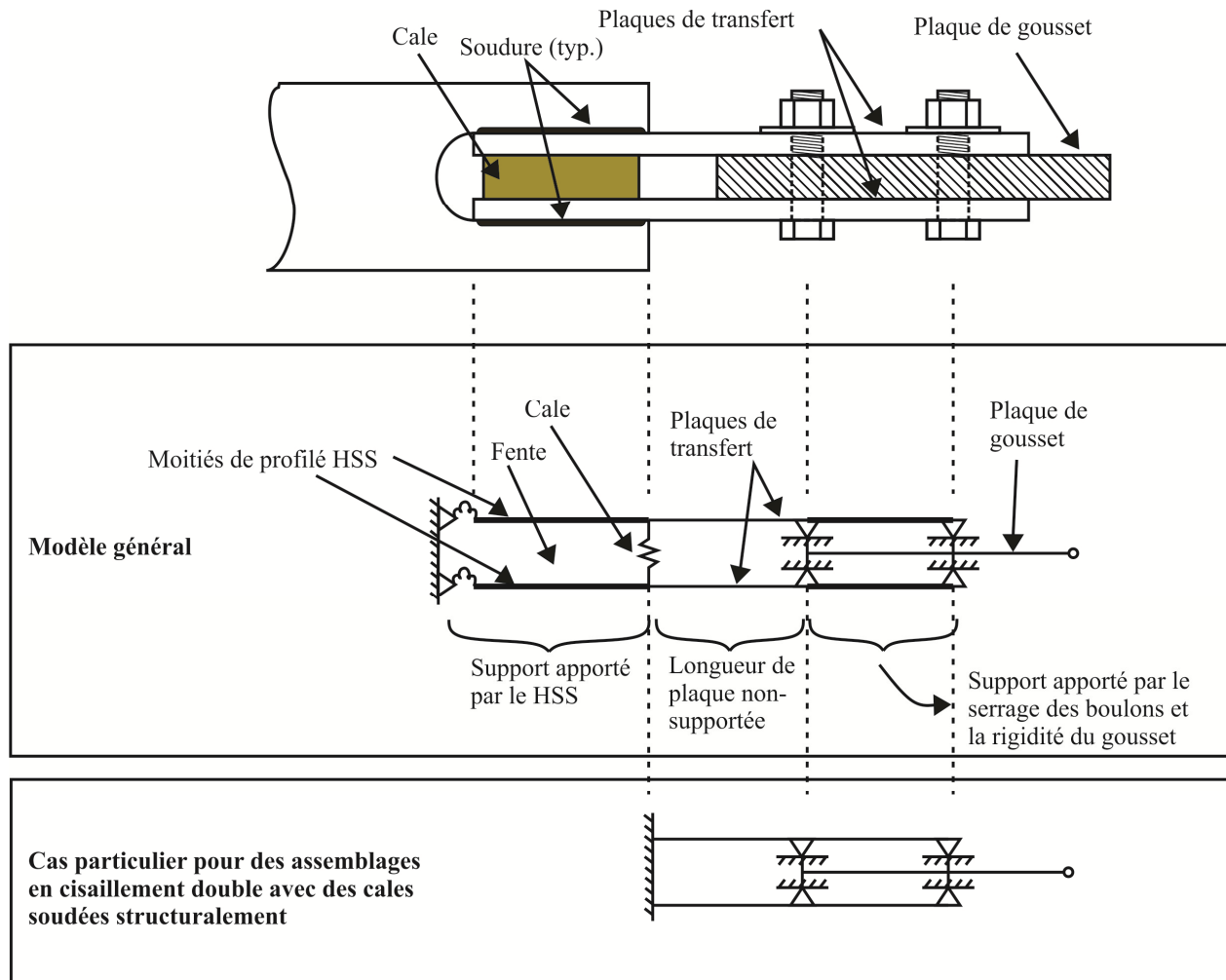


Figure 5-9: Conditions de retenue des plaques de transfert.

Dans les essais, l'ajout de cales soudées structuralement pour les assemblages en cisaillement double a amélioré significativement le comportement des assemblages et les dommages ont été largement réduits. Deux spécimens sont comparés, soit les spécimens nos. 5 et 12, tel que présenté à la Figure 5-10. Les caractéristiques géométriques des deux assemblages sont similaires: les épaisseurs des plaques sont identiques pour les deux spécimens ($t_s = 7,9375$ mm) tandis que les largeurs des plaques sont de 260 mm pour le spécimen no. 5 et de 240 mm pour le spécimen no. 12. Les profilés HSS et les conditions des cales sont cependant différents pour les deux spécimens, HSS127x127x8.0 et cales soudées structuralement pour le spécimen no. 5 et HSS102x102x6.4 et soudures des cales par points pour le spécimen no. 12. Dans le cas de la diagonale discontinue, le profilé n'influence pas réellement la résistance à la compression, car le mode de flambement implique essentiellement la rigidité de l'assemblage. Pour la diagonale

continue, le flambement de la diagonale continue s'est fait selon le mode M3 (voir Figure 4-45) et la résistance était donc aussi contrôlée par les propriétés en flexion des plaques d'assemblages, ce qui permet une comparaison entre deux contreventements avec des profilés HSS de dimensions différentes. Pour les deux diagonales, le spécimen no. 5 a été plus performant en compression comparativement au spécimen no. 12. Pour la diagonale discontinue, les résistances en compression ont été de 677 kN et de 477 kN pour les spécimens nos. 5 et 12 respectivement. La soudure structurale des cales aurait donc contribué à une augmentation de 42% de la résistance en compression comparativement à un assemblage dont les cales sont soudées par des points. Pour la diagonale continue, les résistances au flambement sont de 769 kN et de 604 kN, ce qui résulte en une augmentation de 27% de la résistance en compression. On note également, sur la Figure 5-10, que la résistance post-flambement du spécimen no. 5 était supérieure à celle du spécimen no. 12.

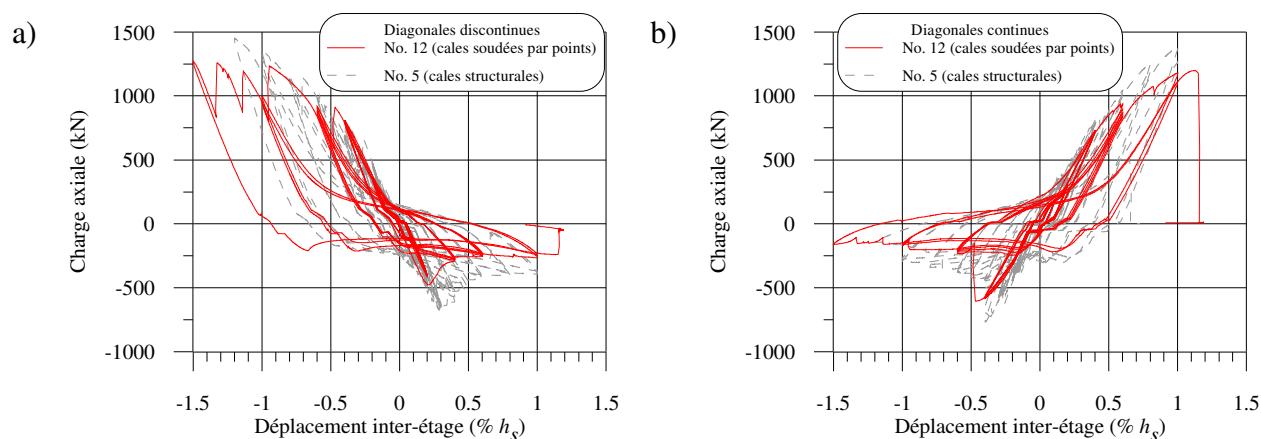


Figure 5-10: Influence de l'ajout de cales soudées structuralement (spécimen no. 5) comparativement à l'ajout de cales soudées par points (spécimen no. 12) sur : a) l'hystérésis de la diagonale discontinue; b) l'hystérésis de la diagonale continue.

5.1.2.4 Influence des autres paramètres

D'autres paramètres ont été variés dont le diamètre des boulons, la grosseur des cordons de soudure et la longueur des cordons de soudure. Le diamètre du boulon n'affecte pas directement la résistance en compression de l'assemblage. Il peut l'affecter de manière indirecte lorsque le nombre de boulons requis est suffisamment élevé pour augmenter la longueur de l'assemblage. Il peut toutefois influencer l'ovalisation des trous de boulons lorsque ce mode de rupture contrôle la résistance de l'assemblage (boulons de petits diamètres combinés avec une plaque d'assemblage

relativement mince). La grosseur et la longueur des cordons de soudure n'ont pas affecté la résistance en compression des assemblages. Toutefois, pour des assemblages en cisaillement double sans cales, ou avec des cales attachées par des points de soudure, la longueur des soudures et, par conséquent, la longueur des plaques insérées dans le HSS peut influencer les déformations inélastiques qui apparaissent à la fin du HSS.

5.1.3 Flexion des diagonales sous le chargement cyclique

Cette section illustre la flexion qui s'est développée dans les diagonales sous le chargement cyclique. Cette flexion dans les diagonales peut notamment être observée par les déformations mesurées par les jauges situées sur les diagonales.

Lorsque le flambement se produit dans l'assemblage pour la diagonale discontinue et que le mode de flambement est le mécanisme de trois rotules plastiques (mode M4), la rigidité de la diagonale ne participe que très peu à la réponse et, par conséquent, le profilé a une influence pratiquement nulle sur le comportement de l'assemblage. Il en est de même pour le mode de flambement antisymétrique (M5), ou le mode M6 observé pour le spécimen no. 11, puisque les rotules plastiques se développent uniquement dans les assemblages. Lorsque le flambement se produit dans la diagonale (modes M2 et M7), le flambement global de la membrure est alors influencé par la rigidité et la résistance flexionnelle du profilé. Ce comportement peut être démontré par les lectures des jauges installées sur les spécimens et, partiellement, à partir des déplacements hors-pan mesurés sur la diagonale discontinue. À cet effet, sous un effort de compression, les jauges situées sur les parois horizontales du HSS ou sur les parois verticales des cornières dos-à-dos sont essentiellement sollicitées par l'effort axial de compression, même s'il y a flambement ou des déformations hors-plan, alors que les déformations des jauges situées sur les parois verticales des profilés HSS ou sur les ailes horizontales des cornières dos-à-dos proviennent de la combinaison de la charge axiale et de la flexion lorsque la diagonale fléchit.

La Figure 5-11 présente les déformations axiales dans les jauges situées sur les parois verticales du spécimen no. 13, pour la diagonale discontinue et la diagonale continue. Dans ce cas, les déformations axiales des deux jauges des parois verticales pour la diagonale discontinue (Figure 5-11a) sont pratiquement identiques durant l'essai. Le flambement de cette diagonale est survenu à un temps ≈ 2800 s. On note la présence d'une certaine flexion, mais celle-ci est relativement

faible. Ceci suggère que ce mode de flambement ne sollicite pas les diagonales en flexion et que les caractéristiques de la diagonale influencent peu la stabilité des assemblages.

Pour la diagonale continue (Figure 5-11b), lorsque la diagonale est comprimée (déformations négatives), les déformations axiales dans les deux jauges placées sur les parois verticales du profilé HSS sont différentes, ceci en raison de la flexion hors-plan se produisant dans la diagonale. Ces déformations sont toutefois identiques lorsque la diagonale est tendue. Pour ce spécimen, le premier mode de flambement observé pour la diagonale continue est un mode de flambement global (mode M1). Lorsque le flambement s'est éventuellement produit dans l'assemblage du bas de la diagonale continue (temps ≈ 5200 s), selon le mode de flambement M3, la diagonale a cependant continué de fléchir, mais dans une moindre mesure.

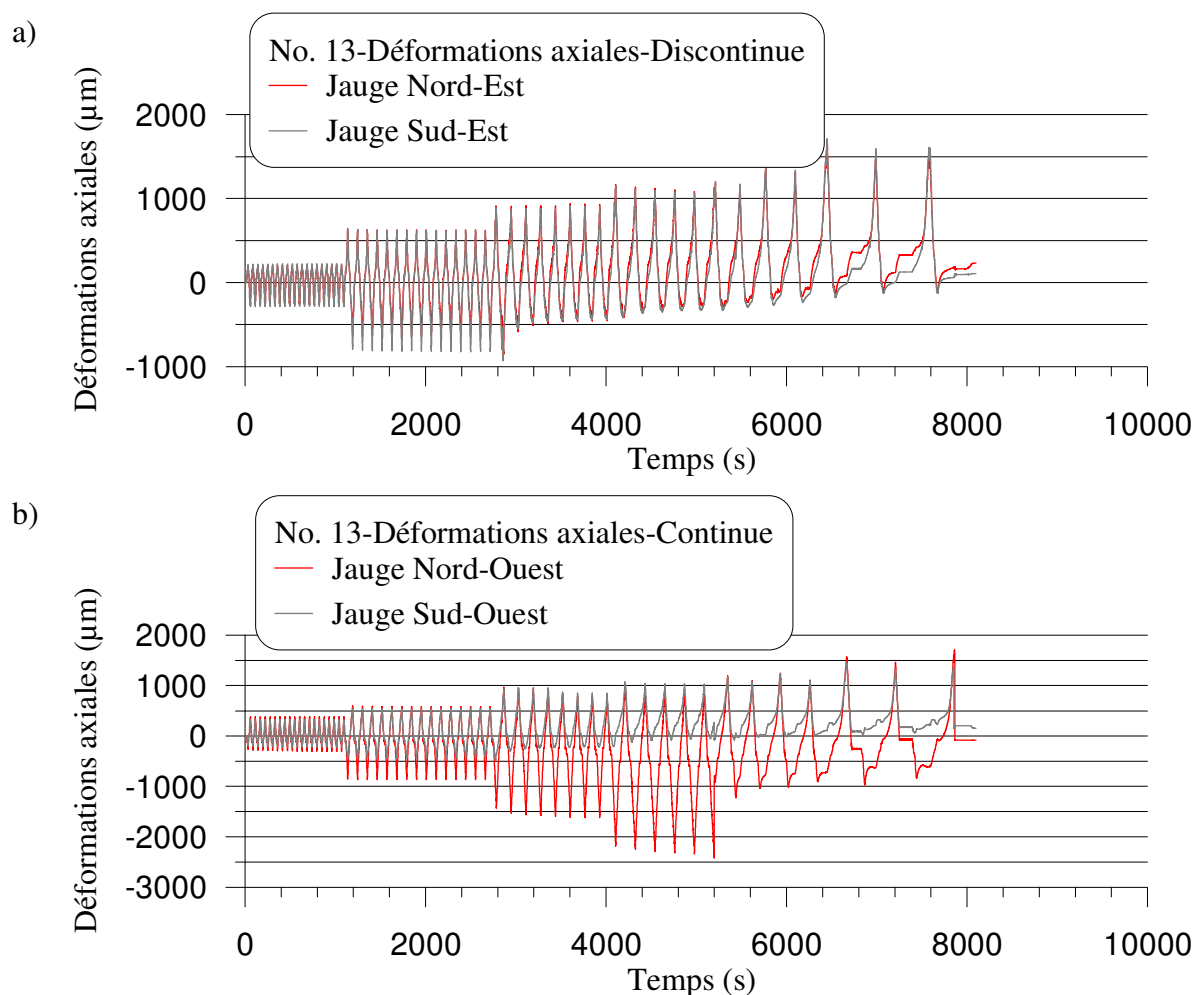


Figure 5-11: Déformations axiales dans les jauges situées sur les parois verticales du spécimen no. 13 pour la diagonale : a) discontinue; b) continue.

Pour le spécimen no. 16, faits de cornières dos-à-dos, le flambement de la diagonale discontinue a été caractérisé par une instabilité au niveau de l'assemblage central selon le mode M5, tandis que le flambement de la diagonale continue s'est développé dans la diagonale (mode M2). La Figure 5-12 présente les déformations axiales dans les jauges situées sur les ailes horizontales du spécimen no. 16 pour la diagonale discontinue et la diagonale continue. Les déformations sont sensiblement les mêmes pour les deux ailes horizontales de la diagonale discontinue, ce qui signifie que la diagonale ne subit pas de flexion. Le flambement de cette diagonale s'est produit à un temps ≈ 1200 s. Pour la diagonale continue, dont le flambement se produit à temps ≈ 4000 s, les déformations sont différentes lorsque la diagonale est comprimée (déformations négatives), ce qui démontre que la pièce est fléchie, ce qui correspond par le fait même au mode de flambement observé.

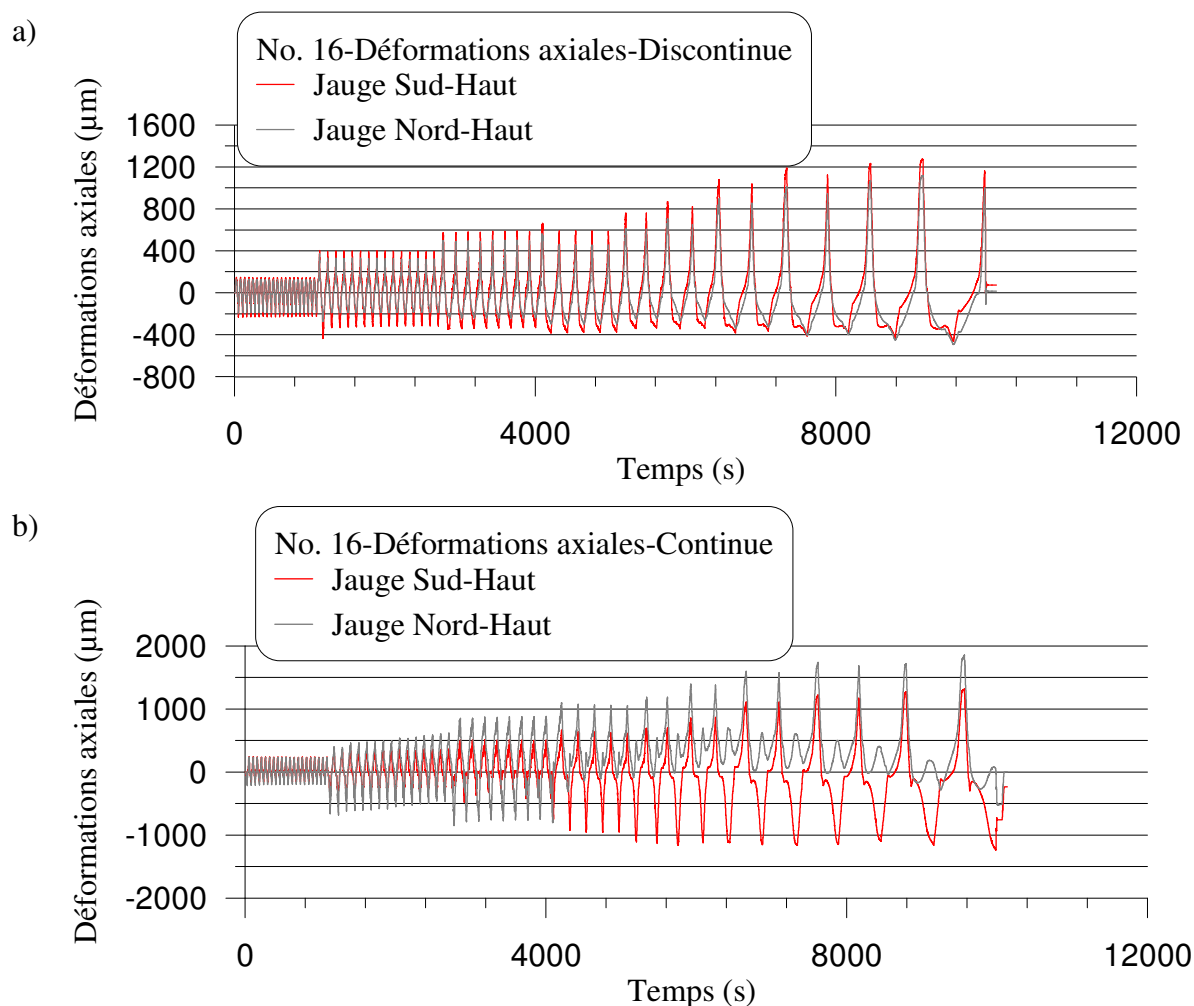


Figure 5-12: Déformations axiales dans les jauges situées sur les ailes horizontales du spécimen no. 16 pour la diagonale : a) discontinue; b) continue.

De ces observations, on peut tirer des conclusions qui pourront être utiles pour le développement de modèles analytiques ou numériques pour déterminer la résistance en compression des diagonales. Lorsque le flambement de la diagonale discontinue se développe dans les assemblages selon les modes M4 et M5 (et probablement également selon le mode M6), il n'y a pas de flexion dans la diagonale. Ainsi, les propriétés de la diagonale n'ont pas d'influence marquée sur la stabilité de l'ensemble diagonale-assemblage. Pour la diagonale continue, lorsque le flambement se développe dans les assemblages selon le mode M3, il y a toujours une certaine flexion de la diagonale sous une charge en compression, mais, la flexion est réduite de manière significative suite au flambement. Lorsque le flambement se développe selon le mode M2 (continue) ou M7 (discontinue), la flexion demeure plus importante suite au flambement car elle

est inhérente à ce mode de flambement. Pour ce mode de flambement, les propriétés de rigidité et de résistance des assemblages dictent les conditions aux frontières et peuvent affecter la résistance en compression de la diagonale.

5.2 Analyse des ruptures

La plupart des ruptures ont été localisées dans les assemblages, aux endroits où les rotules plastiques se sont développées. Pour les contreventements de type MD, les ruptures n'étaient donc pas prévues à ces emplacements. Pour les contreventements de types CCM et CCS, on anticipait une rupture au niveau des assemblages, mais le mode de rupture et la position de la rupture dans l'assemblage ont probablement été affectés par le comportement du spécimen. Dans cette section on présente d'abord la comparaison entre les modes de rupture obtenus en conception, les modes de rupture anticipés et les modes de ruptures observés. On présente ensuite une comparaison entre la résistance anticipée pour le mode de rupture observé et la résistance atteinte expérimentalement à la rupture. L'influence d'un mode de rupture ductile pour un contreventement de type CC est ensuite discutée. On termine la section en présentant une évaluation du déplacement inter-étage maximal atteint en fonction du contreventement.

5.2.1 Comparaison entre les modes de rupture obtenus en conception, les modes de rupture anticipés et les modes de ruptures observés

Cette section présente une comparaison entre les modes de rupture qui étaient anticipés lors de la conception, les modes de ruptures anticipés en employant les propriétés réelles des matériaux et les modes de ruptures observés expérimentalement.

D'abord, le Tableau 5-2 présente les résistances anticipées des assemblages en tension (T_{uac}) et les modes de ruptures associés, tel que déterminés en employant les propriétés réelles des matériaux et les dimensions géométriques mesurées au laboratoire. Les propriétés réelles des matériaux sont présentées au Tableau 3-33 tandis que les propriétés mesurées des assemblages sont présentées à l'annexe A.4. Les résistances T_{uac} ont été calculées en employant les épaisseurs mesurées de l'assemblage central, pour le gousset central et pour les plaques de transfert. Les résistances anticipées des spécimens nos. 16, 17 et 18 ne sont pas présentées car les propriétés mécaniques des plaques utilisées n'étaient pas disponibles. Lorsque requis, l'épaisseur minimale mesurée entre les trois diagonales (continue, discontinue du haut, discontinue du bas) a été

employée. Les équations présentées à la section 2.3.2 ont été utilisées en posant les coefficients de tenue des matériaux égaux à 1,0. D'autre part, les propriétés des boulons et des soudures n'ont pas été mesurées. On a alors posé l'hypothèse que leurs contraintes de rupture (F_{ub} et X_u) étaient 10% supérieures aux valeurs nominales.

Tableau 5-2: Résistances attendues des assemblages et modes de rupture anticipés.

No.	Type	T_{fc} (kN)	T_{uac} (kN)	T_{fc}/T_{uac} ()	Modes de rupture critiques anticipés
1	MD	1564	1166	1,341	Rupture dans le fusible
2	MD	1564	1742	0,898	8. Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)
3	MD	1564	1100	1,422	Rupture dans le fusible
4	MD	1564	1893	0,826	6. Rupture en cisaillement des boulons
5	CCS	1029	1599	0,644	2. Rupture à l'aire nette boulonnée (plaques de transfert)
6	CCS	1029	1624	0,634	2. Rupture à l'aire nette boulonnée (plaques de transfert)
7	CCS	1029	1591	0,647	6. Rupture en cisaillement des boulons
8	CCS	1029	1588	0,648	8. Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)
9	CCS	1029	1591	0,647	6. Rupture en cisaillement des boulons
10	CCM	686	944	0,727	2. Rupture à l'aire nette boulonnée (plaques de transfert)
11	CCM	686	999	0,687	4. Pression diamétrale (gousset)
12	MD	998	1302	0,767	8. Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)
13	CCM	348	604	0,577	6. Rupture en cisaillement des boulons
14	CCM	348	591	0,588	6. Rupture en cisaillement des boulons

Le Tableau 5-3 présente la comparaison entre les divers modes de rupture, soit ceux prévus lors de la conception des assemblages, ceux attendus sur la base des propriétés réelles mesurées et ceux observés expérimentalement. Dans ce tableau, les modes de ruptures ont été mis en vert lorsqu'ils correspondent entre eux aux modes anticipés et aux modes observés.

Les ruptures qui étaient attendues :

- Les ruptures dans les fusibles des spécimens nos. 1 et 3 avaient été anticipées adéquatement en conception et en employant les propriétés réelles des matériaux.
- L'ovalisation des trous de boulons des spécimens nos. 11 et 16 avait également été bien anticipée. Les ruptures finales de ces spécimens (dans les plaques de gousset) n'avaient pas été anticipées.

- Pour les spécimens nos. 2 et 12, les ruptures dans la zone soudée du HSS avaient été anticipées adéquatement en employant les propriétés réelles des matériaux. Ceux-ci n'avaient toutefois pas été les modes de rupture en conception.
- Pour le spécimen no. 6, la rupture à l'aire nette boulonnée a été observée et elle était anticipée en conception et en employant les propriétés réelles des matériaux. En conception, il s'agissait du mode de rupture qui gouvernait généralement. Or, il a été observé uniquement une fois.

Les ruptures qui n'étaient pas prédites adéquatement :

- De nombreuses ruptures non prévues sont survenues dans les plaques de transfert à l'extrémité des soudures, dans la zone affectée par le décalage en cisaillement (spécimens nos. 5, 6, 7, 9 et 14). Ce type de rupture est attribuable au phénomène de fatigue en régime inélastique, phénomène qui endommage le matériau sous un chargement cyclique, en plus des concentrations de contraintes dues au décalage en cisaillement. La même rupture imprévue a été observée pour le spécimen no. 2, sauf qu'elle s'est produite au moment où la diagonale était comprimée et l'assemblage était soumis à une rotation maximale.
- D'autres ruptures imprévues se sont produites sur l'aire brute des plaques de gousset (spécimens nos. 10, 11, 16 et 17), ruptures qui étaient elles aussi probablement influencées par les rotations cycliques inélastiques. Pour le spécimen no. 13, on avait aussi observé une amorce de ce mode de rupture, avant que la rupture ne se produise dans le profilé HSS, à un autre assemblage.
- Pour les spécimens nos. 4 et 8, la rupture de la diagonale continue vis-à-vis du gousset central n'avait pas été prédite non plus. Une amorce de ce mode de rupture avait aussi été observée pour le spécimen no. 2, avant que la rupture ne se produise à un assemblage d'extrémité. Ce mode de rupture pour la diagonale continue n'avait pas été considéré en conception.
- Finalement, les ruptures des spécimens nos. 12 et 13 se sont produites dans le profilé HSS, dans la zone où les plaques de transfert sont soudées. La rupture du spécimen no. 12 était anticipée à cet endroit, mais ce n'était pas le cas pour le spécimen no. 13.

Tableau 5-3: Résistance des assemblages et modes de rupture.

No.	Conception	Attendu	Laboratoire
1	Aire nette (fusible)	Aire nette (fusible)	Aire nette (fusible)
2	Aire nette boulonnée	Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)	Plaque de transfert à l'aire nette soudée/ Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)
3	Aire nette (fusible)	Aire nette (fusible)	Aire nette (fusible)
4	Aire nette boulonnée	Rupture en cisaillement des boulons	Profilé à l'insertion de la plaque de gousset central (diagonale continue)
5	Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)	Aire nette boulonnée (plaques de transfert)	Plaques de transfert à l'aire nette soudée
6	Aire nette boulonnée	Plaques de transfert à l'aire nette boulonnée	Plaques de transfert à l'aire nette soudée / Plaques de transfert à l'aire nette boulonnée
7	Aire nette boulonnée	Rupture en cisaillement des boulons	Plaques de transfert à l'aire nette soudée
8	Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)	Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)	Profilé à l'insertion de la plaque de gousset central (diagonale continue)
9	Aire nette boulonnée	Rupture en cisaillement des boulons	Plaques de transfert à l'aire nette soudée
10	Aire nette boulonnée	Plaques de transfert à l'aire nette boulonnée	Plaque de gousset à l'aire brute
11	Aire nette boulonnée/ Pression diamétrale	Pression diamétrale (gousset)	Plaque de gousset à l'aire brute/ Pression diamétrale
12	Aire nette boulonnée	Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)	Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)
13	Rupture en cisaillement des boulons	Rupture en cisaillement des boulons	Profilé dans la zone soudée (avec renforcement)
14	Profilé dans la zone soudée (sans renforcement)	Rupture en cisaillement des boulons	Plaques de transfert à l'aire nette soudée
16	Pression diamétrale	Non-disponible	Plaque de gousset à l'aire brute/ Pression diamétrale
17	Aire nette boulonnée (2 boulons)	Non-disponible	Plaque de gousset à l'aire brute
18	Rupture en cisaillement des boulons	Non-disponible	Rupture des diagonales

La Figure 5-13 illustre les résistances maximales obtenues en laboratoire (T_{ue}) et les résistances anticipées des assemblages (T_{uac}) normalisées par les efforts de dimensionnement en tension pour les assemblages (T_{fc}). Les résistances T_{uac} sont présentées au Tableau 5-2, tandis que les résistances T_{ue} sont présentés au Tableau 4-2. Dans ce cas, l'effort T_{ue} ne coïncide pas nécessairement avec l'effort qui a été appliqué lors de la rupture du spécimen. En effet, la valeur T_{ue} correspond à l'effort de tension maximal développé par la diagonale, mais pour plusieurs spécimens, la rupture est survenue à un cycle suivant l'atteinte de cet effort T_{ue} . Pour le spécimen no. 2, la rupture s'est produite en flexion dans un assemblage, lorsque la diagonale était comprimée. La valeur de T_{ue} dans le Tableau 5-2 et dans les Figures 5-13 et 5-14 est l'effort de tension maximum dans cette diagonale atteint.

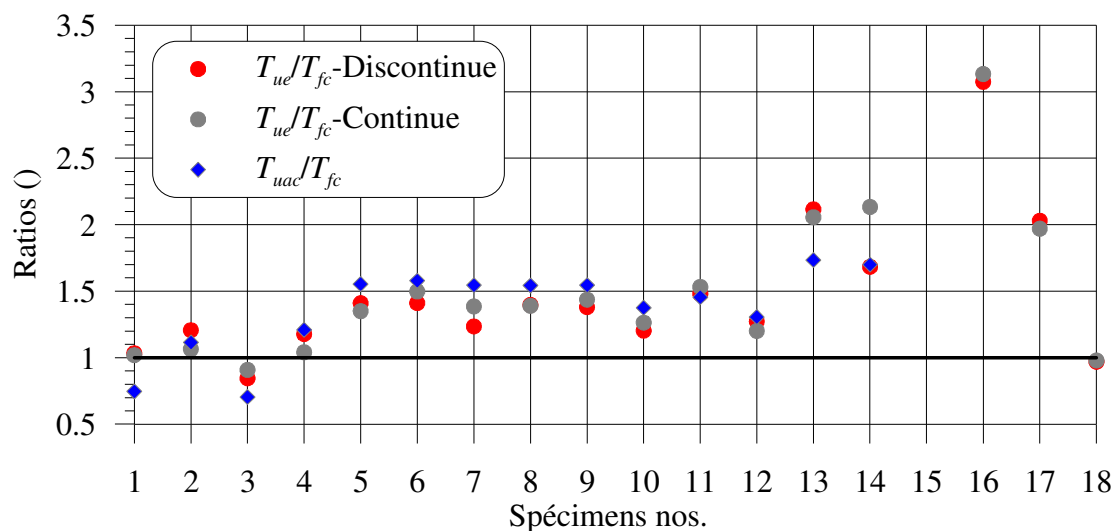


Figure 5-13: Rapports T_{ue}/T_{fc} et T_{uac}/T_{fc} pour l'ensemble des spécimens.

Dans la plupart des cas, les rapports T_{ue}/T_{fc} et T_{uac}/T_{fc} sont supérieurs 1,0, indiquant que les résistances obtenues expérimentalement et les résistances anticipées ont été adéquates. La moyenne des rapports T_{ue}/T_{fc} est égal à 1,36, ce qui montre que les résistances expérimentales sont en moyenne supérieures de 36% par rapport à la résistance exigée pour la conception. Les assemblages des spécimens nos. 1, 3 et 18 n'ont cependant pas développé l'effort de conception. Par contre, ces résultats sont biaisés et les assemblages de ces spécimens auraient probablement été en mesure d'atteindre la résistance requise au dimensionnement si d'autres modes de rupture n'étaient pas survenus. En effet, pour les spécimens nos. 1 et 3, la rupture s'est produite dans les fusibles sous une charge inférieure à la résistance T_{fc} . Dans le cas du spécimen no. 18, une des

cornières s'est rompue en tension pour chacune des diagonales, ce qui a limité les forces dans les diagonales et, par conséquent, les forces imposées aux assemblages. Les résistances T_{ue} sont généralement proches des résistances anticipées T_{uac} . Toutefois, tel que mentionné précédemment, le mode de rupture observé ne coïncide pas avec le mode de rupture anticipé.

Finalement, la Figure 5-14 illustre le rapport T_{ue}/T_{uac} . Les rapports sont inférieurs à 1,0 pour la majorité des spécimens, ce qui n'est pas adéquat, car ceci signifie que les résistances développées réellement ont été inférieures aux résistances prédites. Dans cette figure, la résistance T_{uac} est celle établie pour le mode de rupture anticipé et non pour le mode de rupture qui a été observé. Dans ce qui suit, on comparera les résistances obtenues expérimentalement avec les résistances anticipées spécifiquement pour le mode de rupture qui a été observé.

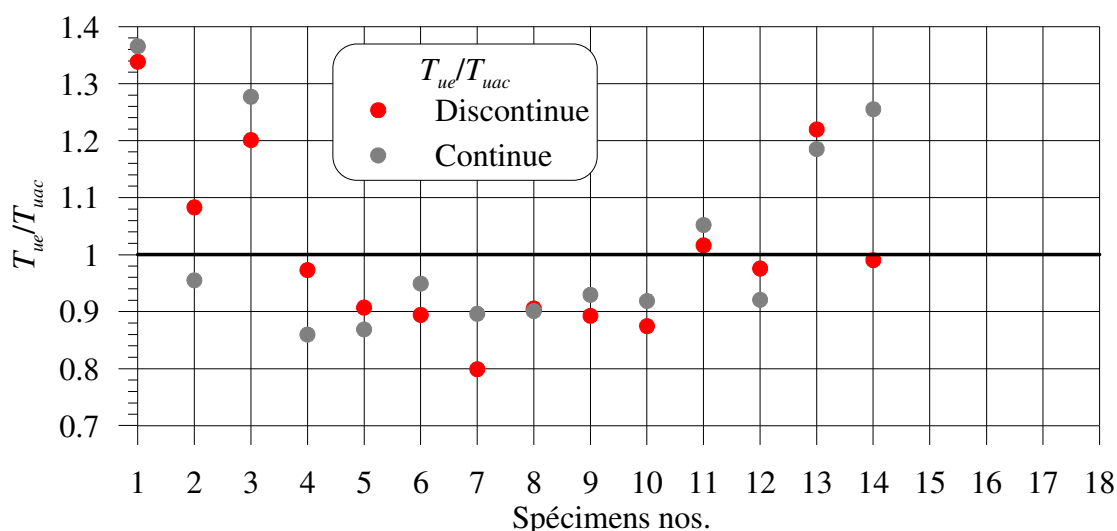


Figure 5-14: Rapports T_{ue}/T_{uac} pour l'ensemble des spécimens.

5.2.2 Comparaison entre la résistance anticipée pour le mode de rupture observé et la résistance atteinte expérimentalement à la rupture

Comme mentionné, la plupart des ruptures observées ne correspondait pas au mode de rupture qui était anticipé. Cette section présente la comparaison entre la résistance anticipée pour le mode de rupture observé et la résistance atteinte expérimentalement à la rupture. Quatre modes de rupture sont présentés, soient la rupture des plaques de transfert à l'aire nette à la fin de soudures, la rupture à l'aire brute de la plaque de gousset, la rupture à l'aire nette de la diagonale continue, à l'insertion de la plaque de gousset central et la rupture du profilé HSS dans la zone soudée.

5.2.2.1 Rupture des plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures

Pour les spécimens nos. 2, 5, 6, 7, 9 et 14, les ruptures observées se sont développées dans les plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures, à l'endroit où se produisait la rotation lors du flambement. Cette rupture n'était prévue pour aucun de ces spécimens (voir Tableau 5-2). Le Tableau 5-4 compare alors les résistances T_{ue} et T_{uac} pour ces spécimens. Cette fois, la valeur de T_{uac} a été calculée pour le mode de rupture qui a été observé. La méthode de calcul pour ce mode réfère à la section 3.3.1.2.9.

Dans ce tableau, on indique pour ces spécimens le type de contreventement (MD, CCS et CCM), s'il s'agissait d'assemblages en cisaillement simple (CS) ou double (CD) et si la rupture s'est produite dans la diagonale continue ou discontinue. Les épaisseurs des plaques t_s sont présentées. Ces épaisseurs correspondent aux épaisseurs minimales mesurées des plaques de transfert de l'assemblage central, tel que présentés à l'annexe A.4. On présente également les largeurs (b_s), l'aire brute des plaques ($A_{g,s}$), l'aire nette effective des plaques calculées ($A_{ne,s}$), le rapport des deux aires (A_{ne}/A_g) et la limite ultime des plaques de transfert (F_{ua}).

Le spécimen no. 2 a été inclus, même si la rupture des plaques de transfert de la diagonale continue s'est produite à la fin d'un cycle de compression, au moment où la rotation était maximale dans les plaques. Pour ce spécimen, l'effort T_{ue} utilisé pour la comparaison est l'effort de traction maximal qui a été imposé à l'assemblage dans les cycles précédents la rupture. Entre le cycle où T_{ue} a été mesuré et le cycle où s'est produit la rupture en compression, quelques cycles de plus faibles amplitudes ont été appliqués au spécimen au cours desquels l'effort de traction appliqué était de moindre amplitude que l'effort T_{ue} adopté. Ces cycles de plus faible amplitude ont par contre contribué à l'endommagement de l'assemblage et, probablement, à la dégradation de sa résistance. Néanmoins, la valeur de T_{ue} retenue ne tient donc pas compte de cet endommagement mais correspond à une borne supérieure de la résistance de l'assemblage ayant subi plusieurs cycles préalables de chargement en tension et en flexion.

Tableau 5-4: Comparaison des ruptures dans les plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures.

No.	Type	Diagonale	t_s (mm)	b_s (mm)	$A_{g,s}$ (mm ²)	$A_{ne,s}$ (mm ²)	A_{ne}/A_g ()	F_{ua} (MPa)	T_{uac} (kN)	T_{ue} (kN)	T_{ue}/T_{uac} ()	
7	CCS-CS	Discontinue	16,47	280	4612	4210	0,913	489	2059	1271	0,62	
9	CCS-CS	Discontinue	16,61	280	4651	4245	0,913	489	2076	1420	0,68	
14	CCM-CS	Discontinue	16,46	152	2509	2100	0,837	489	1027	586	0,57	
2	MD-CD	Continue	9,64	305	5878	5370	0,914	501	2689	1664	0,62	
5	CCS-CD	Continue	8,03	260	4177	3877	0,928	480	1860	1389	0,75	
6	CCS-CD	Continue	9,69	220	4261	4074	0,956	501	2040	1541	0,76	
Moyenne (CS) :											0,62	
Moyenne (CD) :											0,71	
Moyenne :							0,910					0,67

Ainsi, le rapport moyen T_{ue}/T_{uac} est de 0,62 pour les assemblages en cisaillement simple et de 0,71 lorsque les assemblages sont en cisaillement double. La moyenne des rapports T_{ue}/T_{uac} pour tous ces spécimens est de 0,67. Le rapport T_{ue}/T_{uac} est généralement plus faible pour les assemblages en cisaillement simple, probablement parce que l'effet de la fatigue en régime inélastique est plus important pour cette configuration d'assemblage en raison que l'amplitude des rotations imposées est plus importante, tel qu'il a été discuté à la section 5.1.1. Dans cette méthode de calcul pour évaluer la résistance T_{uac} , on a considéré qu'il s'agit d'une aire nette (bien qu'il s'agisse d'une aire brute). On peut également constater qu'en considérant que la rupture survient sur une aire nette effective, on obtient un rapport A_{ne}/A_g moyen de 0,91. La réduction de l'aire n'est donc pas négligeable. Par conséquent, si un concepteur employait l'aire brute des plaques, le rapport T_{ue}/T_{uac} serait encore plus faible que celui présenté ci-dessus. Par conséquent, si on prévoit que le flambement d'une diagonale peut se produire dans les assemblages, il faudrait imposer un facteur de correction à la résistance T_r pour tenir compte des effets des rotations inélastiques.

5.2.2.2 Rupture à l'aire brute de la plaque de gousset

La rupture des goussets sur l'aire brute, dans l'espacement e_{rp} , a également été observé pour les spécimens nos. 10, 11, 16 et 17. Le spécimen no. 13 peut également être ajouté à ce groupe, car une déchirure de près de la moitié de la largeur de la plaque de gousset a été observée avant que

la rupture ne survienne ailleurs (voir Figure 4-10a). Pour tous ces spécimens, les assemblages sont en cisaillement double.

Le Tableau 5-5 compare les résistances anticipées avec les efforts de tension maximum imposés lorsque la rupture s'est développée dans la plaque de gousset à l'aire brute. La résistance anticipée a été posée égale à $A_g F_{ua}$, soit le même calcul qu'à la section 3.3.8.1.2, mais en employant $A_n = A_g$. Il ne s'agit donc pas d'un mode de rupture généralement considéré en conception. Les propriétés mécaniques de l'acier des plaques de gousset n'a pas été mesurées pour les spécimens nos. 16 et 17. Dans le Tableau 5-5, le calcul a alors été réalisé en supposant une contrainte ultime en traction (F_{ua}) égale à 480 MPa, ce qui peut être considéré comme une borne inférieure réaliste compte tenu que la valeur nominale est égale à 450 MPa et des valeurs mesurées pour des plaques d'épaisseur similaires (plaques de 8,0 et de 10,0 mm dans le Tableau 3-32). Les épaisseurs mesurées des plaques de gousset ont également été employées. Ces données sont présentées à l'annexe A.4.

Tableau 5-5: Comparaison des ruptures dans les plaques de gousset à l'aire brute.

No.	Type	Profilé	Diagonale	t_g (mm)	b_g (mm)	A_g (mm ²)	F_{ua} (MPa)	T_{uac} (kN)	T_{ue} (kN)	T_{ue}/T_{uac} ()
10	CCM-CD	HSS	Discontinue	16,44	180	2960	489	1447	825	0,57
11	CCM-CD	HSS	Discontinue	9,61	320	3074	455	1398	1015	0,73
13	CCM-CD	HSS	Discontinue	16,51	152	2517	489	1231	736	0,60
16	CCM-CD	2L	Discontinue	8,06	305	2457	480	1180 ¹	1062	0,90
17	CCS-CD	2L	Discontinue	9,49	254	2410	480	1157 ¹	1075	0,93
Moyenne (HSS):										0,63
Moyenne (2L):										0,92

¹ Résistance calculée en supposant $F_{ua} = 480$ MPa (non mesurée).

Sans compter les spécimens nos. 16 et 17, on constate que les rapports T_{ue}/T_{uac} varient entre 0,57 et 0,73, la moyenne étant de 0,63. Ce rapport est comparable à celui obtenu pour la rupture dans les plaques de transfert (0,67). Pour les spécimens nos. 16 et 17, la moyenne est égale 0,92. Ce rapport plus élevé peut être attribué à la valeur supposée pour F_{ua} qui est peut-être trop faible. Elle peut aussi être due au fait qu'une partie de la rotation dans l'assemblage central, lors du flambement de la diagonale discontinue, se produit par torsion de la diagonale continue, et non en flexion dans la plaque de gousset.

Ainsi, si le flambement du contreventement est prévu dans les assemblages, il faudra considérer ce mode de rupture, et appliquer un facteur de réduction pour tenir compte des rotations inélastiques cycliques induites par le flambement qui peuvent affecter la résistance de l'assemblage. Des résultats obtenus, le facteur de réduction pourrait être compris entre 0,6 et 0,7. Une valeur plus élevée (autour de 0,9) pourrait être utilisée pour des diagonales faites de cornières dos-à-dos.

Il faut toutefois mentionner que ces rapports sont probablement influencés par le protocole de chargement appliqué. Ainsi, ces ruptures ont été observées parce que du dommage s'était développé dans les assemblages préalablement au cycle où s'est produit la rupture. Par conséquent, si on appliquait un protocole de chargement différent, comme celui qui pourrait survenir lors d'un séisme réel, il est possible que ces facteurs de réduction soient trop sévères, car le protocole de chargement utilisé dans ce programme d'essais endommage progressivement les composantes jusqu'à la rupture. Par conséquent, on peut considérer que les facteurs de réduction ci-dessus sont sécuritaires.

5.2.2.3 Rupture à l'aire nette de la diagonale continue, à l'insertion de la plaque de gousset central

Un autre mode de rupture non prévu est celui où la rupture s'est produite sur l'aire nette de la diagonale continue, près du gousset central (spécimens nos. 4 et 8). On peut également inclure le spécimen no. 2 dans ce groupe, étant donné qu'on a aperçu de la fissuration à cet endroit avant que ne se produise la rupture à l'assemblage d'extrémité. Pour tous ces spécimens, l'effort T_{ue} qui est considéré est l'effort de traction maximal qui a été repris par la diagonale continue. Les diagonales des trois spécimens sont des profilés HSS127x127x8.0. Pour les spécimens nos. 2 et 4, la plaque de gousset avait une épaisseur de 19,05 mm alors qu'un gousset plus épais (25,4 mm) a été utilisé pour le spécimen no. 8.

La résistance attendue de ce mode de rupture est d'abord évaluée en ne considérant que la rupture sur l'aire nette, sans décalage en cisaillement. Les calculs sont présentés au Tableau 5-6. L'aire brute du HSS ($A_{g,HSS}$) et l'épaisseur du HSS (t_{HSS}) sont ceux de la diagonale continue, tel que présenté au Tableau 3-30. La largeur retirée du profilé HSS (b_{fente}) correspond à la largeur de la fente requise pour insérer la plaque de gousset central qui était spécifiée sur les dessins d'atelier (voir Annexe A.2). Cette largeur correspond à l'épaisseur de la plaque de gousset plus 2 mm. On

obtient alors des rapports T_{ue}/T_{uac} supérieurs à 1,0 pour les spécimens nos. 2 et 4, et très près de 1,0 (0,97) pour le spécimen no. 8, ce qui permettrait de conclure que la résistance anticipée de la diagonale continue pourrait être adéquatement prédite par cette méthode, sans considération du décalage en cisaillement.

Tableau 5-6: Calcul de la résistance attendue dans le profilé HSS au centre de la diagonale continue (sans décalage en cisaillement)

No.	Type	$A_{g,HSS}$ (mm ²)	t_{HSS} (mm)	b_{fente} (mm)	$A_{n,HSS}$ (mm ²)	A_n/A_g ()	F_{ua} (MPa)	T_{uac} (kN)	T_{ue} (kN)	T_{ue}/T_{uac} ()	F_{ya} (MPa)	T_{ya} (kN)
2	MD-CD	3493	7,59	21	3174	0,909	485	1538	1664	1,08	439	1535
4	MD-CD	3604	7,83	21	3275	0,909	485	1587	1627	1,03	439	1583
8	CCS-CS	3676	7,99	27	3245	0,883	455	1476	1431	0,97		
Moyenne :										1,03		

Par contre, le rapport inférieur à 1,0 pour le spécimen no. 8 suggère que la concentration de contraintes pourrait être plus prononcée pour ce spécimen en raison d'un gousset plus épais, même si les rapports A_n/A_g sont très similaires pour les 3 spécimens. Les codes ne donnent pas d'équations pour tenir compte de ces possibles concentrations de contraintes en fonction de la géométrie des trous ou des ouvertures dans les pièces. À titre comparatif, les calculs de résistances attendues ont été effectués en tenant compte du phénomène de décalage en cisaillement, c'est-à-dire en considérant une concentration de contraintes causée par le transfert de l'effort de traction du profilé HSS au gousset central. Comme discuté au chapitre 4, il est possible qu'il y ait eu un tel transfert, du moins partiel. Ces calculs sont présentés au Tableau 5-7. Pour ce calcul, la méthode canadienne et la méthode américaine ont été employées, telles que présentées à la section 3.3.2.1.8. La longueur L_w utilisée dans les équations (3-51) à (3-54) correspond à la moitié de la longueur de la soudure, car on suppose que le transfert de l'effort de traction au gousset se fait de part et d'autre du gousset sur la moitié de la longueur des soudures. Il est à noter que les longueurs de soudures au centre ne sont pas les mêmes que ceux que l'on retrouve aux extrémités des diagonales. Ces longueurs sont présentées sur les dessins d'atelier (annexe A.2) et on présente dans le tableau ci-dessous la longueur employée dans les calculs ($L_w/2$). Pour la méthode américaine, on s'est également assuré que le facteur de réduction α soit inférieur ou égal à 0,9, bien que cette condition était déjà respectée pour les trois spécimens. Pour

la méthode canadienne, on obtient des rapports entre T_{ue}/T_{uac} variant entre 1,52 et 1,93, tandis que pour la méthode américaine, ces rapports varient entre 1,27 et 1,34. En considérant le décalage en cisaillement, on constate, d'une part, que l'on obtient des résistances anticipées inférieures aux résistances attendues et, d'autre part, que la méthode canadienne est, dans ces cas, beaucoup plus conservatrice que la méthode américaine. Ainsi, sur la base de ces constatations, on peut penser que le calcul de la résistance sur la section nette peut se faire par un calcul d'aire nette standard, sans considération du décalage en cisaillement.

Tableau 5-7: Calcul de la résistance attendue dans le profilé HSS au centre de la diagonale continue (avec décalage en cisaillement)

No.	$L_w/2$ (mm)	Méthode canadienne					Méthode américaine			
		w (mm)	A_{n2} (mm ²)	A_{ne} (mm ²)	T_{uac} (kN)	T_{ue}/T_{uac} ()	\bar{x} (mm)	α	T_{uac} (kN)	T_{ue}/T_{uac} ()
2	198,5	218	1118	2236	1084	1,54	38,2	0,808	1243	1,34
4	198,5	218	1102	2204	1068	1,52	38,2	0,807	1281	1,27
8	141,5	212	816	1631	742	1,93	36,2	0,744	1098	1,30
Moyenne :						1,66				1,30

On peut également apporter un commentaire concernant la méthode de calcul de ce mode de rupture par la norme S16-09. À cet effet, pour ce mode de rupture et pour des contreventements de type MD, on peut multiplier la résistance en tension du profilé par R_y/ϕ , où R_y ne peut être supérieur à 1,2 pour les profilés HSS et à 1,1 pour les autres sections. Ceci a alors pour effet d'augmenter la résistance du profilé à cet endroit pour représenter la résistance probable en traction. Pour ce mode de rupture et pour des profilés HSS, ce facteur correspond à 1,6, ce qui est considérable. Ce facteur ne peut toutefois être appliqué pour les contreventements de type CC. Ceci est tout de même particulier, car il pourrait être nécessaire de renforcer l'aire nette du profilé pour une structure de type CC, mais cela ne serait pas requis pour le même profilé d'un contreventement de type MD. Cette différence n'affecte toutefois pas les valeurs de T_{uac} , du Tableau 5-6, car ces valeurs ont été calculées avec la vraie valeur de F_{ua} .

Pour les diagonales de type MD, l'objectif poursuivi par la norme est de permettre la plastification de la diagonale, sur l'aire brute, avant la rupture sur l'aire nette. Pour les spécimens nos. 2 et 4 (type MD), l'effort de traction produisant la plastification, tel que calculé avec les

propriétés mesurées, est égal à la force anticipée de plastification (T_{ya}) de 1535 kN (no. 2) et de 1583 kN (no. 4). Dans les deux cas, l'effort T_{ue} a été supérieur à cette valeur ($T_{ue} = 1664$ kN et 1627 kN pour les spécimens nos. 2 et 4, respectivement), ce qui indique que le comportement du spécimen rencontrait l'objectif de la norme CSA S16-09. On peut d'ailleurs constater la plastification de la diagonale tendue des deux spécimens sur les Figures 4-34a et b, respectivement. Par contre, ce mode de rupture n'est pas ductile et il s'est produit à un déplacement inter-étage de $1,5\%h_s$, ce qui pourrait être jugé inadéquat pour un contreventement de type MD. Cet aspect est repris plus bas.

5.2.2.4 Rupture du profilé HSS dans la zone soudée

La rupture du profilé HSS dans la zone soudée a également été observée pour les deux spécimens nos. 12 et 13. Bien que cette rupture puisse paraître similaire au mode de rupture précédent, elle est tout de même assez différente. Premièrement, dans ce cas, il y a assurément un transfert de l'effort entre le HSS et les plaques de transfert à travers les soudures et le décalage en cisaillement doit être considéré. Deuxièmement, la largeur entaillée du profilé est plus importante pour les assemblages en cisaillement double, car elle correspond à $t_g + 2t_s + 2$ mm, tandis qu'au centre, elle correspond uniquement à $t_g + 2$ mm. Troisièmement, pour ces deux spécimens, cette section était soumise à des rotations plastiques, ce qui n'était pas le cas de la rupture (ou amorce de rupture) observée produisant au centre de la longueur de la diagonale continue des spécimens nos. 2, 4 et 8.

Le Tableau 5-8 présente la comparaison des ruptures dans les HSS à la fin des plaques de transfert dans les assemblages d'extrémités. Le décalage en cisaillement a été calculé en utilisant la méthode canadienne lorsqu'il n'y avait pas de plaques de renfort (spécimen no. 13) et en utilisant la méthode américaine lorsqu'il y avait des plaques de renfort (spécimen no. 12). On présente également l'épaisseur du profilé utilisée (t_{HSS}), l'aire nette ou l'aire nette effective (A_n ou A_{ne}) et le facteur de réduction α . L'épaisseur du profilé employée est l'épaisseur de la paroi de la diagonale continue (voir Tableau 3-30), car c'est dans cette diagonale que les ruptures sont survenues pour les deux spécimens. Pour le spécimen no. 12, la contrainte ultime F_{ua} des plaques de renforts est égale à 480 MPa (pour une épaisseur de plaque égale à 8 mm, voir le Tableau 3-32). Pour le spécimen no. 12, seule A_n du HSS est présentée, car des cales étaient disposées de part et d'autre du HSS et que les limites ultimes de l'acier ne sont pas les mêmes pour le HSS et

les plaques, on doit considérer les aires des deux éléments indépendamment. Ainsi, on ne calcule pas A_{ne} pour la section composée. Le facteur α n'est pas présenté pour le spécimen no. 13, car c'est la méthode canadienne qui a été employée pour ce spécimen.

On obtient alors des rapports T_{ue}/T_{uac} de 0,92 et de 0,85, ce qui indique que les résistances prédites sont supérieures aux résistances obtenues expérimentalement. Cette plus faible résistance est attribuable à l'endommagement causé par les rotations plastiques cycliques qui se sont produites à l'aire nette suite à l'apparition de la 4^e rotule plastique pour ces spécimens. On peut penser que le spécimen no. 12 a seulement atteint un rapport T_{ue}/T_{uac} légèrement plus élevé parce que le phénomène a été moins présent en raison de l'utilisation de cales soudées par points et de plaques de renfort. Le spécimen no. 13 n'avait pas de cales ni de plaque de renfort.

L'utilisation de cales soudées structuralement a permis d'éviter la formation d'une quatrième rotule plastique à cet endroit critique et aucune rupture sur l'aire nette n'a été observée pour les spécimens avec assemblages en cisaillement double munis de cales soudées structuralement. Si aucune cale n'est employée ou si celles-ci ne sont pas soudées en continue, les résultats montrent qu'il serait nécessaire d'appliquer un facteur de réduction à la résistance à l'aire nette pour ce mode de rupture.

Tableau 5-8: Comparaison des ruptures dans les HSS à la fin des plaques de transfert dans les assemblages d'extrémités.

No.	Type	Diagonale	T_{ue} (kN)	t_{HSS} (mm)	A_n (mm ²)	A_{ne} (mm ²)	α	T_{uac} (kN)	T_{ue}/T_{uac} ()
12	MD-CD	Continue	1199	6,48	1798	---	0,89	1302	0,92
13	CCM-CD	Continue	715	6,62	1966	1561	---	837	0,85
Moyenne :									0,89

5.2.3 Influence d'un mode de rupture ductile pour un contreventement de type CC

Pour les spécimens nos. 11 et 16, la conception des assemblages a été réalisée pour que la rupture soit gouvernée par un mode de déformation ductile, soit l'ovalisation des trous des boulons dans les plaques de gousset. Ces deux spécimens représentaient des contreventements de type CC mais les efforts de conception des assemblages n'avaient pas été amplifiés par 1,5 en anticipation du

comportement ductile prévu (type CCM), comme cela est permis dans la norme CSA S16-09. Le comportement de ces deux spécimens peut être comparé à celui des spécimens nos. 5 et 17, respectivement, qui sont identiques sauf que les assemblages ont été conçus sans détail particulier pour obtenir un mode de rupture ductile. Dans ce cas, comme requis par la norme S16-09, ces assemblages ont été conçus pour des efforts amplifiés par le facteur 1,5 (type CCS). On peut donc évaluer la pertinence des dispositions de la norme en vérifiant si les comportements des deux types d'assemblages sont similaires.

Pour les spécimens nos. 11 et 16, il aurait été intéressant de placer des capteurs pour mesurer le glissement de l'assemblage résultant de l'ovalisation des trous durant les essais, mais cela s'est avéré difficile, voire impossible de le faire. En effet, étant donné que le flambement des assemblages s'est produit pour la plupart des spécimens, il n'était pas possible de placer un capteur de déplacement sur l'assemblage, car celui-ci aurait été endommagé durant l'essai. Pour cette raison, aucune valeur précise de glissement durant l'essai n'a été mesurée. Par contre, comme décrit au chapitre 4, on a pu constater après les essais que l'ovalisation des trous s'était bien produite pendant les essais.

Les observations et les résultats expérimentaux ont démontré que ce mode de rupture agissait comme un fusible dans la diagonale. Sous des efforts de tension importants, des déformations locales se sont développées autour des trous de boulons dans les goussets, comme prévu, permettent d'accommoder des déplacements latéraux du cadre tout en limitant les efforts et déformations dans les diagonales et autres pièces d'assemblage. Le phénomène a un effet similaire à réduire la rigidité axiale de la diagonale du contreventement. Toutefois, pour développer ce type de comportement, il est nécessaire que la plaque de gousset soit relativement mince. En conséquence, la résistance en compression devient alors plus faible et le comportement post-flambement devient peu performant.

À titre de comparaison, les comportements des diagonales discontinues et continues des spécimens nos. 5 et 11 sont présentés à la Figure 5-15. Pour ces deux assemblages, les épaisseurs des plaques de transfert étaient identiques ($t_s = 7,9375$ mm) tandis que les largeurs (b_s) étaient pratiquement les mêmes, respectivement de 260 mm et de 240 mm pour les spécimens nos. 5 et 11. Par contre, les plaques de gousset étaient différentes: $t_g = 15,875$ mm et $b_g = 260$ mm pour le spécimen no. 5 (type CCS) et $t_g = 9,525$ mm et $b_g = 320$ mm pour le spécimen no. 11 (type

CCM). Étant donné cette différence, il était attendu que le spécimen no. 5 développe des résistances en tension supérieures à celles du spécimen no. 11. Ce comportement a d'ailleurs été observé, tout comme l'ovalisation des trous dans la plaque de gousset du spécimen no. 11. En tension, la différence entre les deux spécimens réside principalement dans la rigidité inélastique. En effet, lorsque le spécimen no. 11 est rechargé en tension, on constate que la pente de l'effort dans le domaine inélastique est inférieure à la pente du spécimen no. 5. En compression, les résistances développées par le spécimen no. 11 ont été inférieures aux résistances développées par le spécimen no. 5.

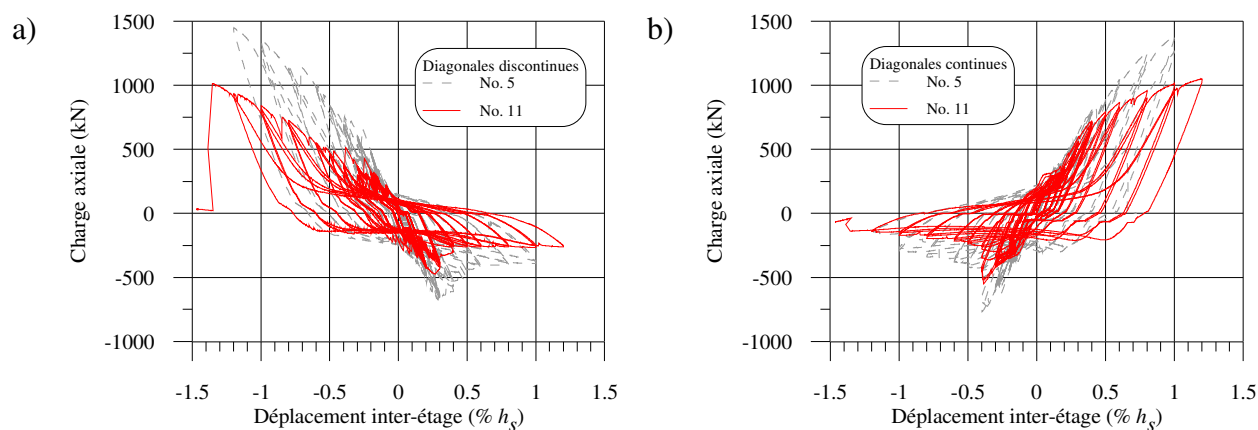


Figure 5-15: Influence d'un mode rupture ductile pour des diagonales composées de HSS pour : a) la diagonale discontinue; b) la diagonale continue.

Une seconde comparaison est présentée à la Figure 5-16 pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos. Pour ces deux spécimens, l'aire de la plaque de gousset était la même mais l'épaisseur et le diamètre du boulon étaient moindres pour le spécimen no. 16 ($t_g = 7,9375$ mm et $d_b = 15,875$ mm) comparativement à ceux du spécimen no. 17 ($t_g = 9,525$ mm et $d_b = 19,05$), ce qui permettait de favoriser l'ovalisation des trous dans le premier cas. Dans ce cas, les charges de tension n'ont pas été limitées à l'ultime, mais la rigidité dans le domaine inélastique du spécimen no. 16 a été réduite par rapport à la rigidité inélastique du spécimen no. 17, suite à l'ovalisation des trous de boulons. Ainsi, le spécimen no. 16 s'est déformé davantage en raison de l'ovalisation importante comparativement au spécimen no. 17, ce qui a donné des efforts de tension moindres pour un déplacement inter-étage donné. Il faut toutefois noter que les assemblages du spécimen no. 17 ont tout de même développé une certaine ovalisation des trous de boulons. Celle-ci a toutefois été plus faible que celle du spécimen no. 16.

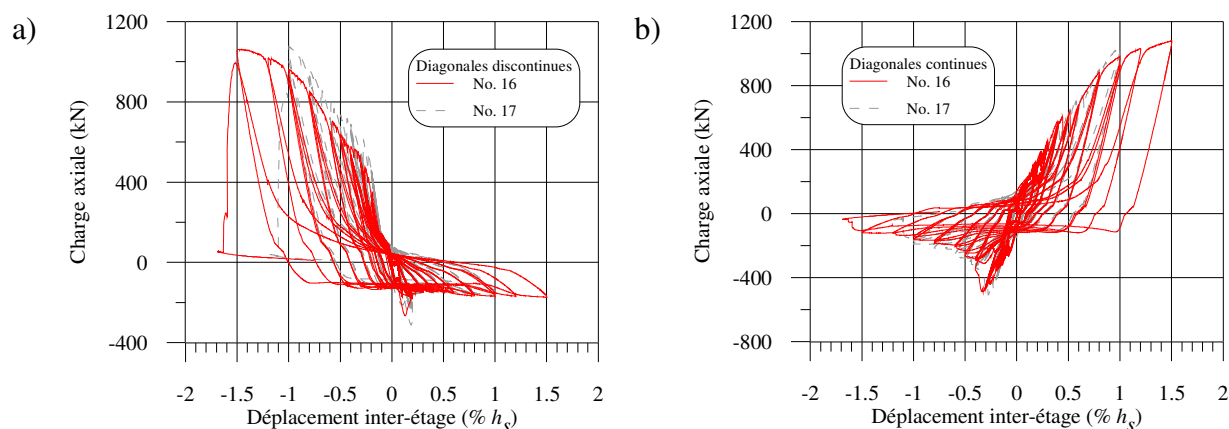


Figure 5-16: Influence d'un mode rupture ductile pour des diagonales composées de cornières dos-à-dos pour : a) la diagonale discontinue; b) la diagonale continue.

Finalement, il faut noter que pour toutes les diagonales des spécimens de type CCM avec les assemblages ductiles (spécimens nos. 11 et 16) ont accommodé des déplacements inter-étage plus importants que les spécimens de type CCM sans assemblages ductiles (spécimens no. 10 et 17). En effet, les ruptures sont survenues à des déplacements de 1,4 et 1,5% h_s pour les spécimens nos. 11 et 16 comparativement à des déplacements de 0,4 et de 1,0% h_s pour les spécimens nos. 10 et 17. Il faut simplement spécifier que pour le spécimen no. 10, ce déplacement correspond en fait au déplacement atteint lorsque le cisaillement inter-étage correspondait à 80% du cisaillement inter-étage maximal atteint, et non à la rupture du spécimen. Ainsi, ce comportement correspond en fait aux objectifs du code et ceux-ci ont donc bels et bien été atteints. Toutefois, tel que mentionné précédemment, les résistances en compression des spécimens nos. 11 et 16 ont été très faibles et ce mode de rupture pourrait ne pas être applicable pour des assemblages devant résister à des efforts de compression.

5.2.4 Évaluation du déplacement inter-étage atteint en fonction du type de contreventement

Dans cette section, on présente l'évaluation du déplacement inter-étage maximum atteint en fonction du type de contreventement. La comparaison entre les divers spécimens est présentée au Tableau 5-9. On rappelle que le déplacement inter-étage maximum (Δ_{max}) correspond au déplacement maximal atteint dans la diagonale où la rupture s'est développée. De plus, on considèrerait que le déplacement maximal était atteint lorsque le cisaillement inter-étage était réduit

à 80% du cisaillement maximal atteint. Cette situation a seulement été observée pour les spécimens nos. 10 et 18. Le spécimen no. 13 était également proche de cette limite. Pour ce spécimen, si la limite s'était appliquée, le déplacement maximal aurait été égal à 0,4% h_s . Cette valeur est montrée entre parenthèses dans le Tableau 5-9.

Cinq spécimens de contreventements étaient de type CCM ($T_{fc} = C_f$). Parmi ceux-ci, seuls deux spécimens (nos. 11 et 16) avaient été conçus spécifiquement pour que le mode de rupture de l'assemblage soit ductile. Pour les 3 autres spécimens (nos. 10, 13 et 14), aucune précaution n'avait été prise pour obtenir un mode de rupture ductile. Le facteur d'amplification des efforts de 1,5 n'avait pas été appliqué pour déterminer la pertinence d'appliquer ce facteur. On constate que pour ces spécimens de type CCM avec mode de rupture ductile, les déplacements maximums atteints sont entre 1,5 et 3 fois supérieurs aux déplacements maximums atteints lorsque la rupture n'était pas ductile ($\Delta_{max}/h_s = 1,4$ et 1,5% vs 0,4 à 0,9%). Les déplacements atteints pour les spécimens 10, 13 et 14 peuvent être inférieurs à ceux anticipés et par conséquent, leur résistance est inadéquate. Ainsi, les résultats expérimentaux démontrent la pertinence de développer un mode de rupture ductile si l'effort de dimensionnement n'est pas multiplié par 1,5. Tel que mentionné précédemment, ce mode de rupture pourrait toutefois être difficile à développer si l'assemblage doit résister à des charges de compression.

Six contreventements étaient de type CCS ($T_{fc} = 1,5C_f$). Dans ce cas, aucune considération de rupture ductile n'était vérifiée. Le déplacement maximal atteint pour ces spécimens était égal à 0,9 et 1,0% h_s , à l'exception du spécimen no. 8, pour lequel Δ_{max} égal 1,4. Pour les spécimens nos. 5, 6, 7 et 9, la rupture s'est développée dans les plaques de transfert et dans la plaque de gousset central pour le spécimen no. 17. En épaississant les plaques d'assemblage du spécimen no. 8, l'assemblage a développé une meilleure ductilité. On peut noter que les déplacements maximums atteints pour les spécimens de type CCS sont plus élevés que ceux atteints pour les spécimens de type CCM avec des assemblages non-ductiles, mais plus faibles que ceux atteints pour les spécimens de type CCM avec des assemblages ductiles.

Finalement, quatre spécimens de type MD sont présentés au Tableau 5-9. On exclut les spécimens nos. 1 et 3 étant donné que la présence de fusibles a affaibli les diagonales en tension et ce comportement n'est pas représentatif de ce type de contreventements. Seul le spécimen no. 12 a atteint des déplacements inférieurs à ceux qui seraient anticipés pour ce type de

contreventement. Les trois autres spécimens ont développé des déplacements entre $1,5\% h_s$ et $1,7\% h_s$, ce qui se rapproche des déplacements attendus pour ces contreventements. Toutefois, les ruptures des spécimens nos. 2 et 4 se sont produites dans des aires nettes, ne permettant pas de développer un comportement ductile.

Tableau 5-9: Comparaison des déplacements maximums atteints à la rupture selon le type de contreventement.

Type	Profilé	Configuration assemblage	No.	Δ_{max}^1 (% h_s)	Rupture désirée (conception)
CCM	HSS	CD	10	0,4	Non-ductile
	HSS	CD	13	0,9 (0,4)	Non-ductile
	HSS	CS	14	0,5	Non-ductile
	HSS	CD	11	1,4	Ductile
	HSS	CD	16	1,5	Ductile
CCS	HSS	CD	5	1,0	Non-ductile
	HSS	CD	6	1,0	Non-ductile
	HSS	CS	7	0,9	Non-ductile
	HSS	CS	9	1,0	Non-ductile
	2L	CD	17	1,0	Non-ductile
	HSS	CS	8	1,4	Non-ductile
MD	HSS	CD	2	1,6	Non-ductile
	HSS	CD	4	1,5	Non-ductile
	HSS	CD	12	1,1	Non-ductile
	2L	CD	18	1,7	Non-ductile

¹Déplacement maximal inter-étage atteint lorsque le cisaillement inter-étage est réduit à 80% du cisaillement maximal atteint.

5.3 Évaluation globale du comportement des contreventements

Le comportement attendu d'un contreventement concentrique a été présenté au chapitre 2. Toutefois, pour les essais réalisés, le flambement des assemblages a interféré dans le comportement des contreventements. Cette section présente une évaluation globale du comportement observé des contreventements, dont: le rapport des efforts de tension et de compression (T/C) lors du flambement, la comparaison entre les efforts de flambement dans les deux diagonales, l'influence de la rigidité flexionnelle des assemblages sur la résistance en compression des diagonales, le coefficient de longueur effective expérimental (K_e) des diagonales, les efforts de compression dans les diagonales sous l'augmentation du déplacement

latéral, les efforts de tension dans les diagonales sous l'augmentation du déplacement latéral et l'endommagement des diagonales sous les effets cycliques.

5.3.1 Rapport des efforts de tension/compression (T/C) dans les diagonales lors du flambement

Lors du dimensionnement des contreventements concentriques travaillent en tension-compression, on assume que le rapport entre les efforts dans la diagonale tendue et les efforts dans la diagonale comprimée (T/C) lors du flambement est égal à 1,0. Dans cette optique, le cisaillement inter-étage appliqué au contreventement est alors distribué également entre les deux diagonales. De plus, pour les structures de type CC, le dimensionnement des éléments secondaires, tels que les poutres, les colonnes, les assemblages et les fondations, est basé sur cette hypothèse puisque les efforts de dimensionnement pour ces éléments sont obtenus par une analyse élastique. Finalement, il a été démontré que la résistance en compression d'une diagonale comprimée peut-être plus élevée lorsque l'effort de tension est plus élevé dans la seconde diagonale (Picard et Beaulieu 1988). Pour ces raisons, il est pertinent d'évaluer le rapport des forces axiales dans les diagonales lors du flambement, particulièrement lorsque le flambement survient dans l'assemblage. Le Tableau 5-10 présente ainsi les rapports T/C , lorsque le flambement se produit dans la diagonale discontinue et lorsqu'il se produit dans la diagonale continue. La Figure 5-17 présente ces rapports de manière schématique.

Tableau 5-10: Rapport des charges de tension/compression (T/C) lors du flambement.

No.	Flambement diagonale discontinue			Flambement diagonale continue		
	$T_{ue,con.}$ (kN)	$C_{ue,dis.}$ (kN)	Rapport T/C ()	$T_{ue,dis.}$ (kN)	$C_{ue,con.}$ (kN)	Rapport T/C ()
1	963	-751	1,28	1084	-889	1,22
2	1129	-834	1,35	1133	-996	1,14
3	1019	-1028	0,99	1156	-990	1,17
4	1119	-1125	1,00	1252	-984	1,27
5	598	-677	0,88	749	-769	0,97
6	1059	-847	1,25	1101	-948	1,16
7	393	-453	0,87	1067	-808	1,32
8	654	-535	1,22	969	-763	1,27
9	832	-829	1,00	1208	-871	1,39
10	521	-586	0,89	667	-629	1,06
11	504	-474	1,06	514	-550	0,93
12	407	-477	0,85	907	-604	1,50
13	450	-433	1,04	591	-474	1,25
14	286	-284	1,01	586	-483	1,21
16	241	-266	0,90	554	-490	1,13
17	209	-313	0,67	611	-507	1,20
18	756	-804	0,94	921	-764	1,20
Moyenne HSS (nos. 1 à 14) :			1,05			
Moyenne 2L (nos. 16 à 18):			0,84			
Moyenne globale :			1,01			

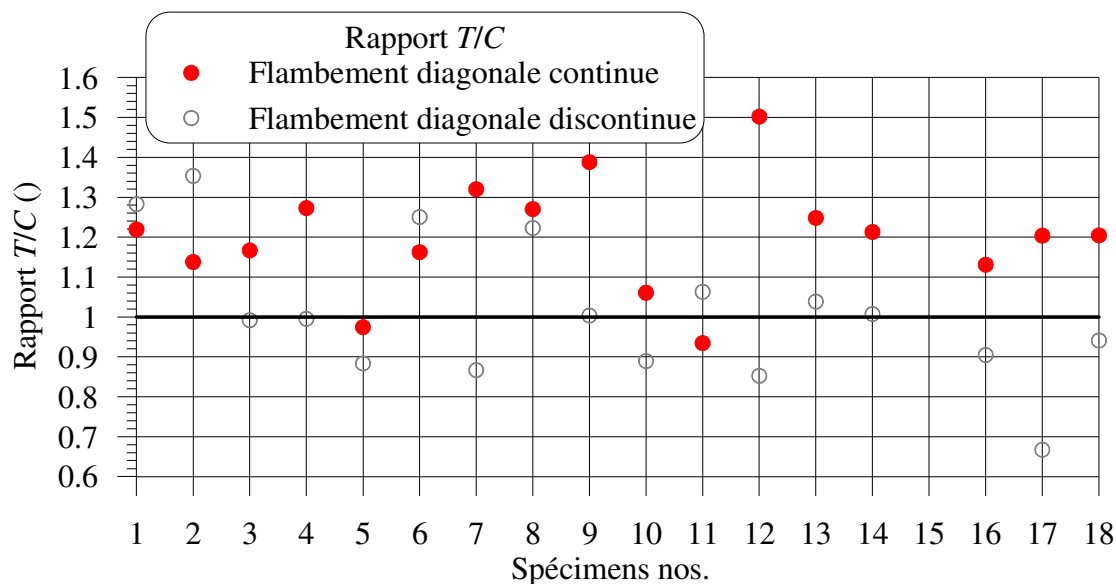


Figure 5-17: Rapport T/C selon les spécimens.

Lorsque le flambement se produit dans la diagonale discontinue, la tension dans la diagonale continue est généralement équivalente à la charge de flambement de la diagonale discontinue ($T/C_{moyen} = 1,01$). L'hypothèse que les deux charges sont égales lors du flambement est relativement correcte, bien que les valeurs varient entre 0,85 et 1,35, ce qui dénote une variabilité importante. Toutefois, lorsque le flambement survient dans la diagonale continue, l'effort de tension dans la diagonale discontinue est, dans tous les cas, plus élevée par environ 20% que l'effort de compression dans la diagonale continue ($T/C_{moyen} = 1,20$). Les rapports sont également très variables, soient entre 0,93 et 1,50. Deux principales raisons peuvent expliquer que le rapport T/C soit plus élevé lorsque le flambement se développe dans la diagonale continue. La première raison concerne les différences entre les modes de flambement des deux diagonales et la seconde raison concerne l'influence de la position du point d'application des forces horizontales au cadre d'essais. Ces deux points seront traités dans les sous-sections suivantes. Une discussion sera finalement présentée.

5.3.1.1 Influence du mode de flambement de la diagonale discontinue et de la diagonale continue

Pour la majorité des spécimens étudiés, le flambement de la diagonale discontinue s'est développé dans les assemblages. À cet effet, la Figure 5-18 illustre l'évolution de l'effort axial dans les diagonales des spécimens nos. 7 et 12 lorsque le flambement se produit dans la diagonale discontinue. Pour les deux diagonales, la rigidité est identique, car les propriétés des diagonales sont identiques (même pente). L'écart entre les efforts (pour un déplacement inter-étage donné) est principalement lié aux conditions expérimentales. Lorsque l'instabilité survient dans la diagonale discontinue, le phénomène se développe durant un court incrément de déplacement latéral. Par conséquent, au moment où la charge maximale est atteinte en compression dans la diagonale discontinue, l'effort de tension dans la diagonale continue est comparable à l'effort de compression (note : le rapport T/C correspond à l'emplacement des ovales noires sur les graphiques).

On pourra noter également que, même si le flambement se développe en flexion dans la membrure de la diagonale discontinue, tel que pour les spécimens nos. 3, 4 et 18, les rapports T/C sont aussi près de 1,0 ($T/C = 0,99$, $1,00$ et $0,94$, pour les spécimens nos. 3, 4 et 18 respectivement). Ce phénomène ne semble donc pas se produire uniquement lorsque le flambement se développe dans l'assemblage.

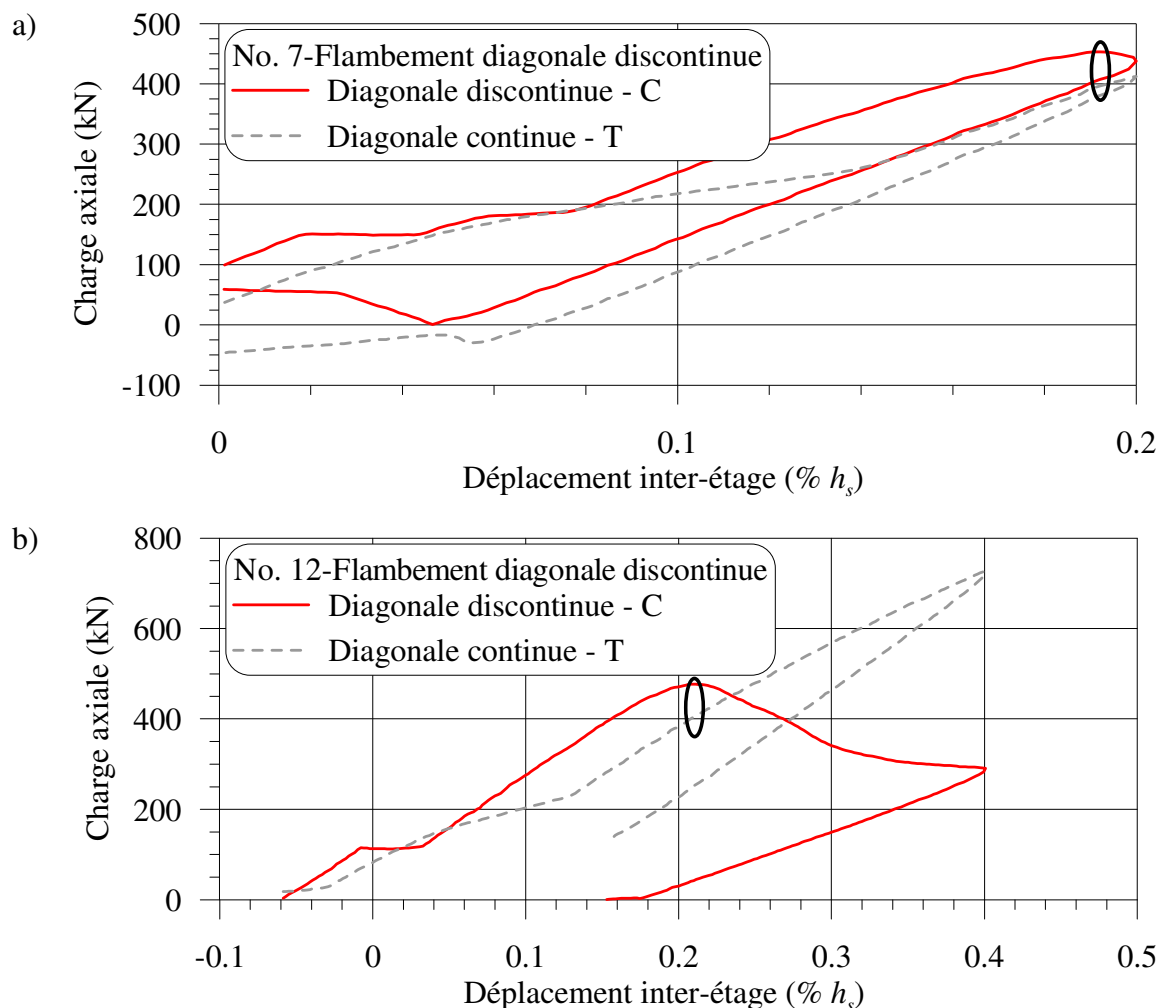


Figure 5-18: Efforts axiaux dans les diagonales lorsque le flambement se produit dans la diagonale discontinue pour le : a) spécimen no. 7; b) spécimen no. 12.

Contrairement au flambement dans la diagonale discontinue, le flambement de la diagonale continue est d'abord caractérisé par une instabilité globale de la diagonale (mode M1). Dépendamment des spécimens étudiés, le mode de flambement se transforme ensuite vers un mode de flambement localisé dans les assemblages (mode M3) ou dans la diagonale, selon le second mode M2. La Figure 5-19 illustre les efforts axiaux dans les diagonales des spécimens nos. 7 et 12 lorsque le flambement se produit dans la diagonale continue. Dans ces cas, les rigidités des deux diagonales sont identiques pour des déplacements de faibles amplitudes. Sous l'augmentation du déplacement latéral imposé, l'instabilité globale qui se développe dans la diagonale continue réduit la rigidité axiale de cette diagonale. La réduction de la rigidité de la diagonale continue peut également être expliquée par l'apparition de déformations inélastiques

causées par la présence de contraintes résiduelles et d'imperfections initiales dans la diagonale et dans les assemblages. Sous les mêmes déplacements, la rigidité de la diagonale discontinue demeure constante puisqu'elle est tendue. Dans ces cas, la diminution de la rigidité axiale de la diagonale continue se développe sur un incrément important de déplacement inter-étage, ce qui a pour conséquence de créer un écart important entre les forces dans la diagonale discontinue et la diagonale continue lorsque le flambement survient dans cette dernière. Pour le spécimen no. 7, le flambement se produit dans la moitié de la diagonale continue (mode M2). Dans ce cas, le passage entre le 1^{er} mode de flambement et le 2^e mode est relativement lent. Pour le spécimen no. 12, le flambement se développe dans l'assemblage d'extrémité et, dans ce cas, la perte de résistance est subite suite à ce phénomène.

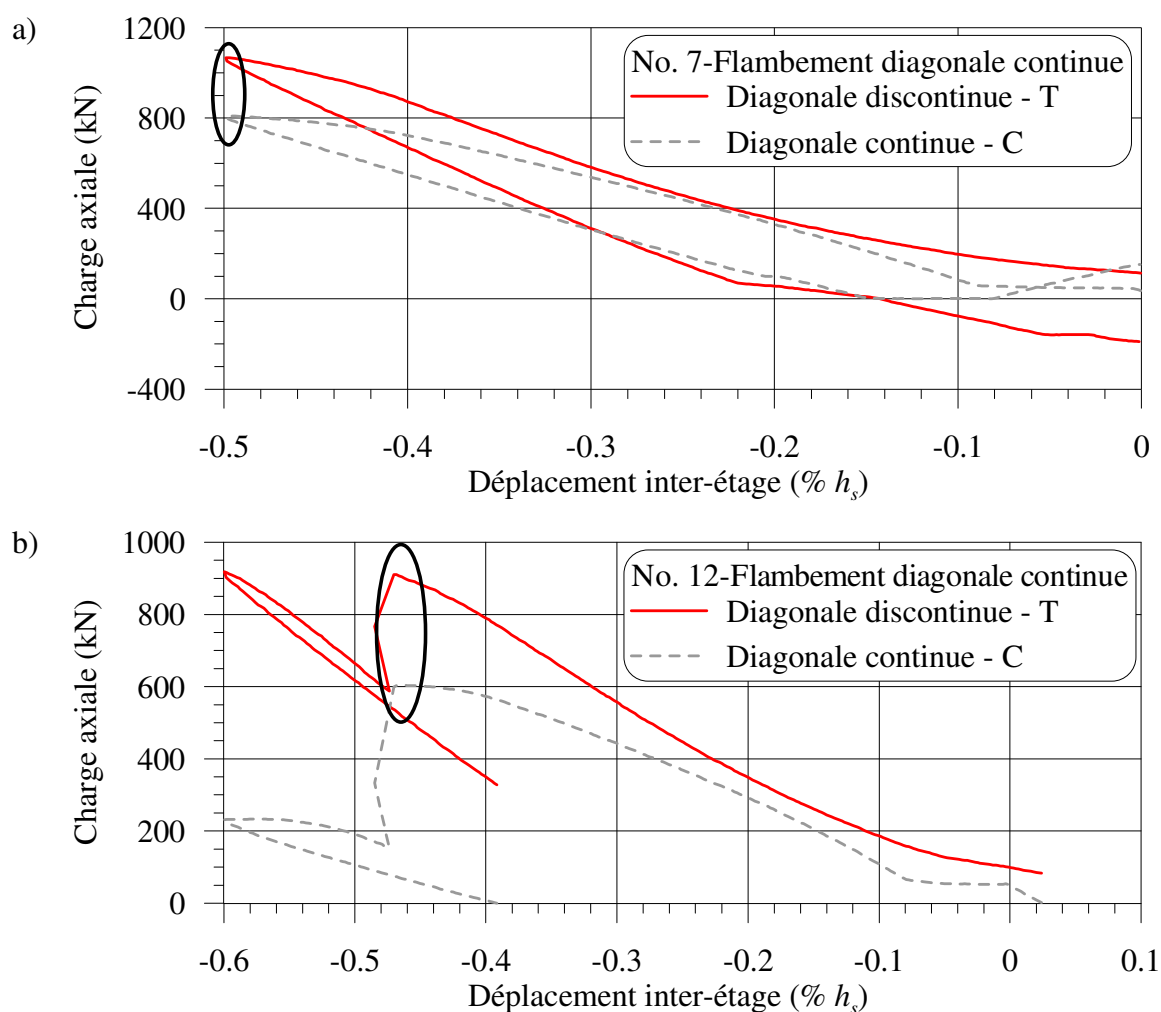


Figure 5-19: Efforts axiaux dans les diagonales lorsque le flambement se produit dans la diagonale continue pour le : a) spécimen no. 7; b) spécimen no. 12.

5.3.1.2 Influence de la position du point d'application du cisaillement imposé au cadre

La position du point d'application des forces horizontales au cadre d'essais peut également affecter les rapports T/C . Compte tenu que la force horizontale est appliquée à un certain point le long de la poutre, la distribution des forces entre les deux diagonales n'est pas uniforme. Un modèle élastique du cadre a alors été réalisé sur le logiciel SAP2000 pour évaluer la distribution élastique des efforts dans les deux diagonales. Dans ce modèle, une force horizontale de 1000 kN a été appliquée sur la poutre supérieure, à une distance de 2264 mm du centre de la colonne de droite. Cette position correspond à l'emplacement du centre du groupe de boulons de fixation des vérins (voir Figure 3-12). Les contreventements ont été modélisés en utilisant des profilés HSS127x127x8.0. La diagonale discontinue a été décomposée en deux segments dont les extrémités étaient libres de subir une rotation (rotules). Ce détail de modélisation n'a toutefois pas influencé les résultats. Le modèle est présenté à la Figure 5-20.

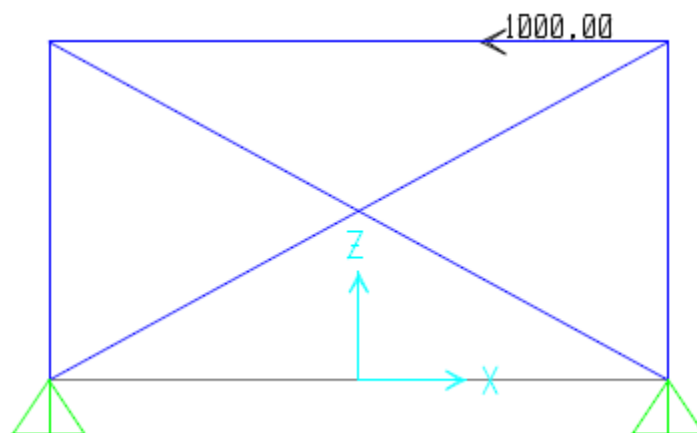


Figure 5-20: Modèle du cadre.

La distribution des efforts élastiques dans les membrures qui a été obtenue est présentée à la Figure 5-21. Pour ce modèle, l'effort axial maximal en tension dans la diagonale continue est de 564 kN, tandis que l'effort axial maximal de compression dans la diagonale discontinue est de 578 kN. La distribution des efforts dans les diagonales pour un effort de cisaillement appliqué dans la direction opposée est pratiquement identique. Étant donné que la diagonale discontinue est située plus près du point d'application de la force horizontale, cette diagonale reprend environ 2,5% plus d'effort que la diagonale continue. Les rapports des forces T/C sont respectivement de 1,02 et de 0,98 pour le flambement dans la diagonale continue et pour le flambement dans la

diagonale discontinue. Par conséquent, la position du point d'application de l'effort de cisaillement n'influence que très peu la distribution des efforts dans les diagonales dans le domaine élastique. La validation du modèle est présentée à l'annexe A.7.

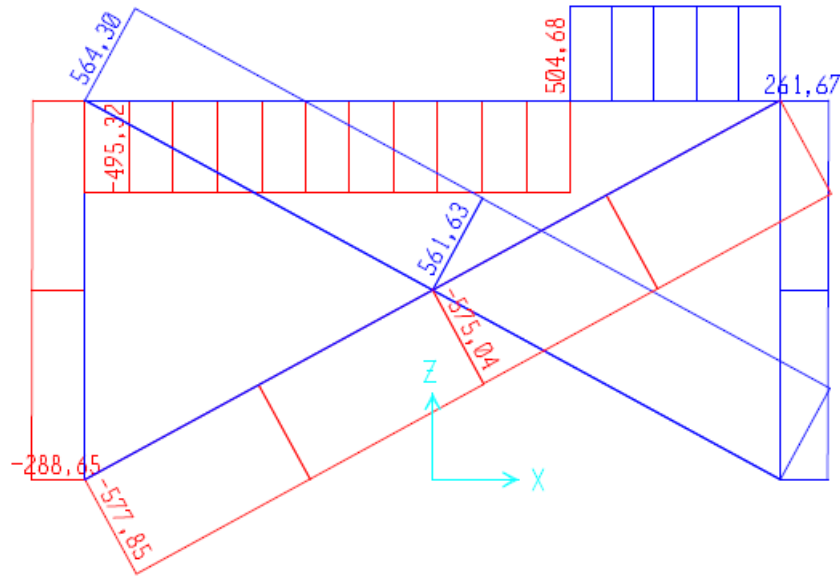


Figure 5-21: Distribution des forces dans les différents éléments.

5.3.1.3 Discussion sur le rapport T/C

Les essais ont démontré que le rapport T/C moyen est environ égal à 1,0 lorsque le flambement se produit dans la diagonale discontinue et qu'il est environ égal à 1,2 lorsque le flambement se développe dans la diagonale continue. L'écart entre les deux rapports T/C provient essentiellement de la différence entre les modes de flambement. L'écart moyen est de 11% de part et d'autre des rapports T/C moyens. Ainsi, l'hypothèse que l'on utilise habituellement lors du dimensionnement à l'effet que les deux diagonales reprennent chacune 50% du cisaillement inter-étage est incorrecte. Une analyse a démontré que la position du point d'application des forces horizontales le long de la poutre supérieure avait une influence négligeable, dans le domaine élastique, sur la distribution des efforts entre les deux diagonales.

5.3.2 Comparaison entre les efforts de flambement dans la diagonale discontinue et dans la diagonale continue

Lorsque l'on évalue la résistance en compression des diagonales, on assume généralement que la résistance des deux diagonales est identique. À cet effet, la Figure 5-22 illustre la comparaison entre les efforts de flambement dans la diagonale continue ($C_{ue,con.}$) et les efforts de flambement dans la diagonale discontinue ($C_{ue,dis.}$). Pour pratiquement tous les spécimens, on observe que l'effort de flambement dans la diagonale continue a été supérieur à l'effort de flambement de la diagonale discontinue. La résistance en compression plus élevée pour la diagonale continue dépend de plusieurs facteurs, dont:

- Pour les spécimens en cisaillement simple (spécimens nos. 7, 8, 9 et 14) et les spécimens composés de cornière dos-à-dos (spécimens nos. 16 et 17), la résistance supérieure est attribuable au fait que le flambement se soit produit dans la membrure, tandis que pour la diagonale discontinue, le flambement s'est produit dans l'assemblage central.
- Pour les spécimens nos. 5, 6, 10, 11, 12 et 13, le flambement s'est développé dans les assemblages pour les deux diagonales. On peut ajouter à ce groupe les spécimens nos. 1 et 2 car, bien que le flambement de la diagonale continue se soit initié par flexion de la membrure, l'instabilité s'est déplacé rapidement par la suite aux assemblages d'extrémités (mode M3). Pour ces spécimens, il y a davantage de possibilité de former un mécanisme de rotules plastiques (plus d'éléments d'assemblage) dans la diagonale discontinue comparativement à la diagonale continue. La diagonale discontinue est alors plus sensible aux phénomènes d'instabilité que la diagonale continue. Pour ces six spécimens, on obtient un rapport moyen $C_{ue,con.}/C_{ue,dis.} = 1,15$, signifiant que les assemblages d'extrémités de la diagonale continue ont développé des résistances en compression 15% supérieure à la résistance en compression des assemblages centraux.
- Pour les spécimens nos. 3, 4 et 18, le flambement s'est développé dans les membrures pour les deux diagonales. Pour les trois spécimens, la diagonale discontinue a offert une résistance supérieure à la diagonale continue. Pour ces trois spécimens, on a effectivement obtenu une moyenne de $C_{ue,con.}/C_{ue,dis.} = 0,93$, ce qui revient à dire que la résistance en compression de la diagonale continue est environ 7% inférieure à la résistance en compression de la diagonale discontinue. Ce phénomène est attribuable entre autres au

fait que la longueur du segment sur lequel survient le flambement de la diagonale discontinue est plus courte que celle de la diagonale continue. De plus, la rigidité élevée des assemblages peut contribuer à la résistance en compression plus élevée de la diagonale discontinue. La présence de fusibles dans les diagonales du spécimen no. 3 n'affecte pas ce rapport puisque l'instabilité est survenue dans les fusibles pour les deux diagonales du spécimen.

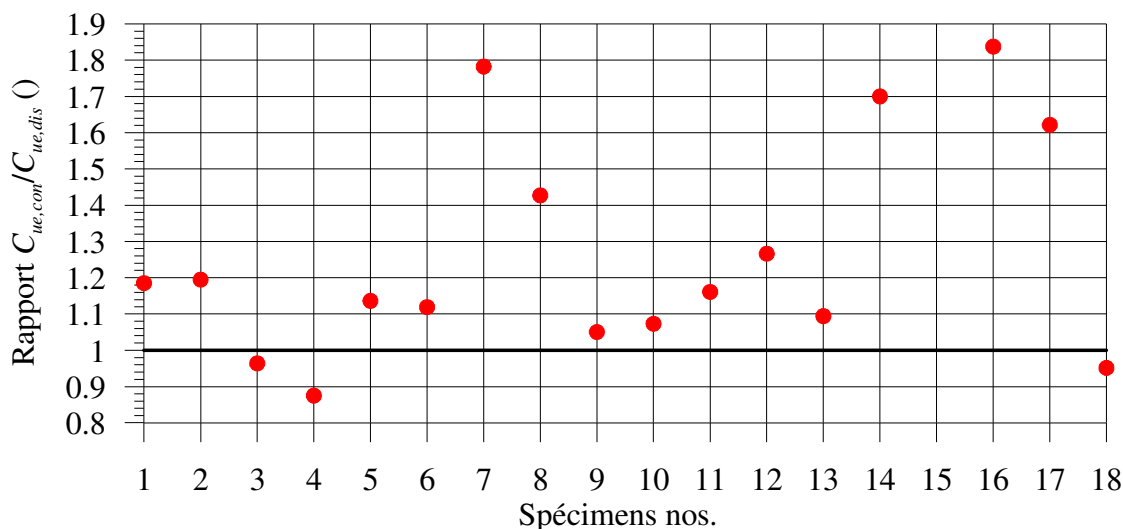


Figure 5-22: Rapport entre la charge de flambement de la diagonale continue ($C_{ue,con.}$) sur la charge de flambement de la diagonale discontinue ($C_{ue,dis.}$) pour chacun des spécimens.

5.3.3 Influence de la rigidité flexionnelle des assemblages sur la résistance en compression de la diagonale

Les recherches antérieures ont démontré que l'augmentation de la rigidité des extrémités d'une diagonale améliore la résistance en compression de la diagonale. Il est toutefois difficile avec les essais de ce programme d'obtenir de telles comparaisons car, pour la plupart des spécimens, le flambement s'est développé dans les assemblages et non dans les diagonales.

Cette comparaison pourrait notamment être réalisée pour les spécimens ayant des assemblages en cisaillement simple. Toutefois, lorsque la rigidité flexionnelle des assemblages est augmentée, ce qui est fait en augmentant l'épaisseur des plaques, l'excentricité dans l'assemblage augmente par le fait même. Pour ces spécimens, le résultat net est que l'augmentation de la rigidité flexionnelle

des assemblages d'extrémité de la diagonale ne conduit pas nécessairement à une augmentation de la résistance en compression de la diagonale.

Toutefois, pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos, la résistance en compression de la diagonale continue du spécimen no. 18 a été grandement supérieure aux résistances développées par les spécimens nos. 16 et 17 ($C_{ue,con.} = 764 \text{ kN}$ vs 490 kN et 507 kN , pour les spécimens nos. 18, 16 et 17 respectivement). La résistance en compression de la diagonale continue du spécimen no. 18 est ainsi supérieure de 56% et de 51% par rapport aux résistances en compression de la diagonale continue des spécimens nos. 16 et 17 respectivement. La Figure 5-23 illustre la comparaison des hystérésis des spécimens.

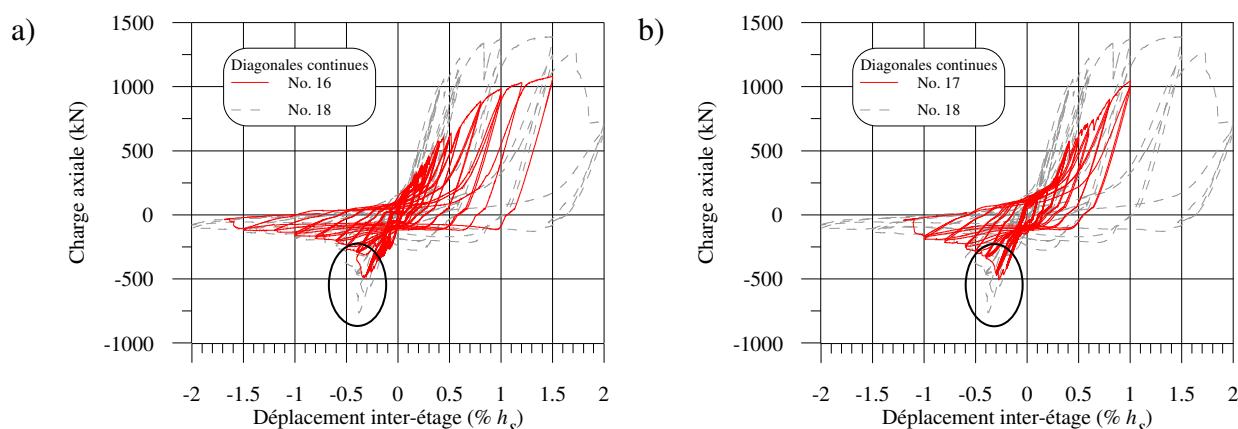


Figure 5-23: Comparaison du comportement de la diagonale continue des spécimens faits avec des cornières dos-à-dos.

Deux raisons peuvent expliquer cette différence : 1) la rigidité flexionnelle du spécimen no. 18 était supérieure à la rigidité flexionnelle des deux autres spécimens; et 2) la rigidité flexionnelle des assemblages d'extrémités du spécimen no. 18 était supérieure à la rigidité flexionnelle des assemblages d'extrémités des spécimens nos. 16 et 17.

En effet, la rigidité flexionnelle de la section du spécimen no. 18 était supérieure de 20% et de 16% comparativement aux spécimens nos. 16 et 17 respectivement, ceci en raison de l'espacement plus élevé entre les cornières (voir I_y , Tableau 3-15). Ainsi, on anticipait que la résistance en compression C_{ua} de la diagonale continue soit supérieure pour le spécimen no. 18 comparativement à la résistance C_{ua} des spécimens nos. 16 et 17 ($C_{ua} = 439 \text{ kN}$ vs 391 kN et 402 kN). Par contre, cette différence au niveau de la rigidité flexionnelle de la diagonale du spécimen no. 18 ne peut expliquer à elle seule les différences importantes entre les résistances en

compression qui ont été mesurées. La présence d'assemblages plus rigides en flexion aux extrémités des diagonales explique aussi la résistance en compression plus élevée du spécimen no. 18. En effet, les assemblages du spécimen no. 18 étaient 8,0 et 5,6 fois plus rigides que ceux des assemblages des spécimens nos. 16 et 17 respectivement.

On peut noter que l'augmentation de la rigidité flexionnelle de l'assemblage a amélioré la résistance en compression de la diagonale. Ce gain de résistance en compression de la diagonale pourrait alors nécessiter d'employer un assemblage plus rigide, lorsqu'il est désiré que le flambement se développe dans la membrure.

5.3.4 Coefficient de longueur effective expérimental (K_e)

Le coefficient de longueur effective expérimental des diagonales (K_e) a pu être déterminé à partir des résistances en compression des diagonales qui ont été mesurées durant les essais. Ce calcul a été fait en utilisant les équations de la résistance en compression de la norme canadienne (équations (3-10) et (3-11)). Dans ces équations, on a en posé le coefficient de tenue $\phi = 1,0$, on a utilisé l'aire mesurée de la section des profilés (Tableau 3-30), la limite élastique mesurée des spécimens (F_{ya} du Tableau 3-33), le rayon de giration nominal des profilés (r), et une longueur (L) égale à la longueur totale de la diagonale continue, soit la longueur mesurée entre les deux rotules plastiques dans les plaques de gousset d'extrémité (voir Figure 3-1). Pour les cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16 à 18), on a tenu compte du flambement en flexion-torsion, du flambement individuel des cornières et du voilement local des ailes des cornières, comme décrit au chapitre 3. On a également évalué les valeurs de K_e de ces spécimens en ne tenant pas compte du voilement local des ailes des cornières. Une discussion est présentée ci-dessous concernant ces deux méthodes de calcul. On présente au Tableau 5-11 les paramètres de calcul, dont le rayon de giration (r), la longueur (L) et les efforts de compression maximum (C_{ue}), puis les résultats dont l'élancement réel (λ_e), la longueur effective réelle (KL_e), et le coefficient de longueur effectif réel (K_e).

Il faut toutefois noter que lorsque le flambement se développe dans l'assemblage, la valeur de K_e obtenue n'a aucune signification physique étant donné que l'on emploie les propriétés des diagonales alors que les propriétés des assemblages devraient être utilisées.

Tableau 5-11: Coefficient de longueur effective équivalent (K_e).

No.	r (mm)	L (mm)	Diagonale continue				Diagonale discontinue			
			C_{ue} (kN)	λ_e (°)	$(KL)_e$ (mm)	K_e (°)	C_{ue} (kN)	λ_e (°)	$(KL)_e$ (mm)	K_e (°)
1	48,3	6502	889	0,968	3136	0,48	751	1,169	3786	0,58
2	48,3	6502	996	0,912	2955	0,45	834	1,080	3497	0,54
3	48,3	6492	990	0,920	2979	0,46	1028	0,861	2788	0,43
4	48,3	6502	984	0,957	3100	0,48	1125	0,751	2433	0,37
5	48,3	6510	769	1,201	3888	0,60	677	1,300	4210	0,65
6	48,3	6510	948	0,993	3215	0,49	847	1,075	3483	0,53
7	48,3	6510	808	1,054	3611	0,55	453	1,598	5477	0,84
8	48,3	6492	763	1,117	3828	0,59	535	1,425	4884	0,75
9	48,3	6510	871	0,930	3188	0,49	829	1,041	3567	0,55
10	48,3	6510	629	1,284	4400	0,68	586	1,340	4594	0,71
11	48,3	6502	550	1,410	4834	0,74	474	1,530	5243	0,81
12	38,6	6510	604	1,179	2827	0,43	477	1,440	3451	0,53
13	38,6	6510	474	1,436	3441	0,53	433	1,518	3638	0,56
14	38,6	6510	483	1,386	3323	0,51	284	1,942	4654	0,71
15	48,3	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
16 ¹	30,7	6523	490	1,292		0,41	266	1,926		0,66
				(1,422)		(0,46)		(2,082)		(0,72)
17 ¹	31,2	6523	507	1,266		0,40	313	1,757		0,60
				(1,393)		(0,46)		(1,905)		(0,66)
18 ¹	33,6	6510	764	0,857		0,16	804	----		----
				(0,992)		(0,29)		(0,936)		(0,25)
Moyennes :			M2 (HSS) : 0,50				M4 (HSS) : 0,71			
			M2 (2L) : 0,32				M5 (HSS) : 0,59			
			M3 (HSS) : 0,58				M5 (2L) : 0,63			
							M6 (HSS) : 0,81			
							M7 (HSS) : 0,40			

¹Valeurs entre parenthèses obtenues en omettant la réduction pour le voilement local de l'aile longue des cornières.

Les résultats du Tableau 5-11 sont présentés de manière graphique à la Figure 5-24. On y présente les valeurs K_e selon que flambement se soit développé dans la membrure ou dans l'assemblage.

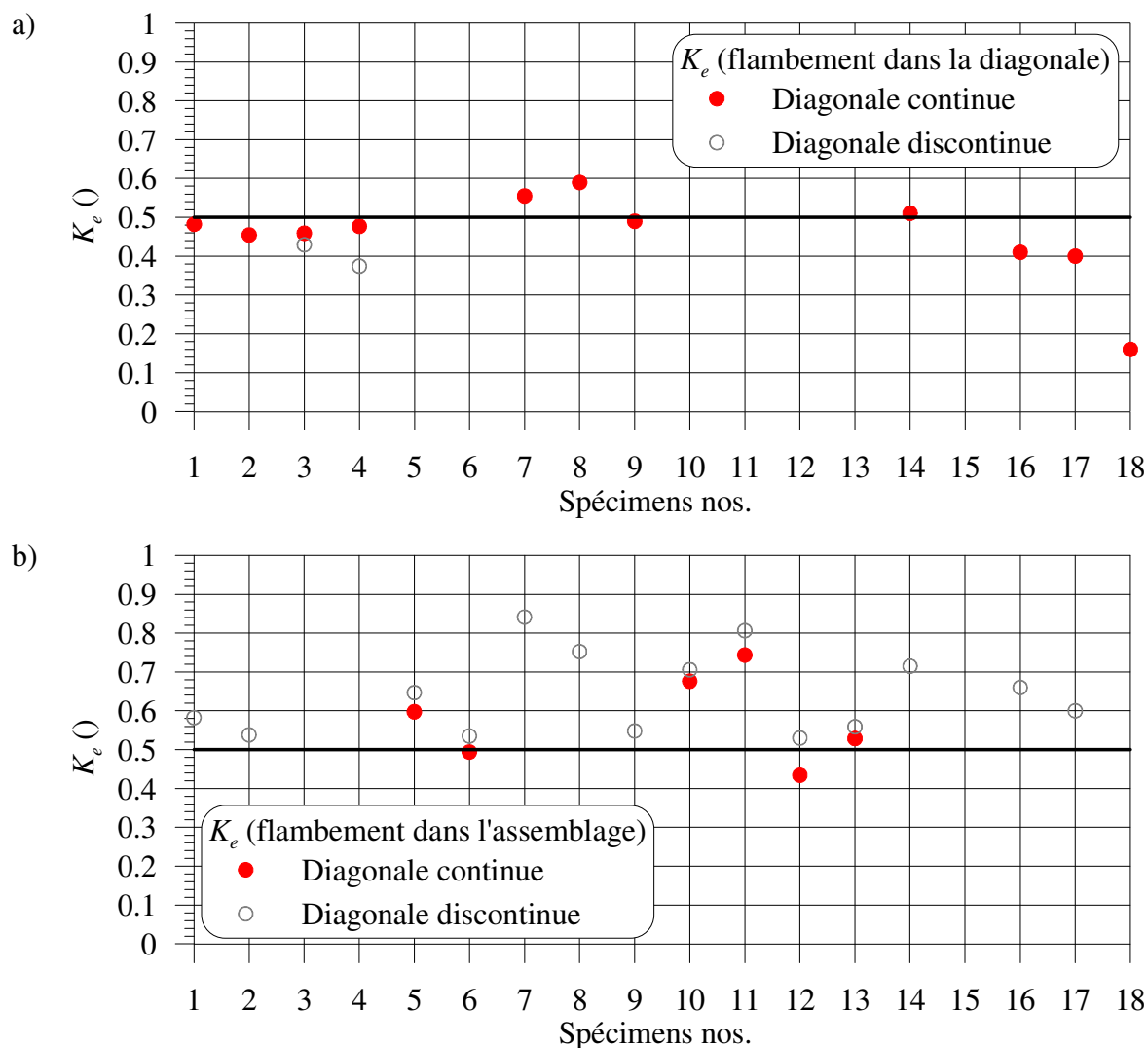


Figure 5-24: Coefficient de longueur effective expérimental (K_e) pour chaque spécimen lorsque : a) le flambement se développe dans la diagonale; b) le flambement se développe dans l'assemblage.

La valeur du coefficient de longueur effective K est propre au mode de flambement et aux conditions de retenues aux extrémités de la diagonale. La Figure 5-24a illustre l'ensemble des spécimens dont le flambement s'est localisé dans la membrure. Pour les spécimens nos. 1 et 2, un flambement localisé dans la moitié de la longueur de la diagonale continue a été observé avant que le flambement se déplace vers les assemblages d'extrémité et ceux-ci ont été inclus dans cette figure. Le spécimen no. 3 a également été inclus. Bien que la présence de fusible ait affecté la résistance en compression des diagonales de contreventement, le flambement s'est néanmoins localisé dans les membrures. Pour tous les spécimens avec assemblages en cisaillement double,

une valeur de K_e inférieure à 0,5 a été obtenue, et seuls les spécimens avec assemblages en cisaillement simple (spécimens nos. 7, 8 et 14) ont obtenu des valeurs de K_e supérieures à 0,5. À cet effet, seul le spécimen no. 9 a obtenu une valeur de K_e inférieure à 0,5 ($K_e = 0,49$), tandis que pour les autres spécimens, K_e varie entre 0,51 et 0,59. La réduction de la résistance en compression est probablement liée à l'excentricité de l'effort de compression dans la diagonale. Les essais ont donc permis de confirmer que la valeur proposée de 0,5 est valide lorsque le flambement se développe en flexion dans les diagonales, sur la moitié de la diagonale et ce, malgré le fait qu'une diagonale soit discontinue.

Pour la plupart des spécimens, le flambement s'est développé dans les assemblages et les valeurs de K_e sont présentées à la Figure 5-24b. À l'exception du flambement des assemblages d'extrémité des spécimens nos. 6 et 12, les valeurs de K_e sont supérieures à 0,5 pour tous les spécimens. Il faut toutefois rappeler que les valeurs de K_e obtenues pour ces spécimens ont été obtenues en employant les caractéristiques de la diagonale. Or, pour évaluer la résistance en compression des assemblages, il faut utiliser les caractéristiques des assemblages et effectuer une étude de stabilité. Davaran et *al.* (2013) ont entamé des travaux afin de développer des méthodes de calcul pour prédire adéquatement la résistance en compression des assemblages en se basant sur les résultats de ces travaux.

Comme il a été mentionné précédemment, les valeurs de K_e des spécimens faits de cornières dos-à-dos ont été obtenues en considérant le flambement en flexion-torsion, le flambement individuel des cornières et le voilement élastique des ailes. Toutefois, pour la diagonale discontinue du spécimen no. 18, il n'a pas été possible d'obtenir une valeur de K_e . À cet effet, l'élancement minimal qui était considéré est l'élancement des cornières individuelles (espacement entre les cales) et sous cet élancement, la résistance en compression demeure inférieure à la résistance obtenue expérimentalement. Cette résistance élevée obtenue expérimentalement est difficilement explicable. Évidemment dans ce cas, la réduction de l'aire pour tenir compte de ce phénomène a pour effet de réduire de manière importante la valeur de K_e . À cet égard, les valeurs de K_e ont également été évaluées en ne tenant pas compte du voilement élastique des ailes. On constate que pour les spécimens nos. 16 et 17, ce fait résulte à des valeurs de K_e légèrement supérieures (par exemple $K_e = 0,72$ vs 0,66 pour la diagonale discontinue du spécimen no. 16). Toutefois, pour le spécimen no. 18, cette considération est plus importante. On obtient une valeur de $K_e = 0,25$ pour la diagonale discontinue, en ne considérant pas le voilement élastique des ailes.

Plusieurs moyennes ont également été présentées au Tableau 5-11. Ainsi, lorsque le flambement de la diagonale continue, s'est développé dans la membrure selon le mode M2 pour les profilés HSS (spécimens nos. 1, 2, 3, 4, 7, 8, 9, 14), la moyenne de K_e est de 0,50. Dans cette moyenne, aucune distinction n'est faite quant à la configuration de l'assemblage. Lorsque le flambement de la diagonale continue s'est développé dans un assemblage d'extrémité selon le mode M3 (spécimens nos. 5, 6, 10, 11, 12 et 13), la valeur moyenne de K_e supérieure a été obtenue ($K_e = 0,58$), reflétant par conséquent les résistances plus faibles en compression développées. Lorsque le flambement s'est développé selon le mode M2 pour les diagonales continues des spécimens composés de cornières dos-à-dos (spécimens nos. 16, 17 et 18), une valeur moyenne K_e égale à 0,32 a été obtenue. Évidemment, cette valeur est réduite de manière importante par le spécimen no. 18. Cette valeur est toutefois inférieure aux valeurs obtenues pour les diagonales HSS.

Lorsque le flambement se développe dans les diagonales discontinues des spécimens HSS avec des assemblages en cisaillement simple selon le mode M4 (spécimens nos. 7, 8, 9 et 14), la moyenne de K_e est de 0,71. Pour le flambement des spécimens HSS avec des assemblages en cisaillement double selon le mode M5, la valeur moyenne de K_e est de 0,59. Pour le même mode de flambement mais pour des diagonales composées de cornières dos-à-dos, la valeur moyenne de K_e est égale à 0,63, ce qui légèrement supérieur à la valeur obtenue pour les profilés HSS. Pour le spécimen no. 10, lequel a flambé selon le mode M6, la valeur de K_e est égale à 0,81. Finalement, lorsque le flambement s'est développé dans la membrure de la diagonale discontinue (spécimens nos. 3 et 4) selon le mode M7, on obtient une valeur moyenne de K_e égale à 0,40. Le spécimen no. 18 n'est pas inclus, car aucune valeur de K_e n'a été obtenue.

Il faut également noter que pour évaluer les valeurs de K_e , la longueur de la diagonale considérée correspondait à la distance entre l'emplacement des rotules plastiques dans les plaques de gousset d'extrémité de la diagonale continue (voir Figure 3-1). En employant les longueurs centre-à-centre, les valeurs de K_e auraient été plus faibles. Les valeurs de K_e représentent donc une borne supérieure.

5.3.5 Résistances en compression des spécimens sous l'augmentation du déplacement inter-étage

Suite au flambement de la diagonale, il est attendu que la diagonale subisse une perte de résistance en compression à mesure que le déplacement latéral est augmenté. La perte de résistance en compression d'une diagonale est largement dépendante du facteur d'élancement (KL/r), tel qu'il a été discuté au chapitre 2. De manière générale, la résistance post-flambement est plus élevée lorsque le rapport KL/r est faible. Compte tenu que les contreventements dimensionnés en tension-compression ont généralement des rapports KL/r faibles, on s'attendait qu'ils maintiennent une bonne résistance à la compression après le flambement pour ainsi offrir une bonne capacité à dissiper l'énergie sismique en régime inélastique. Les graphiques suivants présentent donc les rapports entre les résistance de compression atteintes aux déplacements subséquents ($C'_{ue,cyc}$) sur la résistance au flambement (C_{ue}) en fonction du déplacement inter-étage imposé. Lorsqu'il y a plusieurs cycles de déplacement à un même déplacement, l'effort $C'_{ue,cyc}$ est celui mesuré à l'atteinte du déplacement indiqué lors du premier cycle, à ce niveau de déplacement.

La Figure 5-25 illustre la dégradation de la résistance en compression pour les spécimens avec assemblages en cisaillement simple. Pour ces contreventements, le flambement s'est produit dans les assemblages pour les diagonales discontinues et il s'est produit dans les membrures pour les diagonales continues. Dans ces cas, l'évolution de la résistance en compression de la diagonale discontinue est caractérisée par une réduction rapide de la capacité de l'assemblage. Cette perte de résistance est moins prononcée lorsque le flambement se développe dans la diagonale continue. Pour un déplacement de référence de $0,8\% h_s$, les pertes de résistance varient de 40% à 70% de la charge de flambement lorsque le flambement se développe dans les assemblages (flambement de la diagonale discontinue). Pour la diagonale continue, la réduction de la résistance en compression a été d'environ 20% seulement pour ce même déplacement de référence. À noter que la diagonale continue du spécimen no. 14 n'est pas présentée ci-dessous, car il ne s'est pas produit de dégradation de la résistance en compression étant donné que la rupture s'est produite environ au même déplacement que le flambement de la diagonale continue.

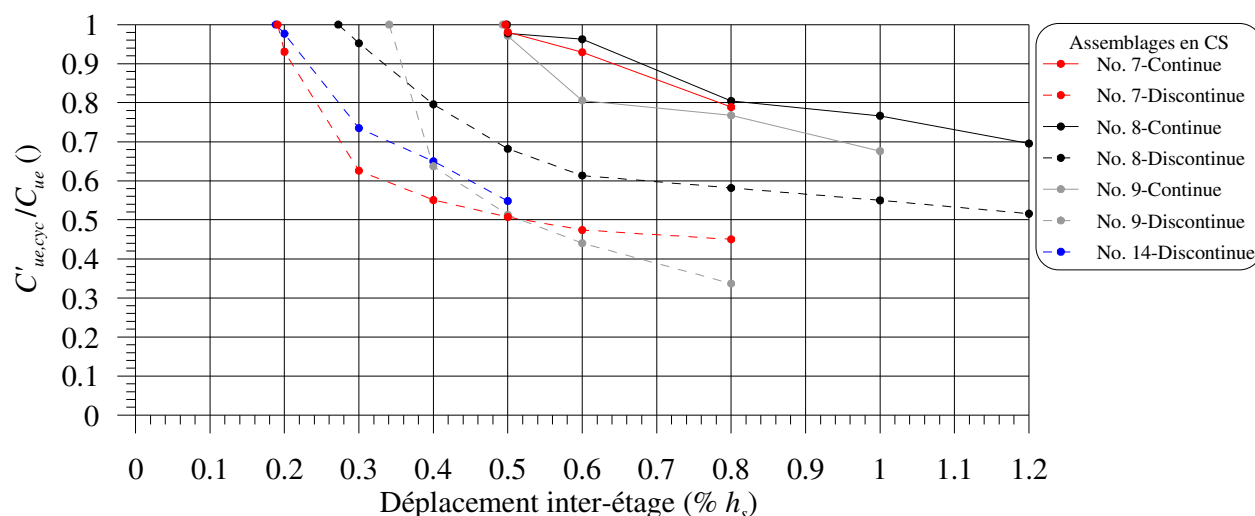


Figure 5-25: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens avec assemblages en cisaillement simple.

La Figure 5-26 illustre l'évolution de la résistance en compression pour les spécimens avec assemblages en cisaillement double sans cales ou avec cales attachées par des points de soudure. Pour ces spécimens, le flambement s'est produit dans les assemblages pour les diagonales discontinues et continues. La résistance en compression post-flambement a alors été caractérisée par une détérioration importante et subite de la capacité de l'assemblage. À l'exception de l'assemblage d'extrémité du spécimen no. 12 de la diagonale discontinue, la perte de résistance a été d'environ 70% pour tous les assemblages pour un déplacement inter-étage de référence de 0,8% h_s . En fait, ce niveau de dégradation a été atteint plus tôt pour tous ces spécimens, soit à un déplacement de 0,6% h_s . La perte de résistance en compression de ces assemblages a donc été plus marquée que celle des assemblages en cisaillement simple. Ce phénomène est expliqué par le fait que ces spécimens ont subi des dommages sévères, dus à l'absence de cales. À la rupture, la plupart des assemblages avaient perdu entre 70% et 90% de leur résistance à la compression. Ils sont devenus alors pratiquement inefficaces pour dissiper l'énergie sismique en compression.

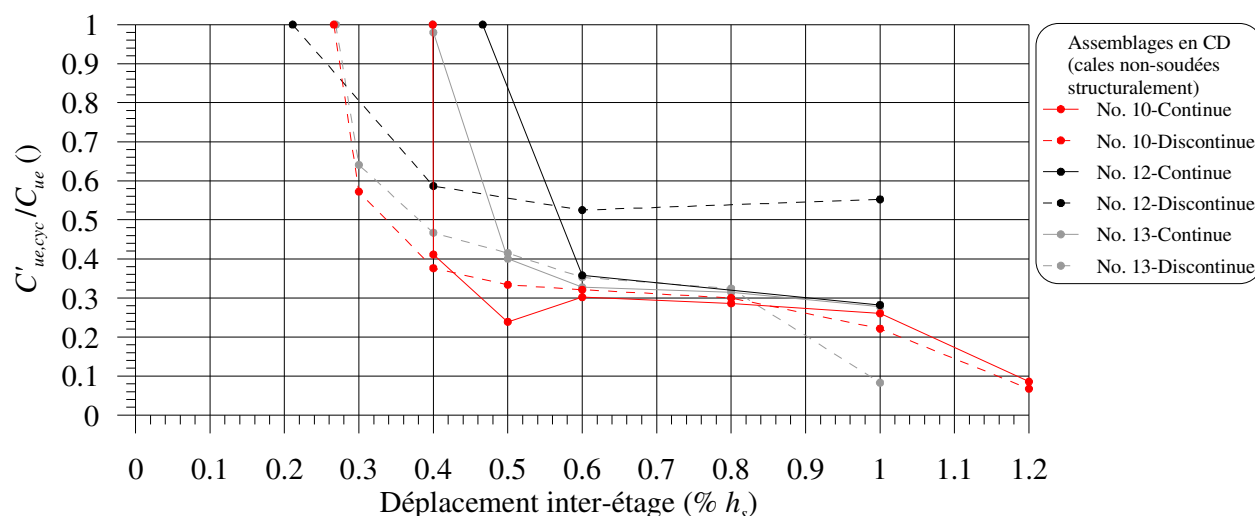


Figure 5-26: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens en cisaillement double dont les assemblages n'ont pas de cale ou dont les cales sont soudées par des points de soudure.

La Figure 5-27 illustre l'évolution de la résistance en compression pour les spécimens en cisaillement double dont les cales étaient soudées structuralement. La perte de résistance en compression sous l'augmentation du déplacement inter-étage a été également importante, mais celle-ci a été moins prononcée que celle des spécimens avec assemblages en cisaillement double présentée précédemment. Pour un déplacement de référence de $0,8\% h_s$, la perte de résistance des diagonales a varié entre 40% et 65%. Il s'agit donc d'une amélioration notable comparativement aux autres assemblages en cisaillement double. À un déplacement de $0,6\% h_s$, cette perte de résistance est moins importante, variant entre 20% et 60%.

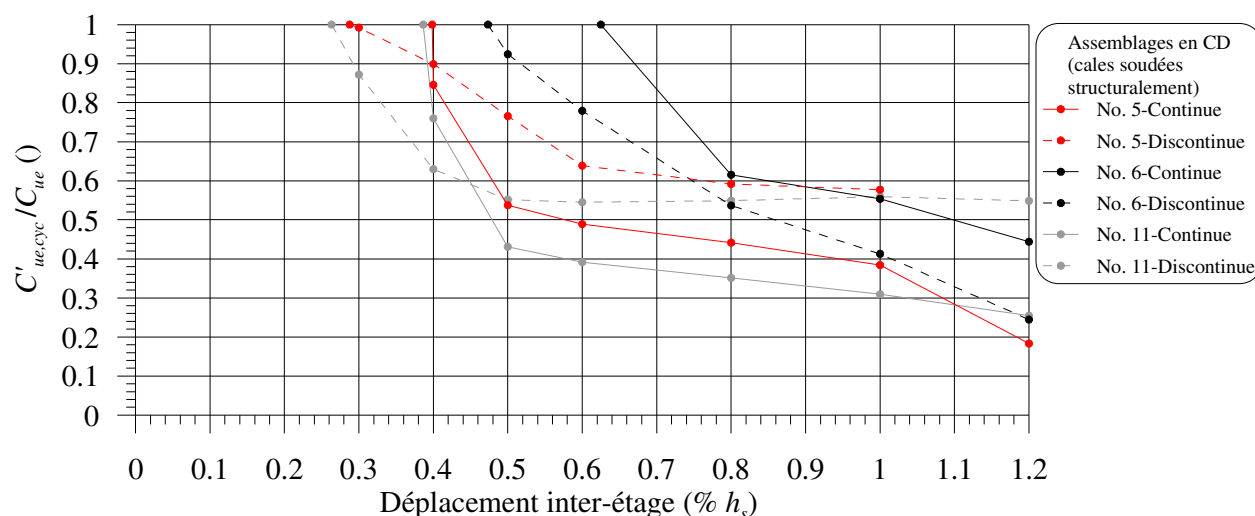


Figure 5-27: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens en cisaillement double dont les cales sont soudées structuralement.

Finalement, la Figure 5-28 illustre l'évolution de la résistance en compression pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos. Dans tous les cas, la perte de résistance en compression suite au flambement a été importante, que le flambement se soit produit dans les diagonales ou dans les assemblages. Pour un déplacement de référence de $0,8\% h_s$, la perte de résistance a varié entre 40% et 80%. La perte de résistance la plus importante a été celle du spécimen no. 18, car il s'agissait du spécimen qui a atteint les charges de flambement les plus élevées. Cette perte de résistance rapide a d'ailleurs été observée dans plusieurs travaux portant sur les diagonales composées de cornières dos-à-dos (Astaneh-Asl et *al.* 1985; Aslani et Goel 1991). Dans leurs travaux, le flambement était aussi localisé dans la diagonale de contreventement.

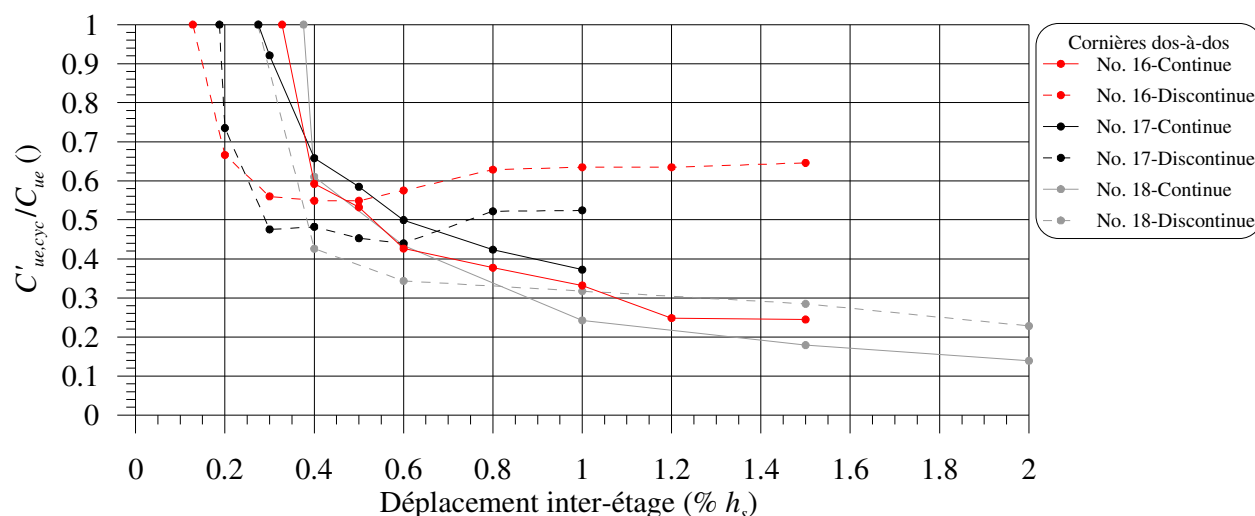


Figure 5-28: Évolution de la résistance en compression suite au flambement pour les spécimens composés de cornières dos-à-dos.

En résumé, la perte de résistance en compression des contreventements faits de HSS est généralement plus marquée lorsque le flambement se développe dans les assemblages comparativement à la dégradation de résistance observée lorsque le flambement se développe dans la diagonale. Toutefois, pour les contreventements composés de cornières dos-à-dos, la dégradation de la résistance en compression a été autant importante lorsque le flambement s'est développé dans l'assemblage ou dans la membrure. La dégradation plus importante de la résistance en compression de l'assemblage peut conduire à des déplacements latéraux plus importants pour un bâtiment sous une sollicitation sismique.

5.3.6 Efforts de tension dans les diagonales sous l'augmentation du déplacement inter-étage

Sous l'augmentation du déplacement inter-étage, les forces de tension augmentent linéairement dans les diagonales jusqu'à l'apparition de déformations inélastiques dans la membrure ou dans les assemblages. La rigidité de la diagonale est alors progressivement réduite. Pour des contreventements de type MD, les forces de tension développées sous l'augmentation du déplacement inter-étage ne sont pas problématiques, puisque la conception des éléments protégés est réalisée par un calcul par capacité. Pour des contreventements de type CC conçus en tension-compression, on fait la conception de tous les éléments (diagonales, poteaux, poutres, etc.) pour les efforts obtenus d'une analyse élastique sous la charge sismique spécifiée, sans calcul par

capacité. Pour ce système, les assemblages du système de résistance aux forces sismiques (SRFS), incluant ceux des diaphragmes, sont dimensionnés pour résister à C_f (Type CCM) ou $1,5C_f$ (type CCS), dépendamment si le mode de rupture qui gouverne est ductile ou non-ductile. Il a déjà été démontré, à la section 4.3.1, que le rapport des forces de tension/compression (rapport T/C) était environ égal à 1,2 lorsque le flambement se développe dans la diagonale continue, ce qui signifie que l'effort de tension imposé à un assemblage peut excéder C_f (ou T_f) utilisé lors de la conception.

Dans cette section, on présente l'évolution des forces de tension dans les diagonales sous l'augmentation de la demande en déplacement inter-étage, ceci pour évaluer quel niveau d'efforts devrait être considéré pour la conception des assemblages et autres composantes du SRFS de type CC. Les forces de tension obtenues à chacun des déplacements inter-étages ($T_{ue,cyc}$), sont normalisées par rapport à l'effort de conception de la diagonale comprimée (C_f). Lorsqu'il y a plusieurs cycles pour une même amplitude de déplacement inter-étages, l'effort $T_{ue,cyc}$ est celui mesuré à l'atteinte du déplacement indiqué lors du premier cycle à ce déplacement. .

Les résultats sont présentés aux les Figure 5-29 à 5-32. Sur ces figures, lorsque les forces de tension dépassent la ligne noire horizontale, les efforts engendrés à ce déplacement excèdent les efforts de dimensionnement qui sont présentement prescrits dans la norme S16 pour les poteaux, les poutres et leurs assemblages. Une seconde ligne horizontale en traits pointillés est également tracée sur les figures. Cette ligne représente l'effort de dimensionnement des assemblages utilisés dans les contreventements (T_{fc} ou C_{fc}). De façon similaire, lorsque les efforts mesurés dépassent cette droite, les forces de dimensionnement des assemblages sont excédées.

La Figure 5-29 illustre les efforts de tension mesurés en fonction du déplacement inter-étage pour les spécimens de type CCS avec profilés HSS. Les spécimens de type CCS sont les spécimens nos. 5, 6, 7, 8, 9 et l'effort de dimensionnement en tension des assemblages (T_{fc}) est égale à 1029 kN. Tous ces spécimens sont composés de HSS127x127x8.0 et l'effort de conception C_f pour ces diagonales était égal à 686 kN. On rappelle que dans ce programme d'essais, les diagonales avaient été choisies de telle sorte que $C_f = C_r$. Dans le domaine élastique, les diagonales ont développé sensiblement la même rigidité. Les forces de tension ont atteint la résistance en compression (C_r) autour d'un déplacement inter-étage de $0,3\% h_s$. Au-delà de ce déplacement, les forces produites dans les diagonales ont excédé les forces de dimensionnement des éléments du

SFRS (poutres, colonnes et leurs assemblages). Par la suite, les forces de tension mesurées ont varié dépendamment du comportement des spécimens. Elles sont devenues égales aux forces de dimensionnement des assemblages à des déplacements variant entre $0,4\% h_s$ et $0,6\% h_s$, la moyenne étant autour de $0,5\% h_s$. Au maximum, elles ont atteint jusqu'à 2,2 fois l'effort de conception C_f . Les forces transmises aux éléments du SFRS peuvent être beaucoup plus importantes que celles anticipées. Les forces de tension qui se développeront dépendent des déplacements inter-étage que le bâtiment subira. Il est donc nécessaire d'évaluer correctement les déplacements des concentriques en X, incluant l'effet du flambement possible des assemblages. Tel qu'il a été discuté à la section 2.1.7, pour des contreventements de type CC, on peut s'attendre à des déplacements allant possiblement jusqu'à $0,8\% h_s$.

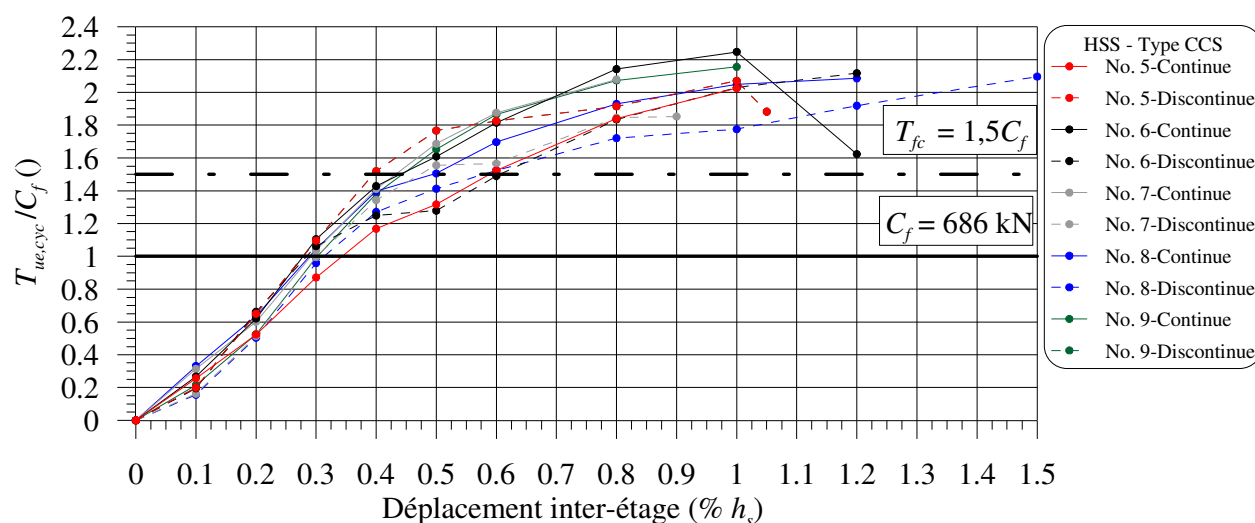


Figure 5-29: Forces de tension développées par les spécimens de type CCS sous l'augmentation du déplacement inter-étage.

Les forces de tension dans les diagonales des spécimens de type CCM avec profilés HSS sont présentées à la Figure 5-30. Pour ces spécimens, l'effort de conception des assemblages T_{fc} est égal à l'effort T_f ou C_f . Pour ces spécimens, deux rigidités élastiques sont observées, dépendamment de la section du profilé HSS qui est employé, soit le HSS127x127x8.0 pour les spécimens nos. 10 et 11 et le HSS102x102x6.4 pour les spécimens nos. 13 et 14. Malgré le fait que les quatre assemblages soient de type CCM, seul le spécimen no. 11 a été dimensionné pour que le mode de rupture de l'assemblage soit ductile. Pour les spécimens nos. 13 et 14, les forces expérimentales de tension ont excédé les charges de conception à un déplacement inter-étage autour de $0,25\% h_s$. Pour les spécimens nos. 10 et 11, le phénomène s'est produit plutôt autour de

d'un déplacement de $0,4\% h_s$. Au-delà de ces déplacements, les forces dans tous les éléments du SRFS excèdent les efforts de conception qui sont prescrits aujourd'hui dans la norme S16 pour un contreventement de type CC. Pour les spécimens nos. 13 et 14, les forces de tension ont éventuellement dépassé 2 fois l'effort T_f . Pour les spécimens nos. 10 et 11, les forces de tension ont été plutôt limitées compte tenu la capacité moins élevée en tension des assemblages. Pour le spécimen no. 11, les déformations prenant place aux trous des boulons dans les goussets ont permis de limiter l'augmentation des forces de tension. Cela s'est aussi produit pour le spécimen no. 10, mais de façon plus limitée. Dans ce cas, la rigidité des contreventements est moins élevée et peut également influencer la réponse dynamique du bâtiment.

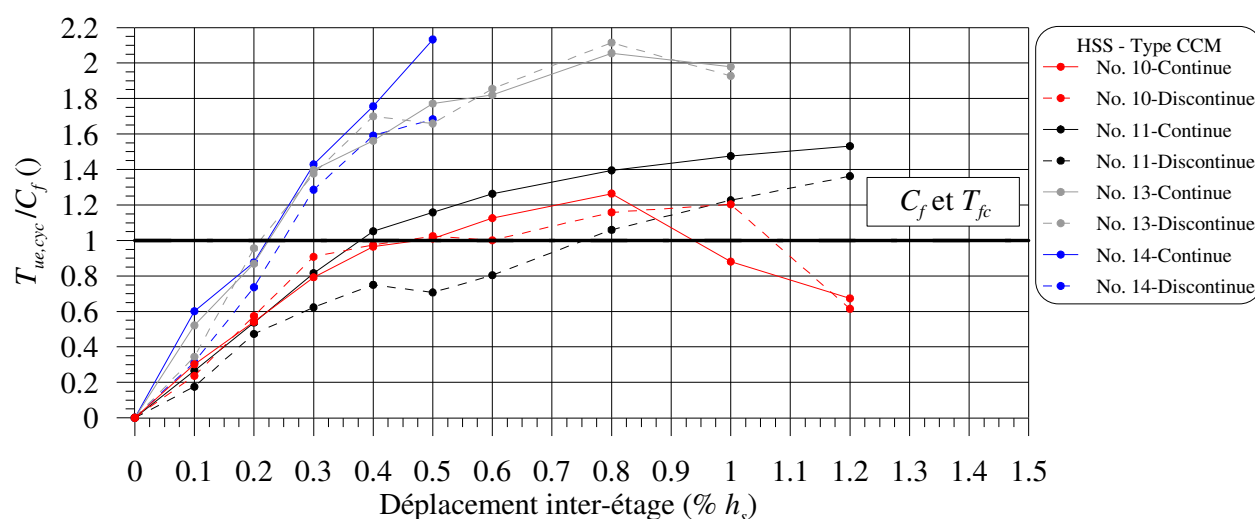


Figure 5-30: Forces de tension développées par les spécimens de type CCM sous l'augmentation du déplacement inter-étage.

La Figure 5-31 illustre les forces de tension pour les spécimens de type CC composés de cornières dos-à-dos. Dans ce cas, les deux spécimens ont atteint, en moyenne, la force de dimensionnement T_f de $0,2\% h_s$. La force de dimensionnement des assemblages pour le spécimen no. 17 ($T_{fc} = 1,5 T_f$) a été atteinte à un déplacement d'environ $0,4\%$. Les déplacements inter-étage supérieurs à ces valeurs font en sorte que des efforts de tension supérieurs à T_{fc} sont imposés aux assemblages. Les efforts de tension ont atteint éventuellement près de 3,0 fois la charge de conception que l'on doit considérer pour les éléments du SRFS.

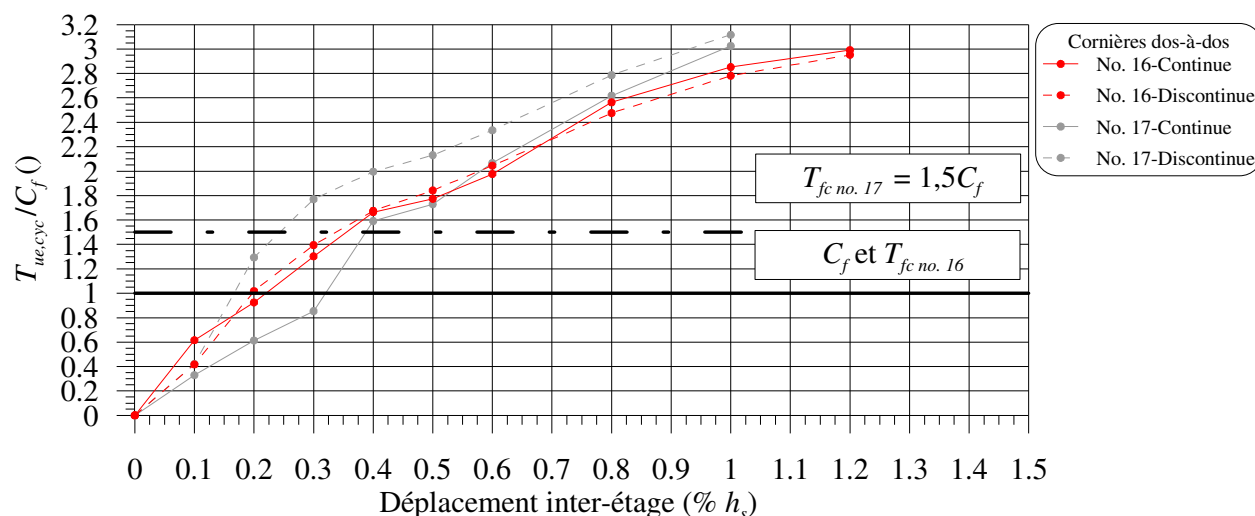


Figure 5-31: Forces de tension développées par les spécimens composés de cornières dos-à-dos sous l'augmentation du déplacement inter-étage.

En somme, les efforts de tension développés dans les diagonales ont atteint les efforts de dimensionnement T_f sous des déplacements inter-étage variant entre 0,2% et 0,4% h_s . Au-delà de ces déplacements, les forces développées dans les diagonales ont été supérieures aux efforts de dimensionnement considérés pour les autres éléments du SRFS. Dans le programme expérimental, le cadre d'essais avait été conçu pour demeurer élastique pour des efforts bien supérieurs à ceux mesurés durant les essais et aucun dommage n'a donc été observé pour tous les spécimens. Dans un bâtiment réel, les forces mesurées pendant les essais pourraient conduire au flambement des colonnes ou à la rupture des poutres, dépendamment du déplacement inter-étage imposé à la structure.

De plus, les forces de tension qui se sont développées dans les diagonales ont excédé l'effort de dimensionnement des assemblages T_{fc} . Bien que les assemblages aient quand même été en mesure de reprendre des forces plus élevées que la valeur de T_{fc} , il serait intéressant d'évaluer de manière plus précise les forces de dimensionnement qui devraient être considérées. Pour toutes ces raisons, il est nécessaire de procéder à des analyses dynamiques non linéaires de bâtiments avec contreventements concentriques en X afin d'évaluer les déplacements inter-étages et les forces pouvant se développer dans les composantes.

5.3.7 Endommagement en compression des diagonales sous l'effet cyclique

Sous un séisme, les contreventements sont soumis à une série de déplacements de diverses amplitudes. Les protocoles de chargement utilisés dans les essais ont été développés pour recréer les déplacements que les contreventements devraient subir sous un séisme de dimensionnement. Les contreventements ont alors subi de l'endommagement cyclique, affectant notamment les résistances maximales pouvant être développées ainsi que les déplacements inter-étage où les phénomènes se produisent. Si les déplacements inter-étages avaient été appliqués spontanément, il est probable que les résistances maximales de flambement auraient été supérieures (Tremblay 2001). Dans cette section, l'influence des cycles sur la dégradation de la résistance des contreventements est évaluée pour deux des spécimens du programme d'essais. Pour ce faire, on étudiera l'écart entre les efforts de compression à chacun des cycles pour un niveau de déplacement latéral (P_i) et la force atteinte lors du premier cycle à ce même déplacement latéral (P_{cycle}). Un écart négatif indique une perte de résistance par rapport au premier cycle de ce déplacement, tandis qu'un écart positif indique un gain de résistance par rapport au premier cycle de ce déplacement. Lorsque l'écart est négatif, une dégradation progressive de la résistance sous les effets cycliques est associée à une variation linéaire entre les cycles.

La Figure 5-32 illustre les effets cycliques pour le spécimen no. 6. Dans ce cas, aucune dégradation de la résistance n'a été causée par l'effet cyclique pour des déplacements inter-étages inférieurs à $0,3\% h_s$. À un déplacement de $0,3\% h_s$, on note une augmentation de la résistance en compression de la diagonale continue par rapport à la résistance atteinte lors du premier cycle (cycle 35). Ce phénomène est probablement dû au fait qu'il s'est produit du glissement des boulons lors du premier cycle, glissement qui a affecté à la baisse les résistances atteintes lors du premier cycle. Une fois le glissement survenu, les résistances dans les cycles subséquents ont été supérieures et sensiblement constantes. On peut considérer qu'il n'y a pas eu de perte de résistance significative due au chargement cyclique. Un début d'endommagement a commencé à s'initier dans la diagonale discontinue à partir d'un déplacement égal à $0,4\% h_s$ (cycle 43). En effet, le flambement de la diagonale s'est initié durant ces cycles et pour les déplacements subséquents, la diagonale discontinue en compression a été systématiquement affectée par les cycles de chargement, ce qui a causé la diminution de la résistance en compression. À nouveau, l'augmentation de la résistance en compression de la diagonale continue est probablement expliquée par du glissement dans les boulons. Jusqu'à un déplacement de $0,6\% h_s$,

aucun endommagement cyclique n'a été observé pour la diagonale continue en compression. Pour cette diagonale, le flambement s'est produit à un déplacement inter-étages de $0,62\% h_s$ et ce n'est que dans le second cycle de déplacement à $0,8\% h_s$ que l'on observe la première dégradation de la résistance en compression, liée à nouveau au flambement de la diagonale.

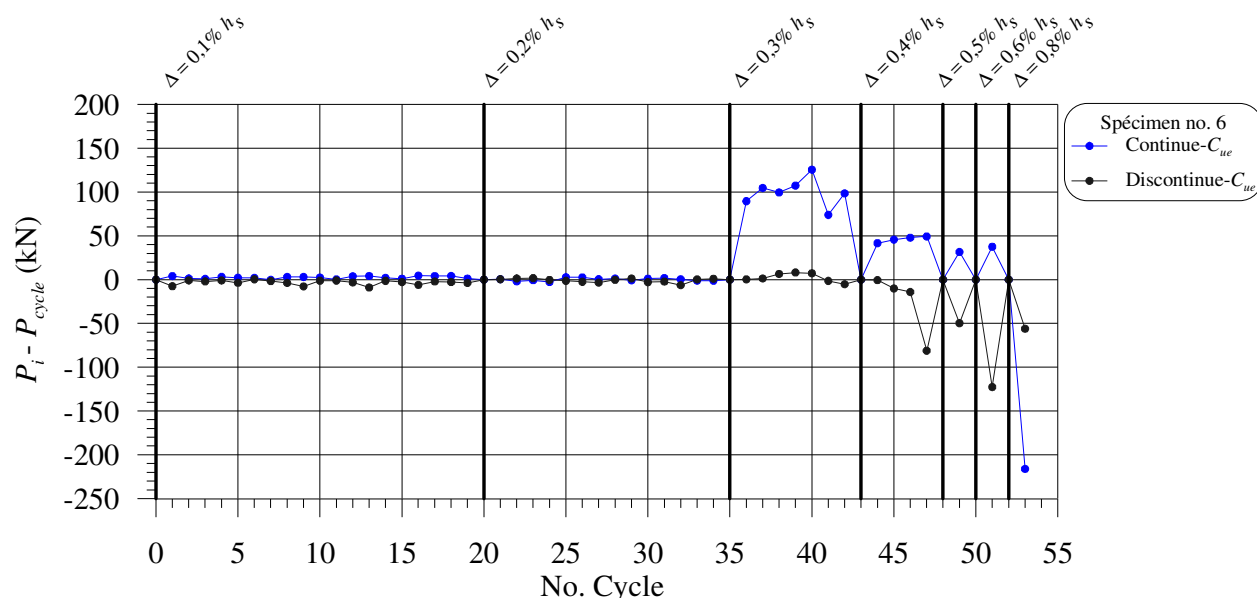


Figure 5-32: Effets cycliques pour le spécimen no. 6.

La Figure 5-33 illustre les effets cycliques observés pour le spécimen no. 7. Lorsque le déplacement imposé devient égal à $0,2\% h_s$, le flambement de la diagonale discontinue est survenu, ce qui a conduit à une baisse de la résistance en compression de cette diagonale dans les cycles suivants. On constate que pour cette diagonale, une dégradation de la résistance en compression est visible suite au flambement. Pour la diagonale continue, une hausse de la résistance en compression est visible pour les cycles dont les déplacements sont inférieurs à $0,5\% h_s$. Cette hausse de résistance est causée par des réajustements du cadre lors des essais, souvent associé à du glissement en tension lors de la première incursion à ce déplacement. Pour la diagonale continue, le flambement s'est développé à un déplacement de $0,50\% h_s$ et c'est uniquement à partir de ce déplacement que l'on constate une dégradation de la résistance en compression associée aux cycles.

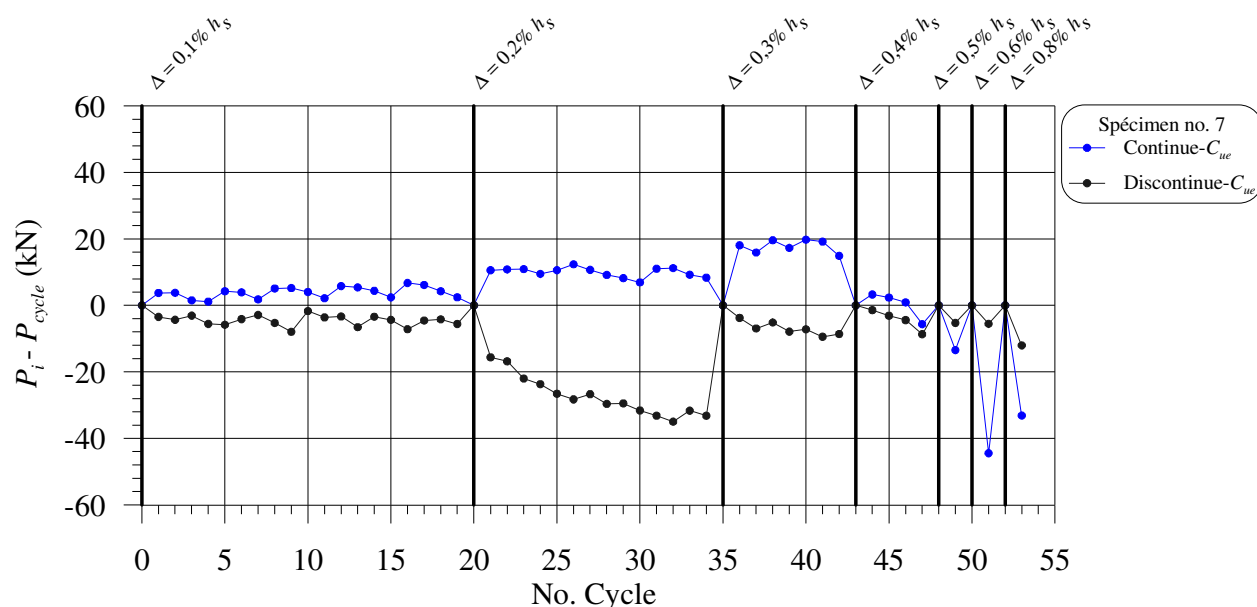


Figure 5-33: Effets cycliques pour le spécimen no. 7.

Ainsi, sous un chargement élastique, le chargement cyclique n'influence que très peu les forces qui sont atteintes dans les diagonales. Un gain de résistance est souvent observable entre la résistance obtenue au premier cycle et les cycles suivants. Ce gain de résistance est principalement attribuable au réajustement de la diagonale au cours des cycles suivants, souvent causé par le glissement des boulons. Ce phénomène peut être observé sur les courbes d'hystérésis. Toutefois, lorsque le flambement se développe dans les diagonales et dans les assemblages, la résistance en compression décroît généralement au cours des cycles suivants. Le chargement cyclique influence alors la capacité du contreventement lorsque des déformations inélastiques apparaissent.

5.4 Résumé des paramètres affectant le comportement des contreventements concentriques en X

L'analyse des résultats des essais expérimentaux a mis en évidence et a permis de regrouper les principaux paramètres qui influencent la stabilité des assemblages et des diagonales pour un contreventement concentrique en X. Les principales conclusions peuvent être résumées comme suit :

- La configuration des assemblages influence la capacité de l'assemblage. Pour des géométries d'assemblages similaires, les assemblages en cisaillement simple développent des résistances en compression inférieures aux assemblages en cisaillement double. D'autre part, la rupture se produit à des déplacements inter-étage inférieurs aux assemblages en cisaillement double. L'excentricité dans les assemblages en cisaillement simple doit donc être considérée dans le dimensionnement de l'assemblage.
- L'augmentation de la rigidité et de la résistance en flexion de l'assemblage améliore généralement sa résistance en compression. Pour les assemblages en cisaillement simple, l'augmentation de l'épaisseur des plaques augmente également l'excentricité, ce qui a un effet négatif sur la capacité en compression de l'assemblage.
- Une augmentation de la longueur de l'assemblage réduit sa résistance en compression.
- La rotule plastique dans le gousset de l'assemblage central se produit sur une longueur égale à environ $2t_g$, même si on fournit une longueur plus grande ($4t_g$) ou que la plaque forme un angle avec la diagonale continue. L'utilisation d'une longueur de $4t_g$ au lieu de $2t_g$ n'a pas eu d'influence sur la résistance en compression de l'assemblage.
- La rigidité en flexion des plaques de transfert des assemblages en cisaillement double est améliorée par la présence de cales soudées structurellement.
- Lorsque le flambement se produit par rotation dans les assemblages, les propriétés en flexion des membrures diagonales n'ont pas d'influence sur la résistance en compression de l'ensemble.

Sauf pour le spécimen no. 18, la rupture s'est produite dans les assemblages lorsque la diagonale était soumise à un effort de traction. Quelques modes de rupture avaient été adéquatement anticipés, mais la plupart des ruptures n'étaient pas évaluées correctement. À cet effet :

- La rupture des plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures a été observée pour 6 spécimens. Il a été conclu qu'il faudrait appliquer un facteur de réduction variant entre 0,6 et 0,7 à la résistance calculée pour tenir compte des effets cycliques sur la résistance réelle de l'assemblage.
- La rupture des plaques de gousset à l'aire brute a également été observée. Pour les assemblages de profilés HSS, un facteur de réduction également compris entre 0,6 et 0,7 devrait être appliqué pour prédire adéquatement la résistance en tension de l'assemblage. Pour les assemblages de profilés composés de cornières dos-à-dos, un facteur de réduction autour de 0,9 pourrait être adéquat.
- Deux ruptures et une amorce de rupture ont été observées à l'aire nette de la diagonale continue, dans la fente réalisée pour insérer la plaque de gousset central. Un calcul basé sur l'aire nette seulement pourrait être adéquat et il n'est pas requis de considérer du décalage en cisaillement. En fait, il serait peut-être requis de développer des équations pour tenir compte des possibles concentrations de contraintes apparaissant près d'ouverture ou pour un changement de géométrie de la pièce.
- Deux ruptures ont également été observées dans la zone soudée du HSS, suite aux rotations inélastiques. Pour ces deux spécimens, aucune cale n'était insérée. Si aucune cale n'est employée, il faudrait employer un facteur de réduction d'environ 0,9 pour prédire ce mode de rupture. Si des cales soudées structuralement sont employées, ce facteur de réduction ne serait pas nécessaire.
- Le mode de rupture par ovalisation des trous de boulons joue le rôle d'un fusible ductile dans l'assemblage en limitant les forces et permettant d'accommoder des déplacements inter-étage importants.

Le type de contreventement (CCM, CCS et MD) considéré lors de la conception a eu une influence sur le déplacement maximal avant la rupture:

- Pour les assemblages de type CCM ($T_{fc} = C_f$), il a été démontré la pertinence d'avoir un mode de rupture ductile lorsque l'effort de dimensionnement de l'assemblage n'est pas multiplié par 1,5. À cet effet, les assemblages ayant un mode de rupture ductile ont permis aux contreventements d'atteindre des déplacements autour de 1,5% h_s , tandis que les contreventements avec des assemblages de type CCM non-ductiles étaient autour de 0,5% h_s .
- Pour les assemblages de type CCS ($T_{fc} = 1,5C_f$), les déplacements inter-étage maximums atteints étaient de l'ordre de 1,0% h_s et, pour un spécimen, de 1,4% h_s , démontrant qu'en amplifiant l'effort de dimensionnement par 1,5, il était possible d'atteindre des déplacements inter-étage plus élevés que ceux offerts par les contreventements de type CCM avant que la rupture ne survienne.
- Pour les assemblages de type MD ($T_{fc} = T_u$), on a atteint des déplacements de l'ordre de 1,5% h_s lorsque le flambement se développait dans les diagonales. On a atteint les mêmes déplacements lorsque le flambement se développait dans les assemblages et que des cales continues structurales étaient employées. Lorsque le flambement s'est produit dans les assemblages et que les cales étaient soudées par points de soudure, un déplacement maximal (1,1% h_s) a été observé.

L'observation du comportement global des contreventements a permis de conclure que :

- Le rapport moyen des forces dans la diagonale tendue sur les forces dans la diagonale comprimée (rapport T/C) est environ égal à 1,0 lorsque le flambement se développe dans la diagonale discontinue et il est environ égal à 1,2 lorsque le flambement se développe dans la diagonale continue. Des variations de l'ordre de $\pm 11\%$ par rapport à la moyenne ont été observées.
- Lorsque le flambement se développe dans les assemblages, la résistance en compression de la diagonale continue est plus élevée que la résistance en compression de la diagonale discontinue.
- Pour un contreventement concentrique en X, lorsque les assemblages ont une résistance en compression supérieure à celle de la diagonale, le flambement se développe dans la moitié de la longueur totale d'une diagonale. Le coefficient de longueur effective (K) égal à 0,5 est alors applicable pour les deux diagonales. Toutefois, pour les diagonales

continues avec assemblages en cisaillement simple, les valeurs de K ont été légèrement supérieures à 0,5 dû à la présence de l'excentricité de la charge aux extrémités. Lorsque le flambement se développe par rotations dans les assemblages, la résistance en compression de la diagonale ne peut être obtenue en utilisant un K égal à 0,5; la résistance en compression dépend alors principalement des propriétés de flexion des composantes d'assemblages.

- La résistance post-flambement des assemblages est inférieure à la capacité post-flambement des diagonales. La présence de cales soudées structurellement pour des assemblages en cisaillement double améliore la résistance post-flambement.
- Pour des structures de type CC, il est possible que les forces de tension imposées par les diagonales aux assemblages, poutres, poteaux et autres composantes du SRFS excèdent de façon significative les efforts qui sont présentement prescrits pour le dimensionnement.

5.5 Recommandations pour le dimensionnement

Dans cette section, on présente des recommandations pour effectuer le dimensionnement des assemblages dans les contreventements concentriques en X, telles qu'établies sur la base du programme d'essais.

Les essais ont démontré que le flambement survenait par rotation dans les pièces d'assemblage pour la plupart des spécimens. La résistance en compression associée à ce mode de rupture était plus faible que celle requise pour la conception. La rotation inélastique cyclique induite par le flambement a endommagé les assemblages, ce qui a réduit leur résistance à la traction et limité la capacité de déformation du contreventement. Malgré ce comportement généralement inadéquat, certains de ces spécimens ont toutefois pu développer une ductilité suffisante comparée à la sollicitation anticipée. On peut donc conclure que le mode de flambement avec rotations dans les assemblages pourrait être acceptable sous certaines conditions.

Pour les contreventements de type MD, la norme S16-09 est très claire à l'effet que la dissipation de l'énergie doit se faire par plastification (en traction) et flambement (en compression) des diagonales et que, pour ce faire, les assemblages doivent être conçus pour la résistance probable de la diagonale pour la traction et la compression. Dans ce cas, le mode de flambement doit être celui par flexion dans les diagonales. Pour les contreventements de type CC, la norme S16 ne spécifie par le mécanisme de dissipation de l'énergie sismique. Pour ces contreventements, il serait possible de choisir l'un ou l'autre des deux modes de flambement:

- Flambement en flexion des membrures diagonales;
- Flambement par rotation dans les assemblages.

Dans ce qui suit, on présente donc les propositions pour le dimensionnement pour chacun des deux modes de flambement. On termine par une discussion dans laquelle on vérifie lesquels parmi les spécimens d'essais ont rencontré les critères de conception qui sont proposés dans cette partie.

5.5.1 Flambement en flexion des diagonales

Les propositions peuvent être divisées en deux parties: une partie sur l'évaluation de l'effort de conception et l'autre sur le dimensionnement de l'assemblage pour résister à cet effort.

5.5.1.1 Effort de dimensionnement

Pour s'assurer que le flambement se développe dans la diagonale et non dans l'assemblage, il est nécessaire que les assemblages soient dimensionnés en suivant un calcul par capacité. Dans ce cas, l'effort de conception de l'assemblage en compression (C_{fc}) est donné par :

$$C_{fc} = C_u \quad (5-1)$$

où C_u est la résistance probable de la diagonale. Pour obtenir le comportement souhaité, il est primordial que la résistance C_u soit bien évaluée. Celle-ci dépend notamment de la longueur effective, KL , de la diagonale, donc de la valeur du coefficient K qui est employée et de la longueur de la diagonale qui est considérée.

5.5.1.1.1 Valeur de K suggérée

Dans la littérature, on propose l'utilisation d'une valeur de $K = 0,5$, lorsque K est appliqué à la longueur totale de la diagonale. Les essais réalisés dans cette étude ont permis d'établir qu'un support était effectivement apporté par la diagonale tendue à la diagonale comprimée, qu'il s'agisse de la diagonale discontinue ou de la diagonale continue qui soit en tension.

Dans les essais, lorsque le flambement s'est développé dans la membrure, les valeurs de K obtenues ont été égales ou inférieures à 0,5, à l'exception des diagonales dont les assemblages étaient en cisaillement simple, pour lesquelles la valeur de K était un peu plus élevée. On suggère alors d'employer une valeur égale ou inférieure à 0,5 ($K \leq 0,5$) pour déterminer la résistance en compression C_u . En réalité, il est possible que le coefficient K soit inférieur à 0,5, dans le cas où les assemblages offrent une rigidité en flexion élevée, par exemple. L'équation de la norme S16 pour calculer la résistance C_u (voir équation (2-4)) comporte un coefficient 1,2 qui tient compte de la variabilité des divers paramètres pouvant influencer la résistance en compression de la diagonale, comme les conditions aux frontières. Ce facteur doit être considéré pour couvrir, en partie, du moins, l'incertitude associée à la valeur exacte de K .

Lorsque l'on désire que le flambement de la diagonale se produise plutôt que celui de l'assemblage, il est important de comprendre que l'utilisation d'une valeur de K supérieure à 0,5 n'est pas une approche conservative. Au contraire, il s'agit d'une hypothèse non sécuritaire, car elle sous-estime la résistance en compression de la diagonale, ce qui conduit au choix d'une diagonale plus grosse et qui sera en réalité plus résistante que prévue, ce qui pourrait conduire au

flambement par rotation dans les assemblages, ou à un bris des assemblages. D'autre part, il est également avantageux d'employer un coefficient $K \leq 0,5$, car la diagonale retenue sera plus petite et donc plus économique. Dans un calcul par capacité, l'effort de tension (T_u) sera également plus faible, ce qui réduira les coûts de dimensionnement des assemblages de la diagonale et des autres éléments protégés.

Il serait donc nécessaire d'imposer dans la norme S16 une valeur maximale de K pour effectuer le calcul par capacité de ces contreventements.

5.5.1.1.2 *Longueur de flambement à considérer*

Pour estimer adéquatement la résistance en compression de la diagonale, il faut utiliser une longueur de flambement qui soit la plus réaliste possible. Dans la pratique, en l'absence des détails d'assemblages des diagonales, il est courant d'employer la longueur centre-à-centre entre les points d'intersection des poutres, colonnes et diagonales. En utilisant cette distance, on choisira une diagonale plus massive que ce qui est requis. Cette approche est alors non-conservative pour les mêmes raisons que celles énumérées ci-haut, car elle revient à utiliser une valeur de $K > 0,5$. D'après les observations en laboratoire, la longueur de flambement réelle correspond en fait à la distance comprise entre les emplacements où on prévoit que les rotules plastiques se développeront aux extrémités de la diagonale lors du flambement. Il s'agit donc de retirer à la longueur centre-à-centre la longueur des assemblages, jusqu'à ces rotules plastiques, pour obtenir une longueur de flambement réaliste, tel que présenté à la Figure 5-34. De manière générale, la longueur de flambement réelle varie entre 85% et 95% de la longueur centre-à-centre. Lors du dimensionnement des diagonales de contreventement, on ne connaît généralement pas les dimensions des poutres et des colonnes. On peut alors poser une hypothèse sur la longueur réelle de flambement.

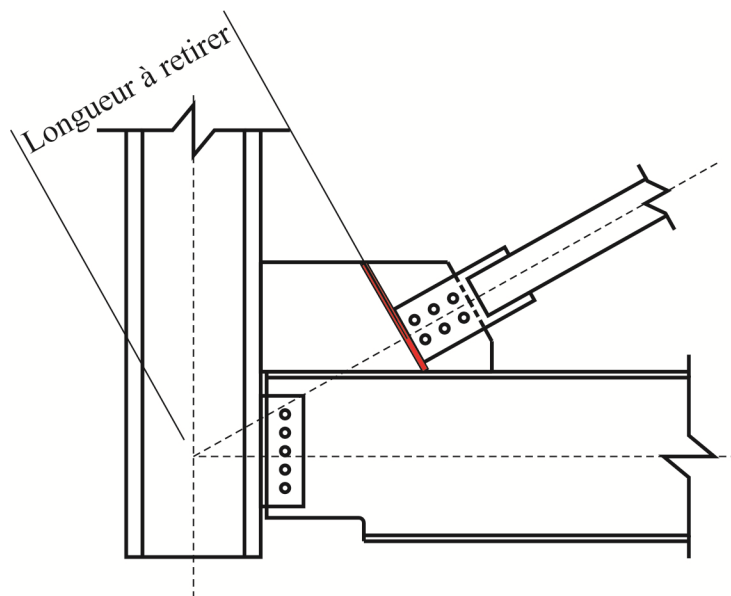


Figure 5-34: Longueur à retirer dans le calcul de la longueur réelle de flambement lorsque l'emplacement de la rotule plastique est attendu dans le gousset.

5.5.1.2 Dimensionnement de l'assemblage

Les essais ont révélé que lorsque le flambement de la diagonale discontinue se produisait par rotations dans les assemblages, la résistance à la compression associée à ce mode de rupture était inférieure à la résistance en compression de la diagonale continue. On peut dire qu'il est conservateur de dimensionner uniquement l'assemblage central de la diagonale discontinue et d'appliquer les résultats de cette conception aux assemblages d'extrémité des deux diagonales. De plus, on a démontré qu'il n'y avait pas, ou très peu de flexion dans la diagonale discontinue lorsque le flambement se localisait dans l'assemblage. Ceci est intéressant puisque la résistance à la compression des assemblages dépend uniquement des caractéristiques des assemblages, soit principalement, la rigidité flexionnelle, la longueur de l'assemblage et le type de cales (pour des assemblages en cisaillement double).

Pour s'assurer que la résistance de l'assemblage soit suffisante, il faudra employer des équations qui tiennent compte des caractéristiques de l'assemblage. Ces équations ne sont pas encore disponibles pour tous les cas, mais une partie de ce travail a déjà été réalisée en se basant sur les résultats de ce projet de recherche (Davaran et *al.* 2013).

Trois options s'offrent aux concepteurs pour s'assurer que l'assemblage résiste aux efforts de compression et que l'on puisse développer le flambement dans les diagonales:

- Dimensionner l'assemblage avec une rigidité et une résistance suffisantes;
- Empêcher l'instabilité dans l'assemblage en éliminant l'espacement e_i ; et
- Empêcher la rotation dans l'espacement e_{rp} en augmentant la rigidité et la résistance des goussets.

Les trois options sont discutées ci-dessous.

5.5.1.2.1 Dimensionner l'assemblage avec une rigidité et une résistance suffisantes

Les concepteurs doivent déterminer la rigidité et la résistance flexionnelle pour l'assemblage qui sont requises pour qu'ils développent la résistance en compression requise. Pour ce faire, on devra employer des équations de résistance adaptées, lorsque celles-ci seront disponibles.

La rigidité flexionnelle peut être améliorée en augmentant les dimensions géométriques des plaques de transfert et du gousset (épaisseurs et largeurs). Cette rigidité peut également être améliorée en ajoutant des raidisseurs ou en employant des profilés plus rigides que des plaques de transfert. Ainsi, l'utilisation de cornières dos-à-dos soudées aux parois du HSS, comme dans le spécimen no. 4, a démontré que ce type d'assemblage était efficace.

La résistance de l'assemblage dépend également de la longueur des assemblages. Celle-ci devrait être minimisée afin de favoriser une meilleure résistance. La longueur de l'assemblage est principalement contrôlée par le nombre de boulons requis. Il peut alors être avantageux de réduire la quantité de boulons requis, soit en utilisant des boulons de plus gros diamètre ou en excluant les filets du plan de cisaillement. Bien que ce type d'assemblage n'ait pas été testé, le détail d'assemblage présenté à la Figure 5-35 devrait être évité. Cet assemblage est composé d'une plaque insérée et soudée dans le profilé HSS. Deux plaques de transfert sont alors boulonnées en sandwich. Il est probable que la résistance en compression de cet assemblage soit faible, car la longueur de l'assemblage est importante. D'après les observations faites dans ce programme expérimental, on pourrait s'attendre à ce que l'instabilité survienne par la flexion de la plaque insérée dans le HSS, entre le HSS et les plaques de transfert.

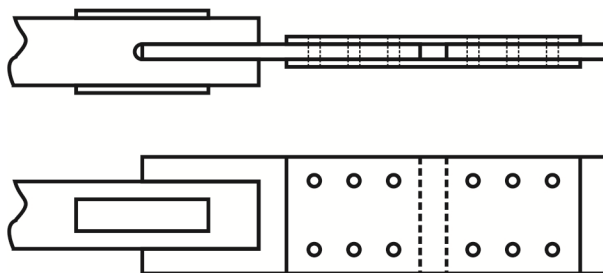


Figure 5-35: Assemblage en cisaillement double composé de plaques de transfert en sandwich non recommandé.

Finalement, pour des assemblages en cisaillement double, la présence de cales soudées structurellement a permis d'améliorer la résistance en compression et a permis de développer un meilleur comportement dans le domaine inélastique sous les charges cycliques. Les cales soudées structurellement devraient être imposées lorsqu'une fente est pratiquée dans la diagonale.

5.5.1.2.2 Empêcher l'instabilité dans l'assemblage en éliminant l'espacement e_i

Au lieu d'augmenter la résistance et la rigidité en flexion de l'assemblage, on peut aussi éviter l'instabilité en éliminant l'espacement e_i dans l'assemblage. En effet, dans les essais, l'instabilité des assemblages s'est initiée dans l'espacement e_i pour tous les assemblages de diagonales HSS. Pour les assemblages des cornières dos-à-dos, cette solution n'est pas possible, car l'assemblage n'a pas d'espacement e_i ; seule l'option de renforcer l'assemblage est alors envisageable.

Plusieurs détails d'assemblages peuvent permettre d'éliminer l'espacement e_i . Dans un premier temps, les diagonales qui sont directement soudées aux goussets performant bien (Figure 5-36a). Ce type de contreventement a été largement étudié dans le passé et aucune problématique n'a été révélée quant à la stabilité des assemblages.

Pour des assemblages boulonnés, deux détails sont proposés. Ceux-ci n'ont pas encore été testés, mais compte tenu des connaissances acquises dans ce projet, on croit qu'ils devraient permettre de développer le comportement désiré. Dans un premier temps, le détail de l'assemblage no. 15 est proposé (voir Figure 3-5). Dans ce cas, deux HSS coupés sont soudés sur les parois de la diagonale. Deux plaques de transfert en sandwich passant à l'extérieur de la diagonale continue viennent assurer le transfert. De plus, pour cet assemblage, la rigidité flexionnelle de l'assemblage est largement augmentée. La deuxième option proposée est illustrée à la Figure 5-36b. Pour cet assemblage, les files de boulons sont disposées de chaque côté de la diagonale.

La plaque de gousset joue alors le rôle de la cale entre les deux plaques de transfert. L'inconvénient principal de l'assemblage est que la plaque de gousset central devient plus large et il peut-être plus difficile de réaliser cet assemblage en chantier.

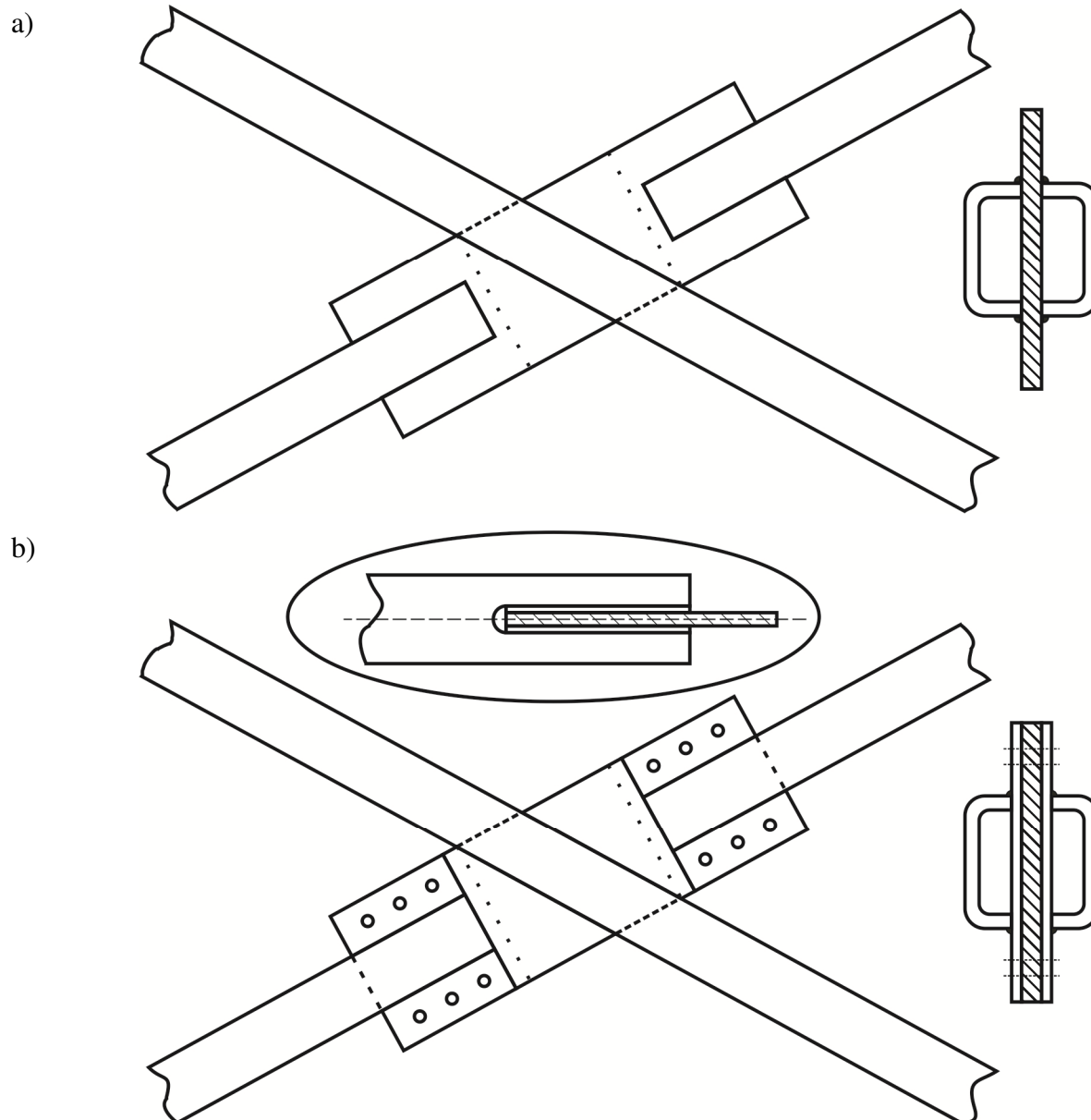


Figure 5-36: Configurations d'assemblages proposées pour éliminer l'espacement e_i : a) diagonales soudées au chantier; b) assemblage dont les boulons sont situés au-dessus de la diagonale.

5.5.1.2.3 Empêcher la rotation dans l'espacement e_{rp} en augmentant la rigidité et la résistance des goussets

La troisième possibilité est d'empêcher la rotation dans l'espacement e_{rp} . Le concept est montré à la Figure 5-37. Dans ce cas, au lieu d'accommoder la rotation inélastique dans l'espacement traditionnel e_{rp} , on force cette rotation dans l'espacement e_i . Comme la demande en rotation est maximale dans l'espacement e_i (il s'agit du point d'initiation de l'instabilité), il pourrait être plus avantageux de former la rotule plastique à cet endroit plutôt que dans les plaques de gousset. Dans ce contexte, il faudrait dimensionner les goussets (aux extrémités et au centre) pour qu'il ne subisse pas de rotation sous les charges de compression. Pour les goussets d'extrémités, plusieurs recherches ont été réalisées sur la stabilité de ces pièces. Le sujet a d'ailleurs été décrit à la section 2.3.1. Toutefois, aucune recherche n'a été effectuée sur la stabilité du gousset central et il pourrait être plus difficile de le dimensionner. En effet, celui-ci ne bénéficie pas des mêmes conditions de retenue que les goussets d'extrémité et les méthodes de calculs pour ces goussets ne s'appliquent pas nécessairement.

Dans cette méthode, seuls les goussets devraient être conçus pour résister aux efforts de compression. Les plaques de transfert ne devraient être dimensionnées que pour résister à l'effort de dimensionnement en tension de l'assemblage.

Cette méthode serait appropriée pour les assemblages en cisaillement double. Elle serait aussi applicable aux assemblages en cisaillement simple, mais ce mécanisme pourrait mener à une réduction de la résistance en compression de la diagonale, ce qui a d'ailleurs été observé dans les essais (valeurs de K_e supérieures à 0,5).

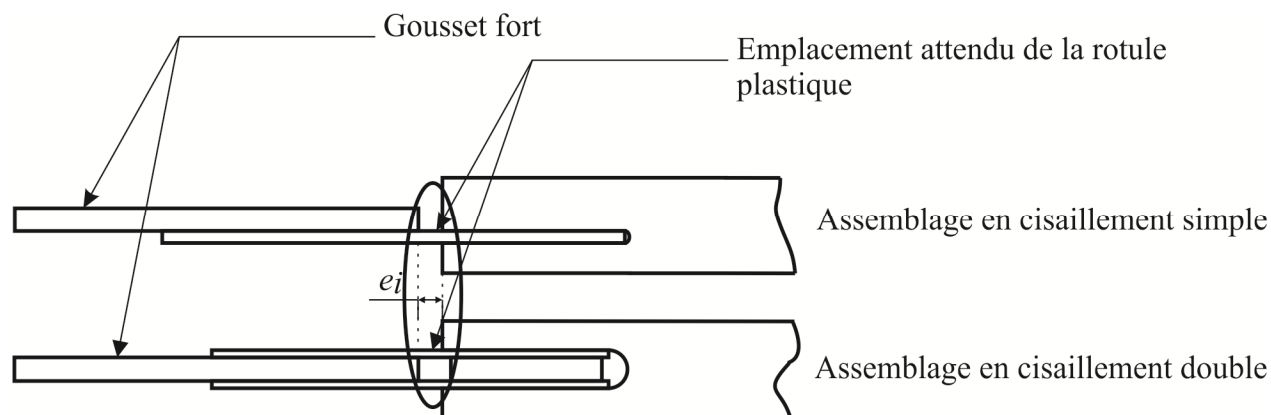


Figure 5-37: Formation de la rotule plastique dans les plaques de transfert.

5.5.2 Flambement par rotation dans les assemblages

Le flambement par rotation dans les assemblages a été, pour la plupart des cas, le mode d'instabilité du contreventement. Bien que ce comportement ne soit pas celui qui anticipé à premier abord pour les contreventements concentriques en X, les résultats des essais ont démontré que l'assemblage pouvait tout de même offrir une certaine capacité de dissiper l'énergie sismique et cette option pourrait être envisageable pour les contreventements de type CC.

5.5.2.1 Effort de dimensionnement

Les efforts de dimensionnement des assemblages demeurent les efforts obtenus de l'analyse élastique de la structure:

$$C_{fc} \geq C_f \quad (5-2)$$

$$T_{fc} \geq T_f \quad (\text{rupture ductile}) \quad (5-3)$$

$$T_{fc} \geq 1,5T_f \quad (\text{rupture non-ductile}) \quad (5-4)$$

En compression, il serait nécessaire de dimensionner les assemblages pour l'effort de compression C_f . En tension, la résistance pondérée de l'assemblage devra être supérieure à T_f , si le mode de rupture est ductile, et à $1,5T_f$, si le mode de rupture est non-ductile. Ainsi, les efforts de dimensionnement demeurent inchangés par rapport aux exigences actuelles de la norme CSA S16-09.

5.5.2.2 Dimensionnement des assemblages

Pour ce mode de flambement, l'assemblage devient l'élément qui dissipe l'énergie sismique sous forme de rotation plastique. Il devrait donc être dimensionné en respectant les exigences suivantes:

- Pour assurer que ce mécanisme de dissipation d'énergie se développe, il faut que le mécanisme de 3 rotules plastiques dans les assemblages puisse se former lors du flambement, ce qui requiert la présence d'une distance e_i (cas des profilés HSS) ou d'une faible rigidité flexionnelle des assemblages (cas des profilés HSS ou des cornières dos-à-dos).

- La résistance à la compression de l'assemblage doit être vérifiée pour respecter l'équation (5-2). Il est alors nécessaire de dimensionner l'assemblage pour que celui-ci dispose d'une résistance et d'une rigidité suffisante, tel que décrit à la section 5.5.1.2.1.
- Étant donné que des dommages importants sont attendus dans l'assemblage, des cales soudées structurellement devront être employées lorsqu'une fente est réalisée dans la diagonale.
- En tension, il faudrait considérer un mode de rupture à l'aire brute pour la plaque de gousset et un mode de rupture à l'aire nette à la fin des soudures pour les plaques de transfert. Dans les deux cas, il serait nécessaire de considérer l'effet cyclique qui affecte la résistance en tension des assemblages dans les zones où les rotations plastiques se produisent. Les facteurs de correction obtenus des essais (section 5.2.2) peuvent être utilisés à cet effet.

5.5.2.3 Dimensionnement des diagonales

Pour ce mode de flambement, les diagonales de contreventement devraient demeurer dans le domaine élastique sous un séisme. Les diagonales devront néanmoins avoir une résistance en compression suffisante pour résister à l'effort C_f puisque ce sont ces membrures qui apportent la rigidité latérale au bâtiment. La résistance des diagonales peut être évaluée en employant une valeur de $K = 0,5$ et en employant une longueur de flambement comprise entre les rotules plastiques anticipées.

5.5.2.4 Recherches requises

Pour assurer le bon fonctionnement de la méthode, il est d'abord nécessaire de réaliser divers travaux de recherche. Par exemple, on devra vérifier l'influence de ce mode de flambement avec rotation dans les assemblages sur le comportement sismique dynamique d'un bâtiment. En outre, on peut penser que les déplacements inter-étages augmenteront par rapport à un mode de flambement dans la diagonale en raison du comportement typique du flambement de l'assemblage (résistance moins élevée, résistance post-flambement plus faible, etc.). De plus, il est nécessaire d'évaluer les efforts qui seront transmis aux autres éléments du bâtiment sous ce mécanisme de flambement.

Il serait également intéressant de vérifier le comportement des contreventements travaillant en tension seulement lorsque le flambement par rotation dans les assemblages se produit. En effet, ce mode de flambement est possible pour ces contreventements. Dans ce programme de recherche, on avait mentionné au chapitre 3 que les contreventements composés de cornières dos-à-dos auraient été plus efficaces pour travailler en tension seulement et qu'ils auraient pu être utilisés comme tels en pratique. Or, pour les spécimens nos. 16 et 17, le flambement s'est développé dans l'assemblage central. Pour le spécimen no. 16, l'assemblage aurait pu reprendre l'effort d'un système en tension seulement, qui est le double d'un système en tension /compression ($T_{fc}/T_r = 0,51$). Dans ce cas, il faudrait s'assurer l'assemblage respecte les exigences présentées à la section 5.5.2.2, sauf la première où on requiert une résistance en compression minimale. Il faut noter que le phénomène de flambement dans les assemblages devrait être tout même assez rare pour ce type de contreventement, car la résistance des assemblages est généralement relativement plus importante comparée à la résistance en compression des diagonales.

5.5.3 Discussion du dimensionnement des spécimens étudiés avec les propositions

On conclut le chapitre en examinant dans quelle mesure les spécimens du programme d'essais rencontraient exigences de conception qui ont été proposées dans la section précédente.

5.5.3.1 Spécimens de contreventement de type MD

Six spécimens de contreventement de type MD ont été testés, soient les spécimens nos. 1, 2, 3, 4, 12 et 18. Dans le Tableau 5-10, on vérifie si ces spécimens satisfont aux exigences proposées pour le dimensionnement. Les spécimens nos. 1 et 3 ont été retirés, car la présence de fusibles dans ces spécimens n'est pas représentative de contreventements de type MD.

Pour ces spécimens, on a établi trois principaux critères devant être satisfaits:

- Pour les assemblages en cisaillement double, des cales doivent être insérées et celles-ci doivent être soudées structuralement.
- Le mode de flambement doit se développer dans les diagonales et non dans les assemblages.

- Les contreventements doivent être en mesure d'accommoder des déplacements inter-étages d'au moins $1,5\% h_s$, ce qui est anticipé pour des contreventements de type MD (voir section 2.1.7).

Seuls les spécimens no. 4 et 18 satisfont à ces exigences. Pour le spécimen no. 4, un meilleur comportement (plus grand déplacement inter-étage à la rupture) aurait pu être atteint si la diagonale continue avait été renforcie à l'emplacement de la fente pour le gousset central. Dans le cas du spécimen no. 18, un comportement supérieur aurait aussi pu être atteint si les limites de voilement avaient été totalement respectées pour les ailes des cornières.

Tableau 5-12: Respect des exigences pour les contreventements de type MD.

No.	Profilé	Type	Caractéristiques du spécimen			Critères			Respect
			Cales	Mode flamb.	Δ_{max} (% h_s)	Cales	Mode flamb.	Δ_{max}	
2	HSS	CD	Struc.	M5	1,6	Oui	Non	Oui	Non
4	HSS	CD	N/A	M7	1,5	N/A	Oui	Oui	Oui
12	HSS	CD	Points	M5	1,1	Non	Non	Non	Non
18	2L	CD	Struc.	M7	1,7	N/A	Oui	Oui	Oui

5.5.3.2 Spécimens de contreventement de type CC

On vérifie au Tableau 5-11 dans quelle mesure les spécimens de contreventement de type CC respectent les exigences proposées pour la conception. Pour ces contreventements, on doit vérifier que:

- En compression, l'assemblage doit résister à l'effort C_f .
- En tension, l'assemblage doit résister à $1,5T_f$, si la rupture est non-ductile, et à T_f si la rupture est ductile.
- Pour les assemblages en cisaillement double, des cales doivent être insérées et celles-ci doivent être soudées structurellement.
- Le contreventement doit accommoder des déplacements inter-étage de l'ordre de $0,6\% h_s$ à $0,8\% h_s$. On prend ici comme critère un déplacement de $0,8\% h_s$, car on peut s'attendre

que le mode de flambement dans les assemblages produise des déplacements inter-étages plus importants dans les bâtiments.

Le critère de résistance en tension n'est pas considéré dans le Tableau 5-11, car ce critère permet d'assurer un déplacement inter-étage minimal pour le contreventement. Ici, on a fixé le déplacement inter-étages minimum requis.

Dans le Tableau 5-11, on examine seulement le comportement de la diagonale discontinue des spécimens (dans les essais, le flambement de cette diagonale s'est produit dans les assemblages pour tous les spécimens). On constate que trois spécimens seraient adéquats, soient les spécimens nos. 5, 6 et 9. À la Figure 5-38, on présente graphiquement les rapports C_{ue}/C_f pour les différents spécimens. Sur la figure, les spécimens dont les résistances sont entourées sont ceux qui respecteraient les exigences de dimensionnement pour les contreventements de type CC. Pour le spécimen no. 5, on considère que la résistance développée par l'assemblage de ce spécimen est suffisamment proche de C_f pour l'accepter. Ce constat (3 spécimens adéquats) est positif puisque ces spécimens ont pu offrir un comportement sismique acceptable pour l'usage prévu (Type CC) en dépit du fait que le flambement des assemblages n'était pas prévu lors de leur dimensionnement. Cela suggère qu'il est possible de réaliser de tels contreventements en pratique.

Tableau 5-13: Respect des exigences pour les contreventements de type CC.

No.	Profilé	Type	Caractéristiques du spécimen			Critères			Respect
			Cales	C_{ue}/C_f (discontinue)	Δ_{max} (% h_s)	Cales	C_{ue}/C_f	Δ_{max}	
5	HSS	CD	Struc.	0,986	1,0	Oui	(Oui)	Oui	Oui
6	HSS	CD	Struc.	1,235	1,0	Oui	Oui	Oui	Oui
7	HSS	CS	N/A	0,661	0,9	N/A	Non	Oui	Non
8	HSS	CS	N/A	0,779	1,4	N/A	Non	Oui	Non
9	HSS	CS	N/A	1,208	1,0	N/A	Oui	Oui	Oui
10	HSS	CD	Points	0,854	0,4	Non	Non	Non	Non
11	HSS	CD	Struc.	0,691	1,4	Oui	Non	Oui	Non
13	HSS	CD	Aucune	1,245	0,9	Non	Oui	Oui	Non
14	HSS	CS	N/A	0,816	0,5	N/A	Non	Non	Non
16	2L	CD	Points	0,772	1,5	N/A	Non	Oui	Non
17	2L	CD	Struc.	0,887	1,0	N/A	Non	Oui	Non

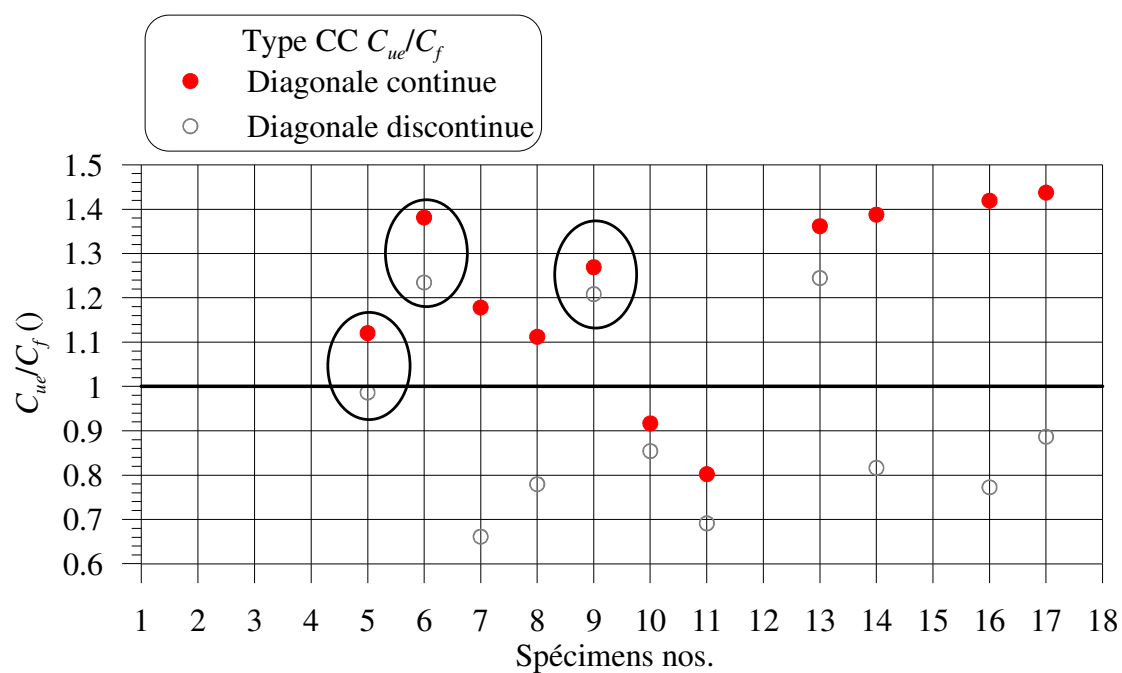


Figure 5-38: Rapport C_{ue}/C_f pour les spécimens de type CC.

CHAPITRE 6 CONCLUSION

6.1 Résumé de la problématique

Le contreventement concentrique en X est un système de reprise des charges latérales largement utilisé dans les bâtiments en acier. Sa simplicité et son efficacité expliquent en grande partie pourquoi de nombreux concepteurs optent pour ce système. Les diagonales de contreventement sont généralement réalisées avec des profilés HSS ou des cornières dos-à-dos. Dans ce cas, une diagonale est continue et la seconde est discontinue au point d'intersection des deux membrures. Un assemblage central est alors réalisé pour assurer la continuité de la diagonale discontinue. Cet assemblage central doit résister aux efforts de tension et de compression pour obtenir un comportement adéquat de ce système structural. Plusieurs travaux de recherches ont été réalisés sur la capacité des assemblages en tension. Ces travaux ont mené à des méthodes de dimensionnement qui sont maintenant prescrites par la norme canadienne sur les structures en acier (norme CSA S16-09). Toutefois, peu de travaux ont porté sur la stabilité des assemblages des diagonales lorsqu'ils sont soumis à des efforts de compression. Le présent projet de recherche portait sur la stabilité des assemblages centraux et sur l'influence des assemblages centraux sur la stabilité des diagonales continues et discontinues des contreventements en X.

Plus particulièrement, on souhaitait vérifier si on pouvait utiliser une longueur effective égale à la moitié de la longueur totale des diagonales pour déterminer leur résistance à la compression. En plus de vérifier la stabilité des assemblages employés au centre du contreventement, il était prévu de déterminer les paramètres des assemblages qui affectent leur stabilité et d'en évaluer leur importance. On voulait aussi évaluer dans quelle mesure le type d'assemblage employé pouvait influencer la performance des contreventements concentriques en X. Finalement, le dernier objectif était de proposer des règles de pratique afin de prédire et d'améliorer le comportement des assemblages et du contreventement.

6.2 Résumé des résultats des essais expérimentaux

Un programme d'essais a été développé pour répondre aux objectifs de l'étude. Des essais ont été réalisés sur 17 spécimens de contreventements à échelle réelle. Douze spécimens étaient faits de profilés tubulaires HSS127x127x8.0, trois spécimens étaient faits de profilés tubulaires HSS102x102x6.4 et trois spécimens étaient faits de cornières-dos-à-dos 2L127x76x9.5. Deux configurations d'assemblages ont été testées, soit les assemblages en cisaillement simple (4 spécimens) et les assemblages en cisaillement double (13 spécimens). Les essais ont été réalisés dans un cadre vertical d'essais de l'École Polytechnique. Les essais étaient de type cyclique quasi-statique et le protocole de déplacement horizontal était imposé au cadre par l'action de deux vérins hydrauliques d'une capacité en force horizontale totale de 2000 kN.

6.2.1 Comportement observé

Pour les profilés HSS avec assemblages en cisaillement simple, un comportement similaire a été observé pour les quatre spécimens testés:

- Le flambement de la diagonale discontinue s'est initié par la flexion de la plaque de transfert, dans la distance e_i , près de la fin du HSS. Lors du flambement, un mécanisme de trois rotules plastiques s'est alors formé avec deux autres rotules localisées dans les distances e_{rp} des plaques de gousset central et d'extrémité. Dans les cycles qui ont suivi, la dissipation de l'énergie en compression s'est faite via ce mécanisme.
- Le flambement de la diagonale continue s'est amorcé en courbure simple sur toute la longueur de la diagonale, cependant le flambement de la membrure s'est finalement produit sur une moitié de la longueur totale de la membrure, comme cela était prévu. La diagonale discontinue en tension était donc en mesure d'apporter un support latéral suffisant pour forcer ce mode de flambement. Pour ces spécimens, le flambement aurait possiblement pu se produire dans les assemblages d'extrémité, un mode de rupture qui était empêché en raison des goussets d'extrémité anormalement rigides qui étaient utilisés dans le cadre d'essais.

Pour les profilés HSS avec assemblages en cisaillement double, dix spécimens ont été testés. Pour la majorité des spécimens, des cales étaient insérées entre les plaques de transfert, dans la fente réalisée dans le profilé HSS. Les principales conclusions sont les suivantes:

- Un spécimen a été testé sans cales. Dans ce cas, le flambement de la diagonale discontinue et de la diagonale continue s'est initié par la flexion des plaques de transfert dans l'espacement e_i , près de la fin du profilé HSS. Un mécanisme de trois rotules plastiques similaire à celui observé pour les assemblages en cisaillement simple s'est développé. Éventuellement, une quatrième rotule plastique s'est formée dans le HSS, à la fin des plaques de transfert. Pour ce spécimen, des déformations inélastiques importantes sont apparues dans les assemblages. À cet égard, l'ouverture du profilé HSS s'est produite et d'importantes fissures sont apparues dans les parois du profilé HSS. De plus, des fissures se sont développées dans les plaques de transfert, à la fin du profilé HSS. Ces fissures sont attribuables à des contraintes de tension non uniformes ainsi qu'au phénomène de décalage en cisaillement.
- Deux spécimens ont été testés pour lesquels les cales étaient fixées par des points de soudure. Un comportement similaire à celui du spécimen sans cales a été observé. Dans certains cas, les soudures des cales ont cédé.
- Pour six spécimens, les cales ont été soudées de manière continue. Pour la plupart des spécimens, le flambement s'est également développé par rotation dans les assemblages. Toutefois, le détail de l'assemblage a permis d'améliorer le comportement local des deux moitiés du profilé HSS de part et d'autre des plaques de transfert et peu de dommage a été observé.
- Un spécimen comprenait des assemblages où les plaques de transfert étaient remplacées par des cornières dos-à-dos soudées sur les parois du profilé HSS. Ces assemblages ont été suffisamment rigides pour que le flambement se développe dans les deux diagonales de contreventement.

Trois spécimens composés de cornières dos-à-dos ont été testés. Dans ce cas, les principales conclusions sont les suivantes:

- Pour deux spécimens, le flambement de la diagonale discontinue est survenu dans l'assemblage central. Cette instabilité est survenue par la flexion de la plaque de gousset central. Étant donné que la rigidité torsionnelle de ces profilés était relativement faible, le flambement de la diagonale a imposé une rotation en torsion à la diagonale continue. De ce fait, une seconde rotule plastique s'est développée dans la plaque de gousset central, imposant une forme de « S » à l'assemblage central de la diagonale discontinue.
- Pour la diagonale discontinue d'un spécimen et pour les diagonales continues des trois spécimens, le flambement s'est développé dans la demi-longueur des diagonales, confirmant que la diagonale en tension était en mesure d'apporter un support latéral adéquat à la diagonale comprimée.

6.2.2 Ruptures des spécimens

À l'exception d'un spécimen, toutes les ruptures se sont produites dans les assemblages en tension. Les conclusions concernant les ruptures sont les suivantes:

- À l'exception de deux spécimens, les ruptures sont survenues selon des modes et à des résistances qui n'avaient pas été anticipées en conception par des calculs effectués avec les propriétés réelles des matériaux.
- Plusieurs ruptures se sont produites dans les plaques de transfert ou dans la plaque de gousset, aux emplacements où les rotations plastiques se sont développées lors du flambement en compression. Ces ruptures sont attribuables à l'endommagement par fatigue en régime inélastique induit par le chargement cyclique. Pour les plaques de transfert, les concentrations de contraintes dues au décalage en cisaillement et les déformations en tension non uniformes ont aussi influencé la rupture. Le phénomène de fatigue a réduit la résistance en traction des assemblages et des facteurs de réduction de la résistance ont été proposés pour tenir compte de cet effet.
- Pour deux spécimens, la rupture a été localisée dans le profilé HSS, à la fin des plaques de transfert, et ce, même si un renforcement avait été réalisé. L'effet du décalage en cisaillement et les rotations plastiques qui se sont développées dans le profilé HSS ont influencé ce mode de rupture. Un facteur de réduction a été proposé pour ce dernier effet.

- Pour deux spécimens, la rupture est survenue dans la diagonale continue, à l'aire nette vis-à-vis de la fente réalisée pour insérer la plaque de gousset central. On a vérifié que la résistance associée à ce mode de rupture pouvait être estimée sur la base de l'aire nette seulement, sans considérer le phénomène de décalage en cisaillement.

6.2.3 Modes de flambement

Les essais ont révélé sept modes de flambement différents, trois pour les diagonales continues et quatre pour les diagonales discontinues.

- Le flambement des diagonales continues était d'abord caractérisé par une déformation globale (mode M1). Sous l'augmentation du déplacement latéral imposé au contreventement, le mode de flambement s'est ensuite transformé vers le flambement de la diagonale sur sa demi-longueur (mode M2) ou, lorsque la rigidité flexionnelle des assemblages était relativement plus faible, le flambement avec rotations concentrées dans les assemblages d'extrémités (mode M3).
- Pour la diagonale discontinue, le flambement s'est produit par rotation dans les assemblages pour la majorité des spécimens: selon un mode symétrique pour les assemblages en cisaillement simple (mode M4) et un mode antisymétrique pour les assemblages en cisaillement double (mode M5). Pour un spécimen, le flambement de la diagonale discontinue s'est produit par rotation dans l'assemblage d'extrémité (mode M6). Finalement, le flambement dans la demi-longueur de la diagonale discontinue a été observé pour trois des spécimens (mode M7).
- Suite au flambement, les déplacements hors-plan se sont concentrés à l'emplacement où l'instabilité s'était amorcée. Sous l'augmentation du déplacement latéral du cadre, les déplacements hors-plan à cet endroit ont augmenté graduellement en suivant le même patron.

6.2.4 Paramètres influençant la stabilité de l'assemblage

Les résultats expérimentaux ont permis d'évaluer les principaux paramètres influençant la stabilité des assemblages qui sont les suivants:

- La configuration de l'assemblage : Pour des propriétés géométriques similaires, les assemblages en cisaillement double ont été plus résistants que les assemblages en cisaillement simple. En effet, l'excentricité présente dans les assemblages en cisaillement simple a affecté leur résistance en compression.
- La rigidité flexionnelle et le module de section plastique de l'assemblage : La résistance en compression au flambement est améliorée en augmentant la rigidité flexionnelle de l'assemblage. L'ajout d'un raidisseur pour un spécimen a également permis de développer une meilleure capacité en compression. L'augmentation du module de section plastique a mené à un meilleur comportement post-flambement.
- La longueur de l'assemblage : L'augmentation de la longueur de l'assemblage a conduit à une réduction de la résistance en compression de l'assemblage.
- Les conditions de retenues des plaques de transfert : Le profilé HSS, les cales entre les plaques de transfert et la plaque de gousset influencent les conditions de retenues aux extrémités des plaques de transfert. Un modèle simplifié de l'assemblage a été présenté pour illustrer ces influences.

6.2.5 Coefficient de longueur effective (K)

Un des objectifs du projet était de déterminer les coefficients de longueur effective expérimentaux (K_e) des différents spécimens et de les comparer avec le coefficient de longueur effective (K) de 0,5 suggéré en pratique.

- Lorsque le flambement s'est développé dans la demi-longueur de la diagonale, les valeurs de K_e ont été généralement inférieures à 0,5 pour les spécimens avec assemblages en cisaillement double. La valeur $K = 0,5$ est adéquate pour cette situation. Pour les spécimens avec assemblages en cisaillement simple, K_e était légèrement supérieur à 0,5, ceci en raison de l'excentricité au niveau des assemblages d'extrémités.
- Lorsque le flambement s'est développé par rotation dans les assemblages, la valeur de K_e a été généralement supérieure à 0,5. Dans ce cas, la résistance en compression de la diagonale ne peut être obtenue en utilisant un facteur K égal à 0,5; on doit plutôt procéder

à une analyse de la stabilité de l'ensemble assemblage-diagonale à l'aide d'un modèle prenant en compte les propriétés flexionnelles des assemblages.

6.2.6 Comportement global du contreventement

D'autres conclusions ont pu être tirées des observations du comportement global du contreventement, notamment:

- Une particularité du flambement par rotation dans les assemblages est que la résistance en compression décroît très rapidement suite au flambement.
- Pour des contreventements de type CC, les efforts de tension qui se sont développés dans les diagonales ont dépassé les efforts prévus par l'analyse élastique de la structure. Pour ce système, le dimensionnement des autres éléments du système de résistance aux charges latérales n'est pas réalisé par un calcul par capacité. Par conséquent, le phénomène peut générer des efforts plus élevés pour les poutres et les colonnes, leurs assemblages, les diaphragmes, les fondations, etc. Dans les essais, ces efforts élevés n'ont eu aucun impact négatif étant donné que le cadre vertical était dimensionné pour demeurer élastique pour les charges maximales pouvant se produire, ce qui ne serait pas le cas pour une structure réelle. Les forces qui se sont développées dans les diagonales dépendent du déplacement inter-étages que la structure doit accommoder.
- Lorsque le flambement se produit par rotation dans les assemblages, le comportement inélastique du contreventement est différent de celui qui est habituellement considéré pour la conception parasismique (flambement et plastification des diagonales). Pour les contreventements de type CC, il est important de connaître les niveaux de déplacements inter-étages qui sont anticipés pour la structure de telle sorte que l'on puisse prédire adéquatement les efforts qui se développeront dans la structure.

6.2.7 Propositions de dimensionnement

Des propositions de dimensionnement ont été faites sur la base des résultats du programme d'essais. Pour les contreventements de type MD, on recommande que le flambement se produise en flexion, dans les diagonales, et non pas dans les assemblages. Cette recommandation rencontre les exigences de la norme CSA S16-09. Pour les contreventements de type CC, le flambement

peut se produire dans les diagonales ou les assemblages. Dans les deux cas, les diagonales peuvent être conçues en compression en utilisant un coefficient d'élancement $K = 0,5$. Les autres recommandations dépendent du mode de flambement qui est retenu:

- Lorsque le flambement doit se produire dans les diagonales, il est nécessaire de dimensionner les assemblages pour la résistance probable de la diagonale. Pour évaluer cette dernière, il est recommandé d'employer une valeur de $K \leq 0,5$ et d'utiliser une longueur de flambement qui soit la plus réaliste possible. Pour des assemblages en cisaillement double, des cales soudées structurellement doivent être insérées entre les deux plaques de transfert. Des configurations d'assemblages ont été suggérées pour empêcher le flambement des assemblages.
- Lorsque le flambement se produit par rotation dans les assemblages, il faut dimensionner les assemblages pour que leur résistance soit égale ou supérieure aux efforts de compression et de tension obtenus d'une analyse élastique de la structure. Le calcul par capacité n'est pas nécessaire dans ce cas. Par contre, on devra considérer que la rupture se produira probablement en tension dans les plaques d'assemblages, vis-à-vis des rotules plastiques et que des facteurs de réduction doivent s'appliquer dans le calcul de la résistance associée à ces modes.

6.3 Recommandations pour des recherches futures

Des recherches futures devraient porter sur les aspects suivants:

- Il est nécessaire de finaliser le développement des équations permettant de prédire la résistance en compression lorsque le flambement se produit par rotation dans les assemblages.
- Pour des contreventements de type CC, il faudrait réaliser des analyses dynamiques non linéaires sur des bâtiments pour vérifier l'impact du flambement par rotation dans les assemblages sur le comportement de la structure. Dans ces études, on devra modéliser le comportement observé des contreventements, incluant le flambement dans les assemblages. Ces études permettront d'évaluer le niveau de déplacements inter-étages qui peut être imposé lors d'un séisme.
- Des méthodes ont été proposées pour empêcher le flambement de survenir dans les assemblages. L'une d'entre elles consiste à former la rotule plastique dans les plaques de transfert, dans l'espacement laissé entre le profilé HSS et le gousset (espacement e_i), plutôt que dans le gousset. Cette solution est justifiée par le fait qu'il est généralement plus facile de dimensionner le gousset pour qu'il ne subisse pas de rotation que de dimensionner les plaques de transfert pour obtenir le même comportement. La problématique réside dans la méthode de dimensionnement du gousset central. En effet, celui-ci ne bénéficie pas nécessairement d'un support aussi rigide que les goussets d'extrémité et les méthodes traditionnelles de calcul ne s'appliquent pas nécessairement au gousset central.
- Il serait également nécessaire d'investiguer plus en détail le comportement et le dimensionnement de raidisseurs utilisés pour renforcer les assemblages en flexion. Ces raidisseurs pourraient être employés pour les assemblages en cisaillement simple et en cisaillement double. L'ajout d'un tel raidisseur pourrait être une méthode efficace de renforcer un assemblage déficient dans un bâtiment existant.

Si on prévoit réaliser à nouveau des essais en laboratoire sur des contreventements concentriques en X, il est suggéré d'examiner les recommandations suivantes:

- Le serrage des boulons: La qualité du serrage des boulons a probablement eu une influence sur le comportement hystérétique des contreventements, car du glissement non prévu s'est produit dans les assemblages de certains spécimens. Il est donc suggéré de procéder à un serrage contrôlé pour limiter le glissement des boulons dans les assemblages. Le glissement qui se produit lorsque le serrage est inadéquat est, de plus, difficile à modéliser numériquement.
- L'utilisation de jauges de déformation: Il a été démontré que des efforts initiaux ont été introduits dans les diagonales lors de leur installation. Le phénomène a été plus prononcé pour la diagonale continue. Cette force initiale a créé une différence entre les efforts obtenus selon les deux méthodes employées pour déterminer les efforts réels dans les diagonales. Malgré que les lectures de jauges de déformations ne peuvent être utilisées pour déterminer des efforts qu'en régime élastique, il serait tout de même utile, voire nécessaire, d'utiliser des jauges dans chacun des spécimens.
- La mesure du défaut de rectitude des diagonales et des assemblages: Ces imperfections ont une influence importante sur la stabilité des assemblages et des diagonales. Ces défauts n'ont pas été mesurés dans ce projet, ce qui a compliqué l'interprétation des résultats et le développement de modèles numériques. Il serait utile de mesurer soigneusement ces défauts dans des essais futurs.

BIBLIOGRAPHIE

- AISC. (2010). ANSI/AISC 341-10, *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Constructions, Chicago, IL, USA.
- AISC. (2010). ANSI/AISC 360-10, *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Constructions, Chicago, IL, USA.
- AISC. (2010). *Design Guide 24 : Hollow Structural Section Connections*, American Institute of Steel Constructions, Chicago, IL, USA.
- Aslani, F. and Goel, S. (1991). Stitch Spacing and Local Buckling in Seismic-Resistant Double-Angle Braces. *Journal of Structural Engineering*, 117(8), 2442-2463.
- Astaneh-Asl, A., Goel, S. C. (1984). Cyclic in-plane buckling of double-angle bracing. *Journal of Structural Engineering*, 110(9), 2036-2055.
- Astaneh-Asl, A., Goel, S. C. and *al.* (1985). Cyclic out-of-plane buckling of double-angle bracing. *Journal of Structural Engineering*, 111(5), 1135-1153.
- Beaulieu, D., Picard, A. et *al.* (2008). *Calcul des charpentes d'acier, tome 1 (2^e éd.)*. Institut canadien de la construction en acier, Markham, ON.
- Bjorhovde, R. and Chakrabarti, S. K. (1985). Tests of full-size gusset plate connections. *Journal of Structural Engineering*, 111(3), 667-684.
- Castonguay, P.-X. (2009). *Seismic performance of concentrically braced steel frames of the conventional construction category*. (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, QC).
- CNRC. (2010). *Code national du bâtiment 2010 – Canada*. 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.
- 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.
- Davaran, A. (2001). Effective length factor for discontinuous X-bracing systems. *Journal of Engineering Mechanics*, 127(2), 106-112.
- Davaran, A. and Hoveidae, N. (2009). Effect of mid-connection detail on the behavior of X-bracing systems. *Journal of Constructional Steel Research*, 65(4), 985-990.
- Davaran, A. et al. (2013). Inelastic Buckling Analysis of Steel X-Bracing with Bolted Single Shear Lap Connections. *Journal of Structural Engineering*. (soumis)
- DeWolf, J. T. and Pelliccione, J. F. (1979). Cross-Bracing Design. *Journal of Structural Division*, 105(7), 1379-1391.
- EERI. 2011. Effects of the 2011 Tohoku Japan Earthquake on Steel Structures. EERI Steel Structures Reconnaissance Group. Consulté le 9 janvier 2013 : <http://www.eqclearinghouse.org/2011-03-11-sendai/2011/08/03/eeri-steel-structures-reconnaissance-group/>
- El-Tayem, A. A. and Goel, S. C. (1986). Effective length factor for the design of X-bracing systems. *Engineering Journal*, 23(1), 41-45.
- Fell, B. V., Kanvinde, A. M. and al. (2009). Experimental Investigation of Inelastic Cyclic Buckling and Fracture of Steel Braces. *Journal of Structural Engineering*, 135(1), 19-32.
- Gélinas, A., Tremblay, R. and Davaran, A. (2012). Seismic Behavior of Steel HSS X-Bracing of the Conventional Construction Category. *Structures Congress 2012*, American Society of Civil Engineers : 1649-1660.
- Goel, S. C. and Aslani, F. (1989). Seismic behavior of built-up bracing members. Proceedings of the Sessions Related to Steel Structures at Structures Congress '89, May 1, 1989 - May 5, 1989, San Francisco, CA, USA, Publ by ASCE.
- Goggins, J. M., Broderick, B. M. and al. (2006). Behaviour of tubular steel members under cyclic axial loading. *Journal of Constructional Steel Research*, 62(1-2), 121-131.

- Han, S., Kim, W. and *al.* (2007). Seismic Behavior of HSS Bracing Members according to Width-Thickness Ratio under Symmetric Cyclic Loading. *Journal of Structural Engineering*, 133(2), 264-273.
- Hardash, S. G. and Bjorhovde, R. (1985). New design criteria for gusset plates in tension. *Engineering Journal*, 22(2), 77-94.
- Haddad, M. and Tremblay, R. (2006). Influence of connection design on the inelastic seismic response of HSS steel bracing members. 11th International Symposium and IIW International Conference on Tubular Structures, August 31, 2006 - September 2, 2006, Quebec City, QC, Canada, Taylor and Francis/Balkema.
- Hu, S. Z. and Cheng, J. J. R. (1987). Compressive behavior of gusset plate connections. Structural Engineering Report No. 153, Department of Civil Engineering, University of Alberta.
- Izvernari, C., Lacerte, M., Tremblay, R. (2007). Seismic Performance of Multi-Storey Concentrically Braced Steel Frames Designed According to the 2005 Canadian Seismic Provisions. *9th Canadian Conference on Earthquake Engineering*.
- Jain, A. K., Goel, S. C. and *al.* (1978). Inelastic response of restrained steel tubes. *Journal of the Structural Division*, 104(6), 897-910.
- Jain, A. K., Goel, S. C. and *al.* (1980). Hysteretic cycles of axially loaded steel members. *Journal of the Structural Division*, 106(8), 1777-1795.
- Karavasilis, T. L., Bazeos, N. and *al.* (2007). Estimation of seismic drift and ductility demands in planar regular X-braced steel frames. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 36(15), 2273-2289.
- Kitipornchai, S. and Finch, D. L. (1986). Stiffness requirements for cross bracing. *Journal of Structural Engineering*, 112(12), 2702-2707.
- Lee, K. and Bruneau, M. (2005). Energy dissipation of compression members in concentrically braced frames: Review of experimental data. *Journal of Structural Engineering*, 131(4), 552-559.

- Lehman, D. E., Roeder, C. W. and *al.* (2008). Improved seismic performance of gusset plate connections. *Journal of Structural Engineering*, 134(6), 890-901.
- Mitchell, D., Tremblay, R. and *al.* (2003). Seismic force modification factors for the proposed 2005 edition of the National Building Code of Canada. *Canadian journal of civil engineering*, 30(2), 308-327.
- Moon, J., Yoon, K. Y. and *al.* (2008). Out-of-plane buckling and design of X-bracing systems with discontinuous diagonals. *Journal of Constructional Steel Research*, 64(3), 285-294.
- Palmer, K., Roeder, C. and *al.* (2012). Concentric X-braced frames with HSS bracing. *International Journal of Steel Structures*, 12(3), 443-459.
- Picard, A. and Beaulieu, D. (1988). Design of diagonal cross-bracings. Part 2: Experimental study. *Engineering Journal*, 25(4), 156-160.
- Popov, E. P. and Black, R. G. (1981). Steel struts under severe cyclic loadings. *Journal of the Structural Division*, 107(9), 1857-1881.
- Remennikov, A. M. and Walpole, W. R. (1998). A note on compression strength reduction factor for a buckled strut in seismic-resisting braced system. *Engineering Structures*, 20(8), 779-782.
- Sabelli, R. and Hobbach, D. (1999). Design of cross-braced frames for predictable buckling behavior. *Journal of Structural Engineering*, 125(2), 163-168.
- Segal, F., Levy, R. and *al.* (1994). Design of imperfect cross-bracings. *Journal of Engineering Mechanics*, 120(5), 1057-1075.
- Shaback, B. and Brown, T. (2003). Behaviour of square hollow structural steel braces with end connections under reversed cyclic axial loading. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 30(4), 745-753.
- Sheng, N., Yam, C. H. and *al.* (2002). Analytical investigation and the design of the compressive strength of steel gusset plate connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 58(11), 1473-1493.
- Stafford, B. and Coull, A. (1991). *Tall Building Structures : Analysis and Design*.

- Stoman, S. H. (1988). Stability criteria for X-bracing systems. *Journal of Engineering Mechanics*, 114(8), 1426-1434.
- Stoman, S. H. (1989). Effective Length Spectra for Cross Bracings. *Journal of Structural Engineering*, 115(12), 3112-3122.
- Thevendran, V. and Wang, C. M. (1993). Stability of nonsymmetric cross-bracing systems. *Journal of Structural Engineering*, 119(1), 169-180.
- Thornton, W. A. (1984). Bracing connections for heavy construction. *Engineering Journal*, 21(3), 139-148.
- Tremblay, R. (2001). Seismic behavior and design of concentrically braced steel frames. *Engineering Journal*, 38(3), 148-166.
- Tremblay, R. (2002). Inelastic seismic response of steel bracing members. *Journal of Constructional Steel Research*, 58(5-8), 665-701.
- Tremblay, R., Archambault, M. H. and *al.* (2003). Seismic response of concentrically braced steel frames made with rectangular hollow bracing members. *Journal of Structural Engineering*, 129(12), 1626-1636.
- Tremblay, R., Bruneau, M. and *al.* (1996). Seismic design of steel buildings: Lessons from the 1995 Hyogo-ken Nanbu earthquake. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 23(3), 727-756.
- Tremblay, R., Haddad, M. and *al.* (2008). Inelastic cyclic testing of large size steel bracing members. The 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China.
- Wang, D. and Boresi, A. P. (1992). Theoretical-study of stability criteria for X-bracing systems. *Journal of Engineering Mechanics*, 118(7), 1357-1364.
- Whitmore, R. E. (1952). Experimental investigation of stresses in Gusset plates. Bulletin No. 16, Engineering Experiment Station, University of Tennessee.
- Yam, M. C. H. and Cheng, J. J. R. (2002). Behavior and design of gusset plate connections in compression. *Journal of Constructional Steel Research*, 58(5-8), 1143-1159.
- Ziemian, R. D. (2010). *Guide to stability design criteria for metal structures*.

ANNEXE A.1 – ÉQUATIONS DE RÉSISTANCE POUR LES ASSEMBLAGES SELON ANSI-AISC 360-10

Cette annexe présente les équations de résistance qui doivent être utilisées selon la norme ANSI-AISC 360-10. Cette annexe réfère principalement aux équations présentées au chapitre 2, à la section 2.3.2, pour évaluer la résistance d'assemblage en cisaillement simple.

Pour des éléments en compression considérés comme étant trapus et soumis à un effort uniforme de compression, la méthode de calcul est donnée à l'article [E.3] du code américain ANSI-AISC 360-10. La résistance en compression (P_c) est obtenue selon l'équation (A.1-1) selon la méthode LRFD. Dans cette équation, ϕ_c est égal à 0,9. La résistance en compression nominale (P_n) est donnée à l'équation (A.1-2), dépendamment de la contrainte critique (F_{cr}). La contrainte critique dépend de l'élancement de l'élément comprimé et celle-ci est obtenue selon les équations (A.1-3) et (A.1-4). Dans ces deux équations, F_e est la contrainte de flambement élastique, telle que calculée selon l'équation (A.1-5).

$$P_c = \phi_c P_n \quad (A.1-1)$$

$$P_n = F_{cr} A_g \quad (A.1-2)$$

$$F_{cr} = \left[0,658 \frac{F_y}{F_e} \right] F_y \quad \text{si } \frac{KL}{r} \leq 4,71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (A.1-3)$$

$$F_{cr} = 0,877 F_e \quad \text{si } \frac{KL}{r} > 4,71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (A.1-4)$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r} \right)^2} \quad (A.1-5)$$

Pour qu'une section soit considérée comme étant non-élancée, il faut vérifier les limites d'élancement des parois (b/t) et s'assurer que cette limite est respectée, tel que décrit à la section [B4.1]. Pour des plaques, la largeur b correspond à la distance libre de la plaque jusqu'à la première rangée de boulon ou jusqu'au cordon de soudure lorsque la plaque est soudée. Pour des éléments non raidis, la pièce est considéré non-élancée si l'équation (A.1-6) est satisfaite.

$$b/t \leq 0,45 \sqrt{\frac{E}{F_y}} \quad (\text{A.1-6})$$

La résistance en flexion est obtenue lorsque la plastification survient sur toute la largeur de la plaque. La méthode est décrite à la section [F.11] du code américain ANSI-AISC 360-10. La résistance en flexion (M_c) est obtenue selon l'équation (A.1-7) selon la méthode LRFD. Dans cette équation, ϕ_b est égal à 0,9. La résistance en flexion nominale est donnée à l'équation (A.1-8).

$$M_c = \phi_b M_n \quad (\text{A.1-7})$$

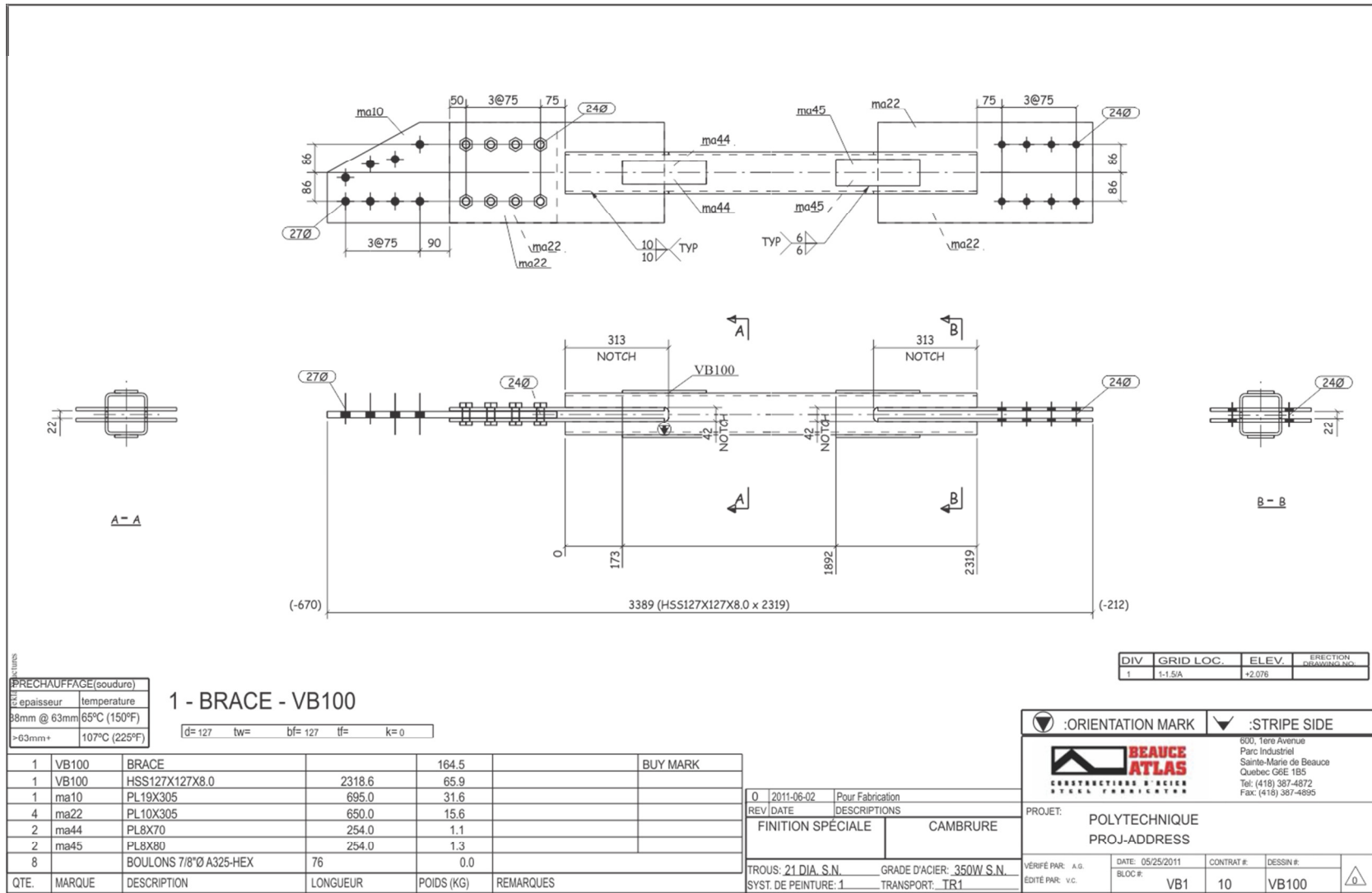
$$M_n = F_y Z_y = F_y \left(\frac{bt^2}{4} \right) \quad (\text{A.1-8})$$

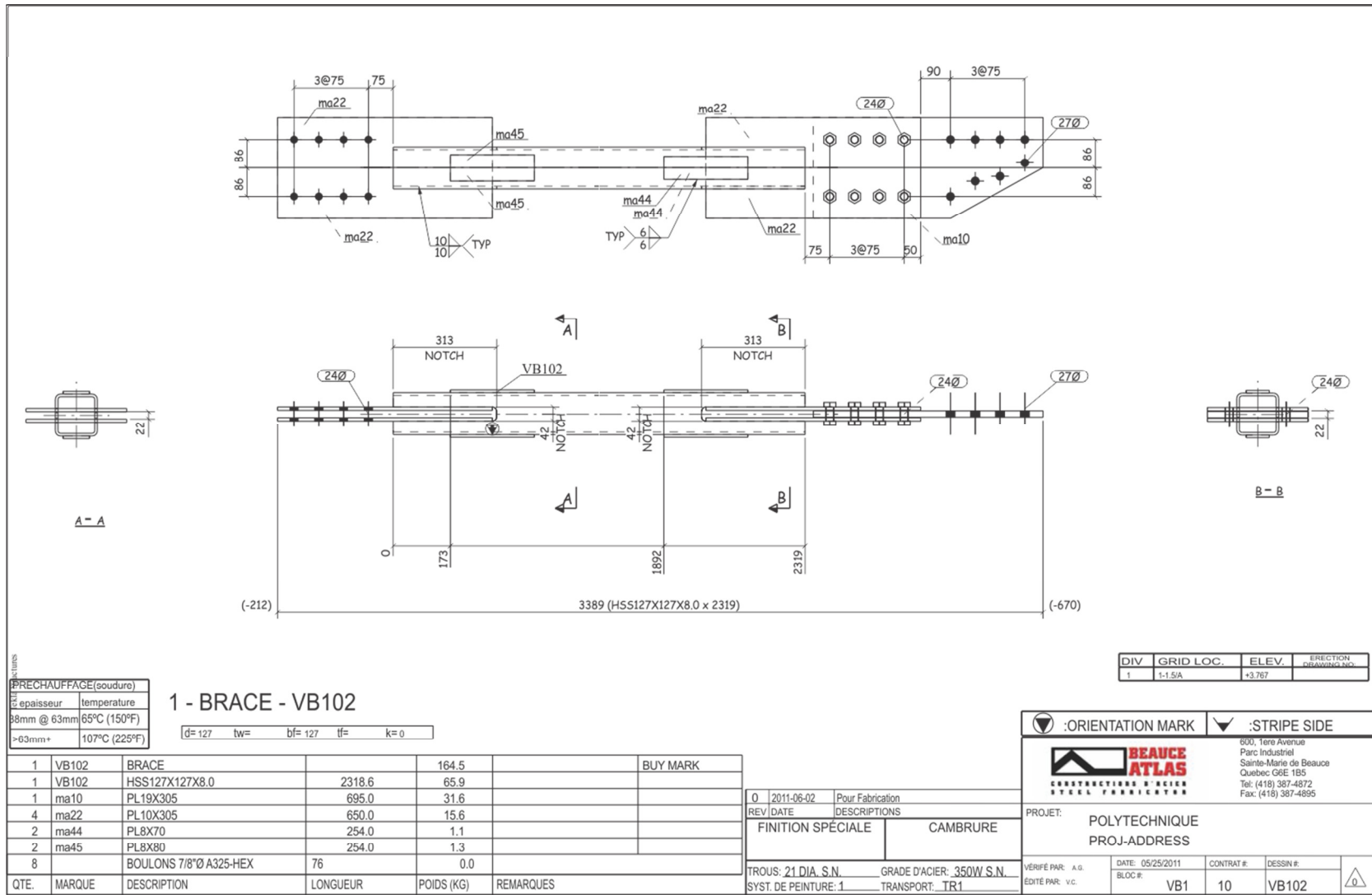
ANNEXE A.2 – PLANS DE FABRICATION DES SPÉCIMENS

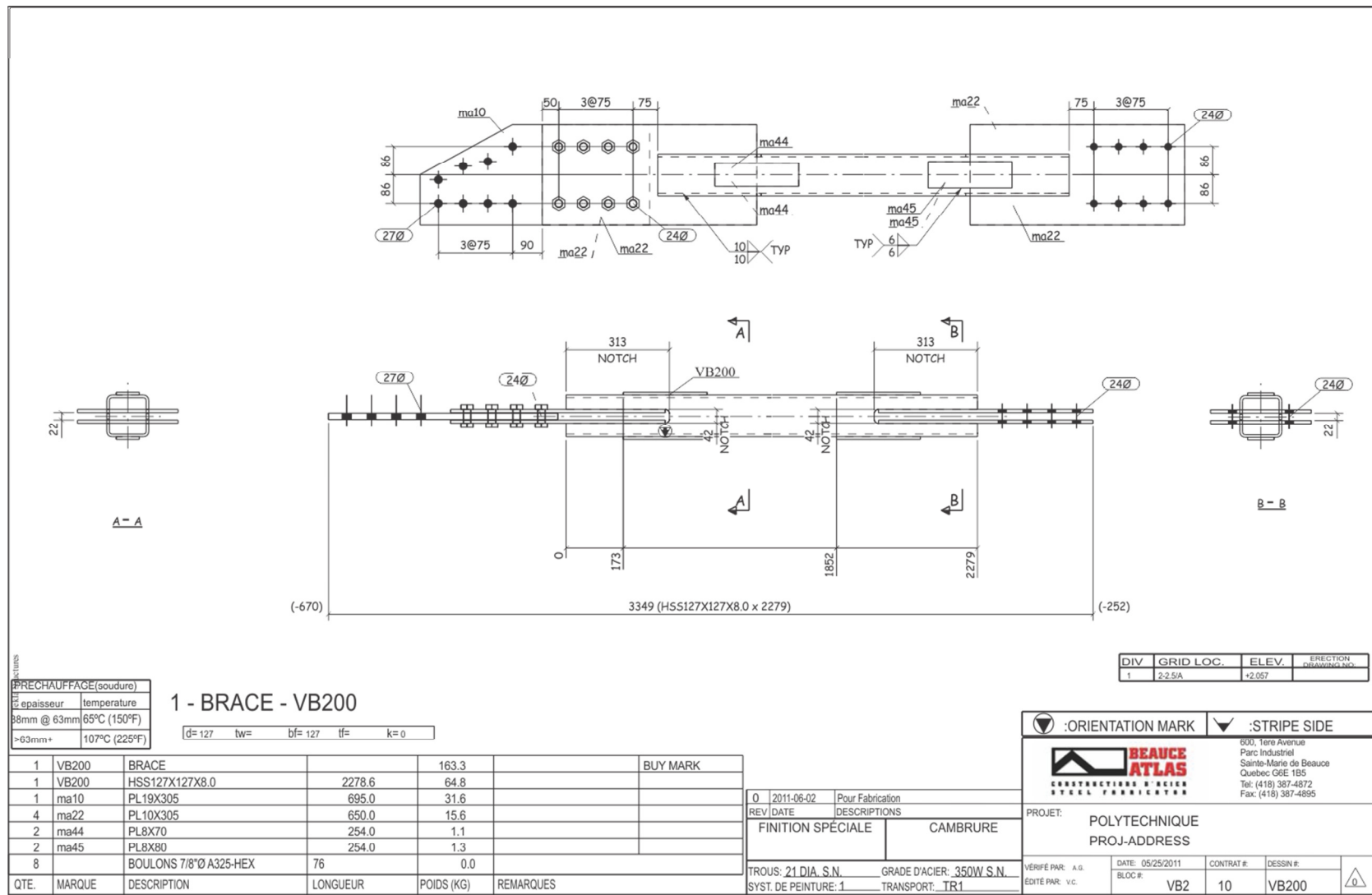
Les plans de fabrication des spécimens sont d'abord présentés dans les pages suivantes. Le Tableau A.2-1 indique le plan référant à la diagonale appropriée.

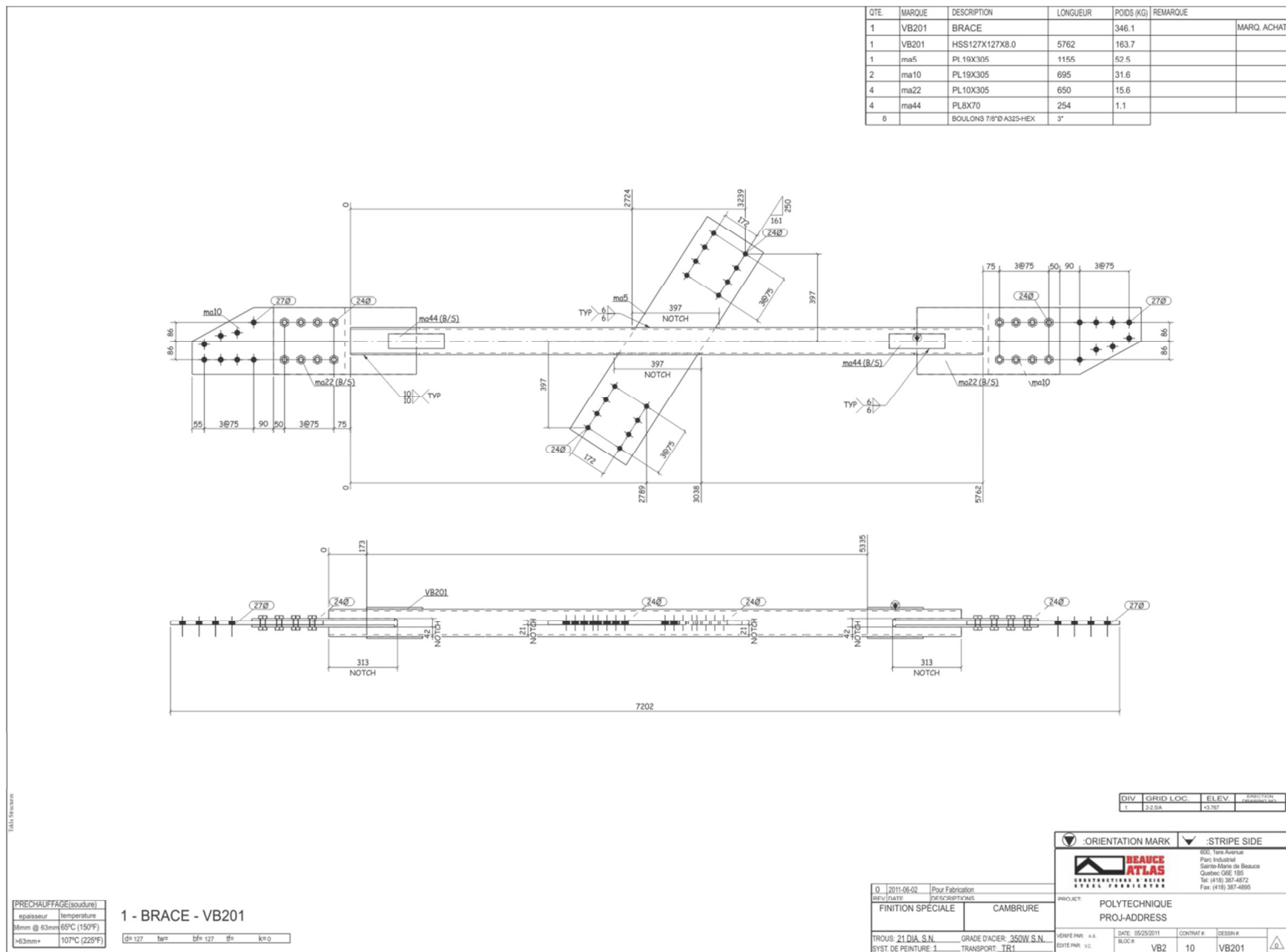
Tableau A.2-1: Résumé des propriétés mesurées des diagonales.

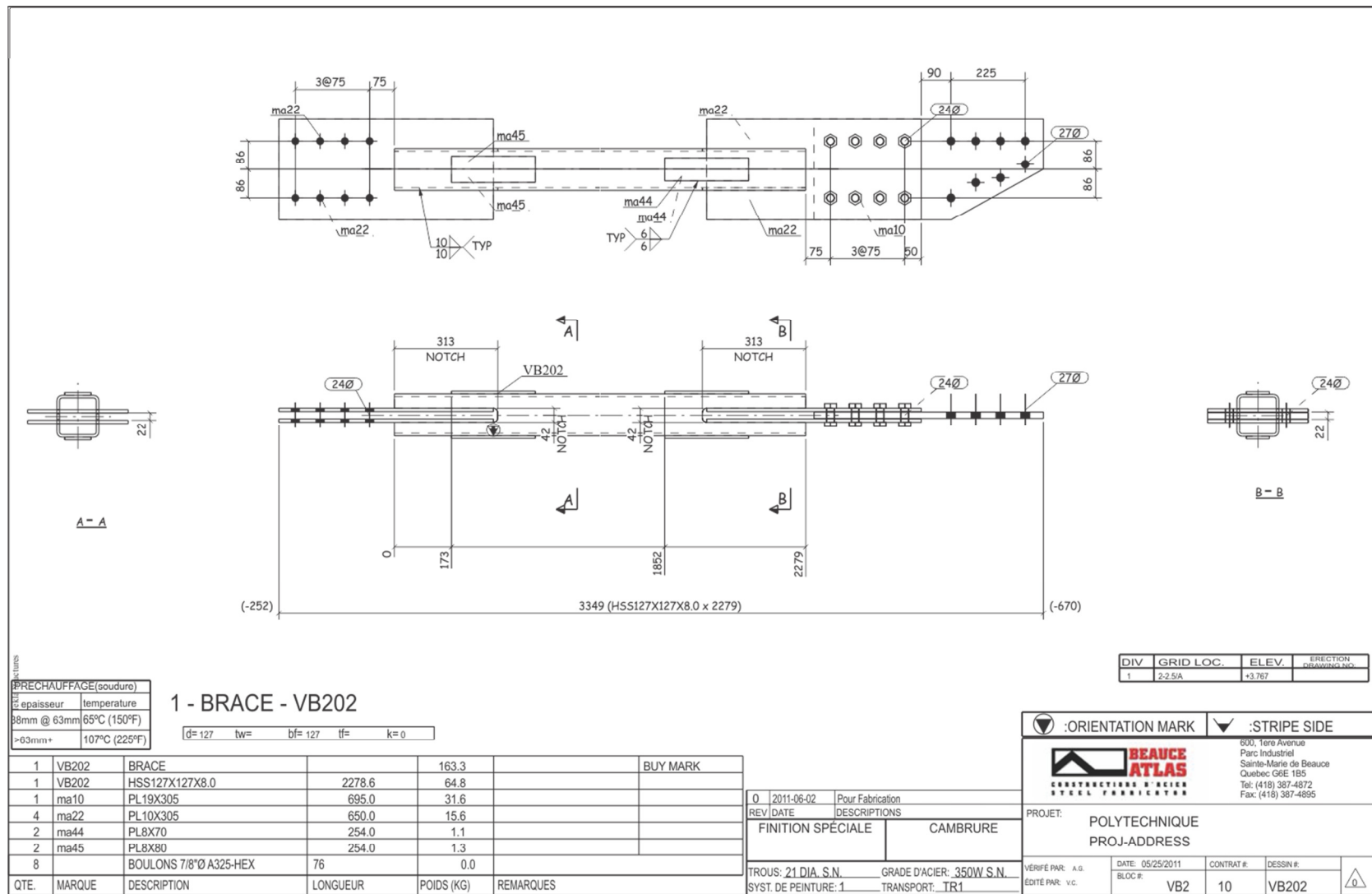
Spécimen no.	Diagonale continue	Diagonale discontinue	Diagonale discontinue
		(partie du bas)	(partie du haut)
1	VB101	VB100 ou VB102	VB100 ou VB102
2	VB201	VB200 ou VB202	VB200 ou VB202
3	VB301	VB300 ou VB302	VB300 ou VB302
4	VB401	VB400 ou VB402	VB400 ou VB402
5	VB501	VB500 ou VB502	VB500 ou VB502
6	VB601	VB600 ou VB602	VB600 ou VB602
7	VB701	VB700 ou VB702	VB700 ou VB702
8	VB801	VB800 ou VB802	VB800 ou VB802
9	VB901	VB900 ou VB902	VB900 ou VB902
10	VB1001	VB1000 ou VB1002	VB1000 ou VB1002
11	VB1101	VB1100 ou VB1102	VB1100 ou VB1102
12	VB1201	VB1200 ou VB1202	VB1200 ou VB1202
13	VB1301	VB1300 ou VB1302	VB1300 ou VB1302
14	VB1401	VB1400 ou VB1402	VB1400 ou VB1402
15	VB1501	VB1500 ou VB1502	VB1500 ou VB1502
16	M16	M18	M17
17	M13	M15	M14
18	M10	M12	M11

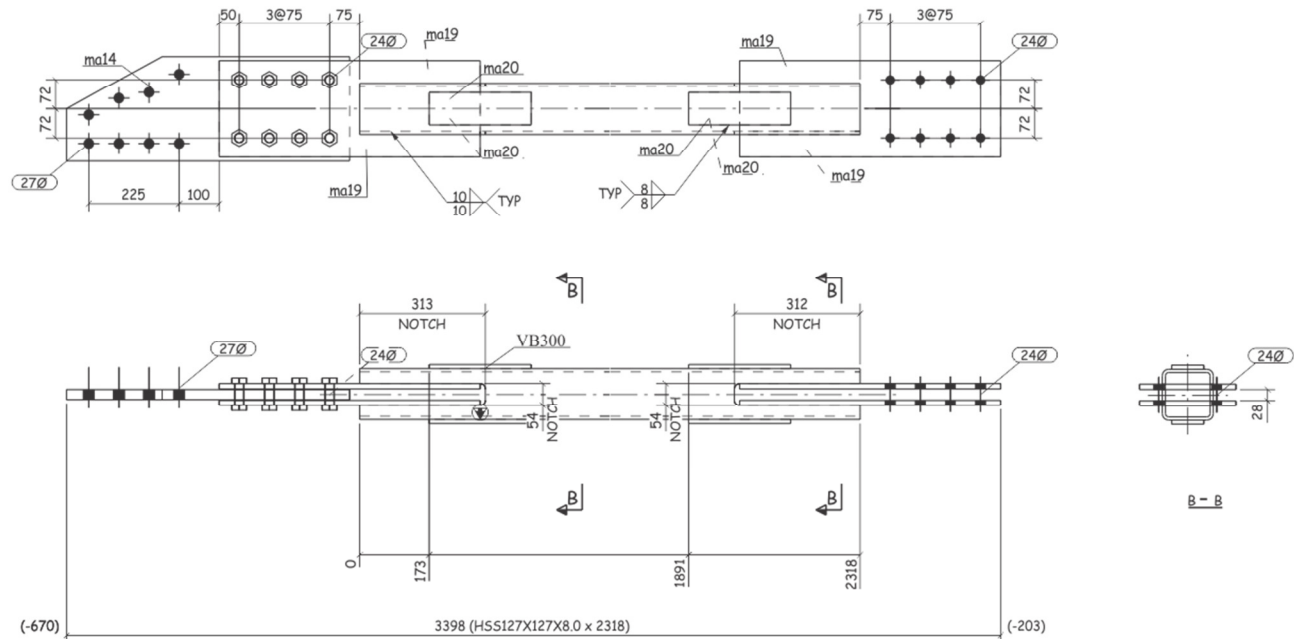












DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERRECTION DRAWING INC.
1	3-3.5A	+2.052	

Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
88mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

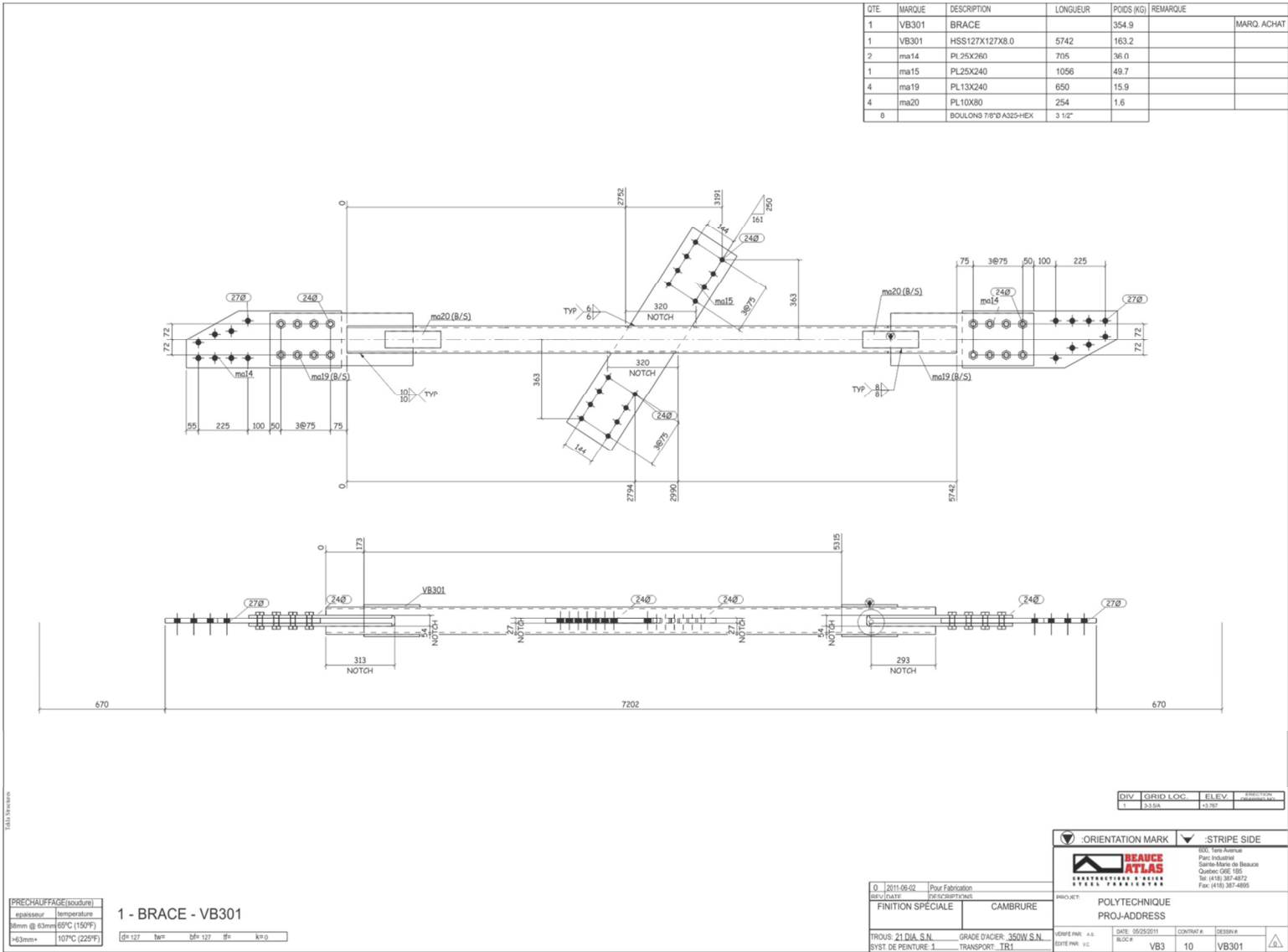
1 - BRACE - VB300

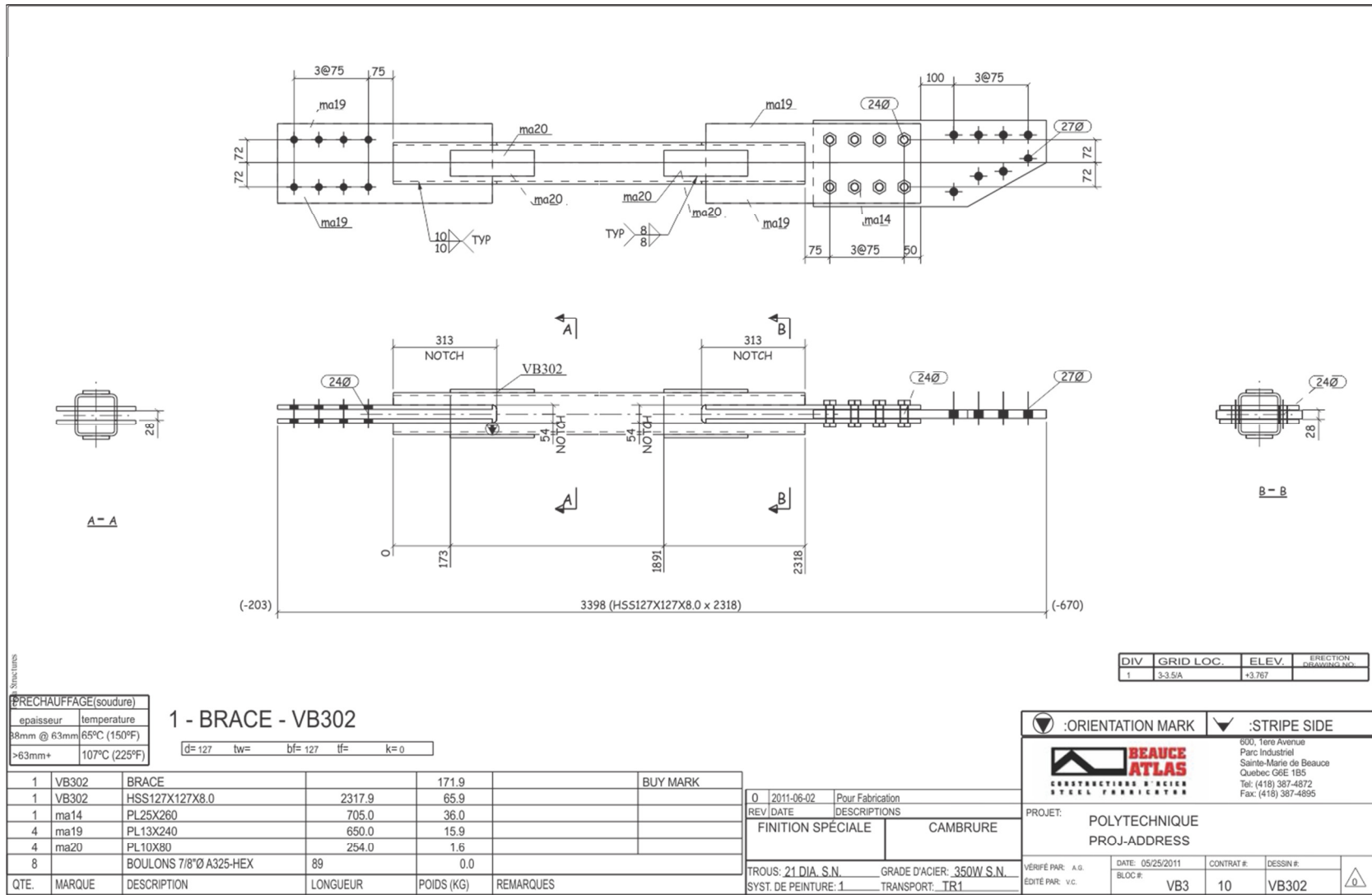
d= 127 tw= bf= 127 tf= k= 0

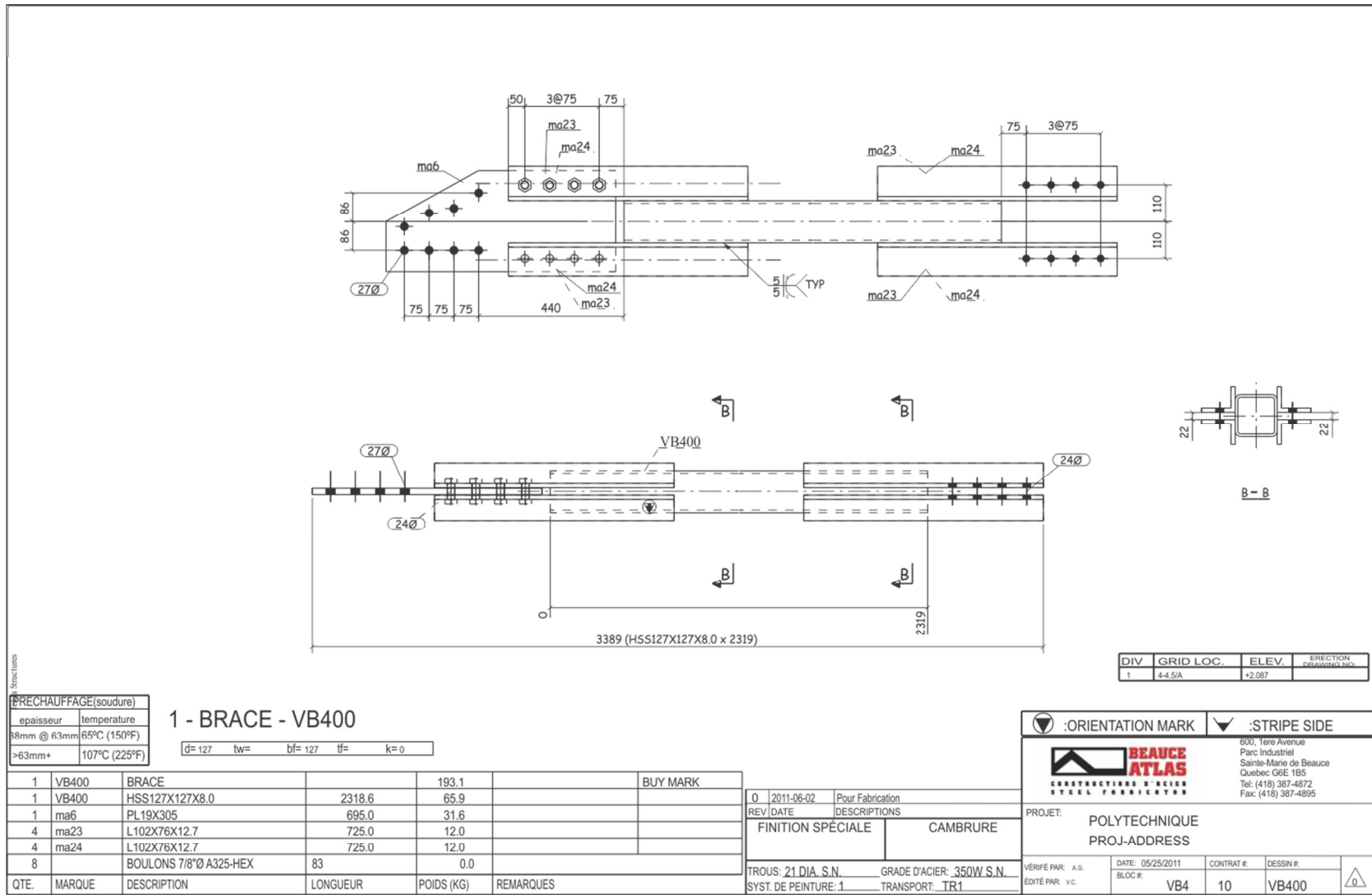
QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES
1	VB300	BRACE		171.9	BUY MARK
1	VB300	HSS127X127X8.0	2317.9	65.9	
1	ma14	PL25X260	705.0	36.0	
4	ma19	PL13X240	650.0	15.9	
4	ma20	PL10X80	254.0	1.6	
8		BOULONS 7/8"Ø A325-HEX	89	0.0	

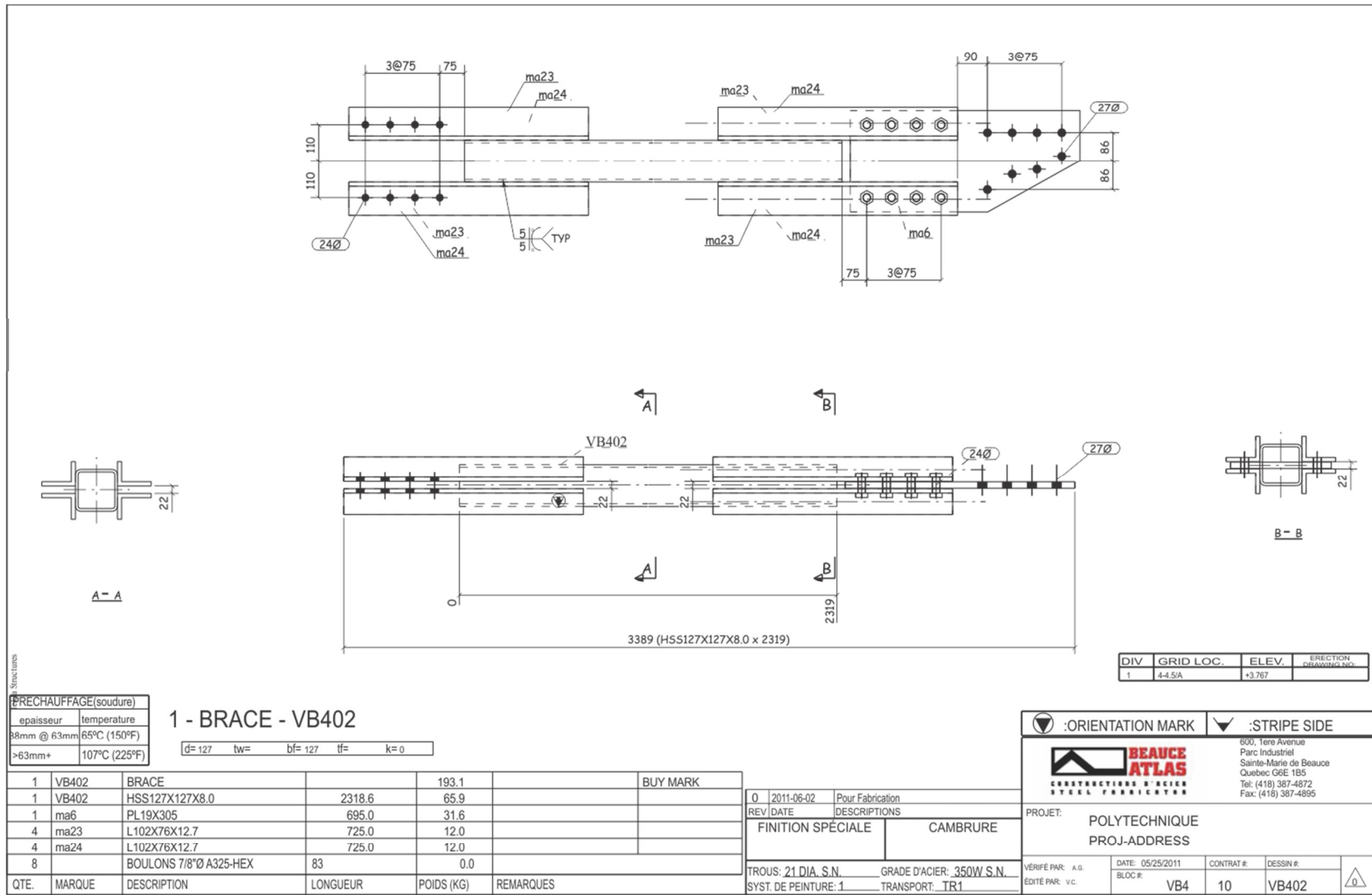
0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
FINITION SPÉCIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N.		GRADE D'ACIER: 350W S.N.
SYST. DE PEINTURE: 1		TRANSPORT: TR1

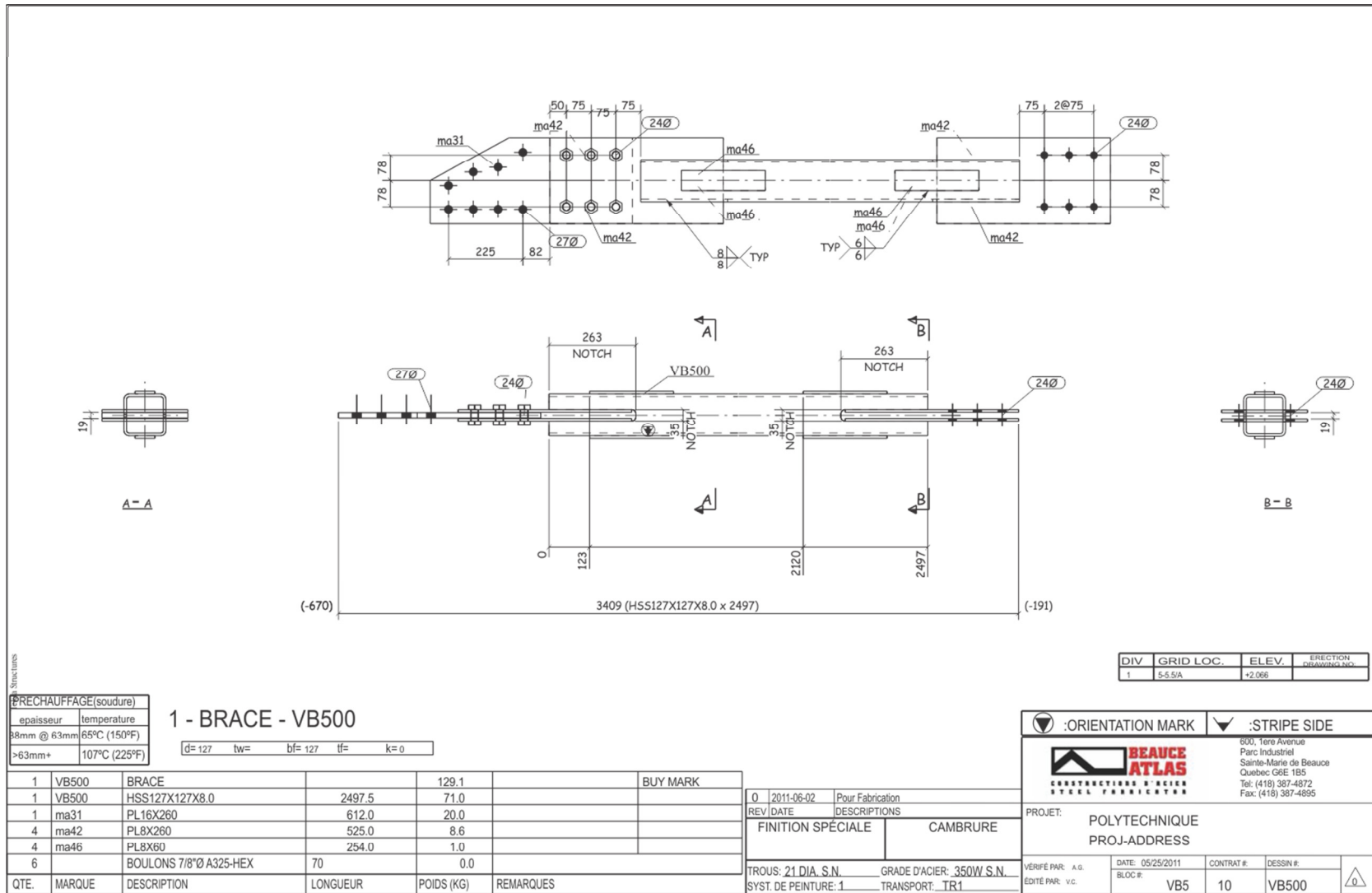
ORIENTATION MARK	STRIPE SIDE
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G3E 1B5 Tel: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET:	POLYTECHNIQUE
PROJ-ADDRESS	
VERIFÉ PAR: A.G.	DATE: 05/25/2011
EDITÉ PAR: V.C.	SLOC #: VB3
CONTRAT #:	10
DESSIN #:	VB300

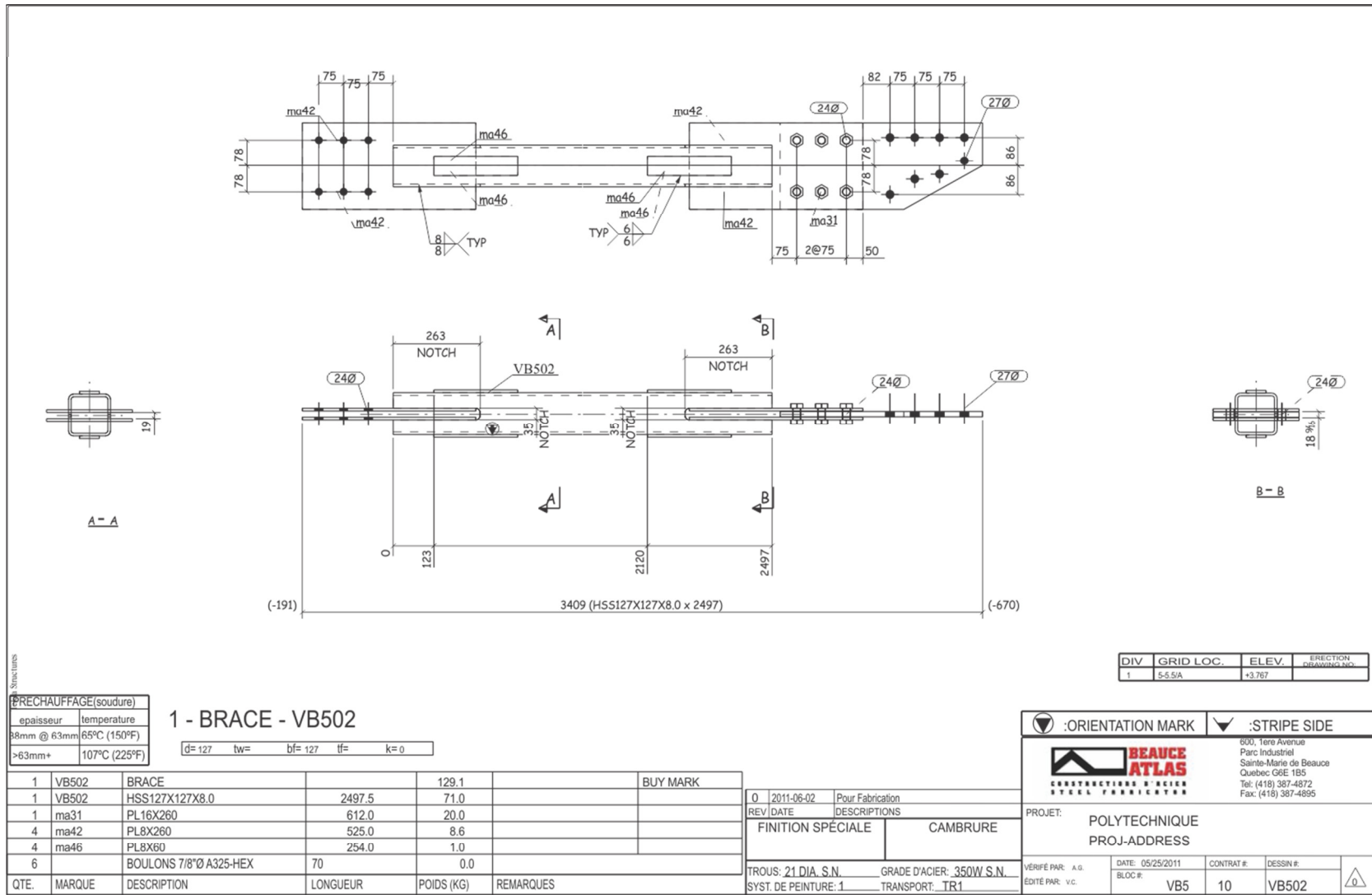


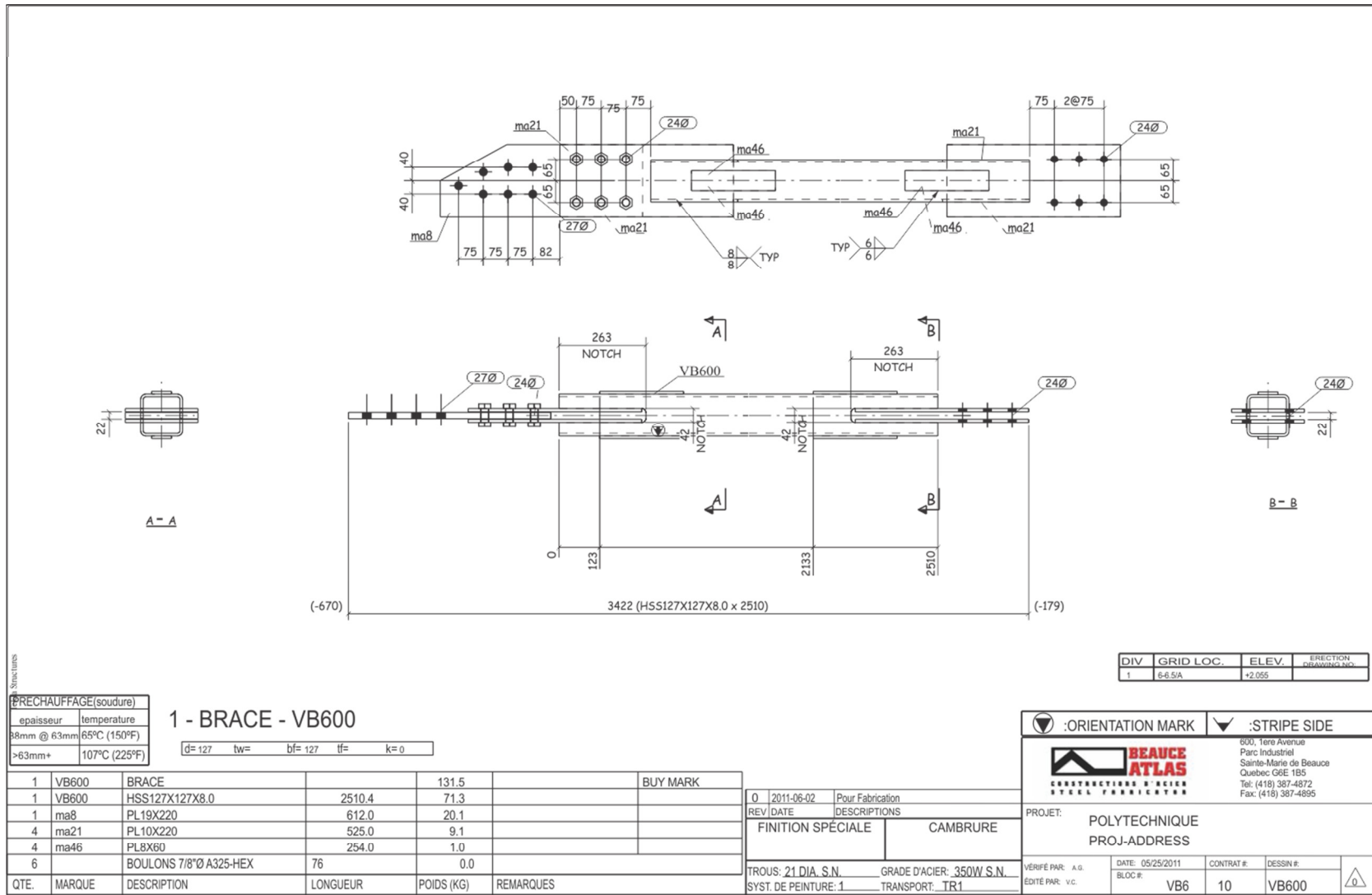


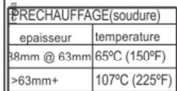












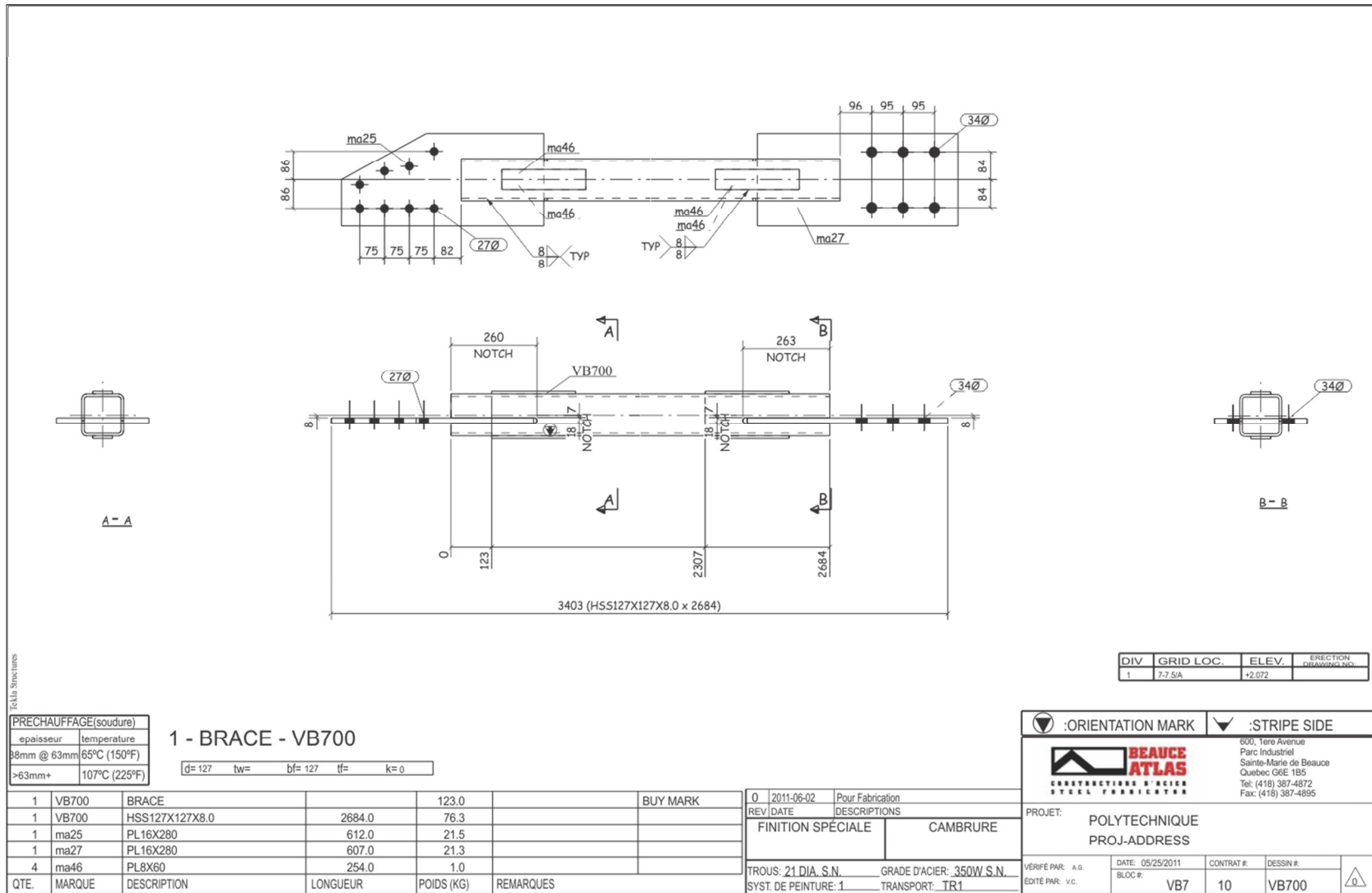




d= 127	tw=	bf= 127	tf=	k= 0
--------	-----	---------	-----	------

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
FINITION SPECIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N.		GRADE D'ACIER: 350W S.N.
SYST. DE PEINTURE: 1		TRANSPORT: TR1

 :ORIENTATION MARK		 :STRIPE SIDE	
 BEAUCE ATLAS CONSTRUCTIONS & SERVICES STEEL FABRICATORS		600, 1ère Avenue Parc Industriel Saint-Marie-de Beauce Québec G6E 1B5 Tel: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET: POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS			
VÉRIFIÉ PAR: A.G. ÉDITÉ PAR: V.C.	DATE: 05/25/2011 BLOC #: VB6	CONTRAT #: 10	DESSIN #: VB602
			









PRECHAUFFAGE(soudure)	
epaisseur	temperature
38mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

d= 127	tw=	bf= 127	tf=	k= 0
--------	-----	---------	-----	------

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
FINITION SPECIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N.		GRADE D'ACIER: 350W S.N.
SYST. DE PEINTURE: 1		TRANSPORT: TR1

 :ORIENTATION MARK		 :STRIPE SIDE	
 <div data-bbox="1446 1070 1522 1091"> BEAUCE ATLAS CONSTRUCTIONS & SCIENCES STEEL FABRICATORS </div>		600, Tero Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G6E 1B5 Tel: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET:	POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS		
VERIF PAR: A.G. EDITE PAR: V.C.	DATE: 05/25/2011 BLOC #	CONTRAT #	DESSIN # <div data-bbox="1799 1136 1822 1157">  </div>
	VB7	10	VB702



DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWING NO.
1	8-8.5/A	+3.767	
1	8-8.5/A	+2.042	





PRECHAUFFAGE(soudure)	
epaisseur	temperature
38mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

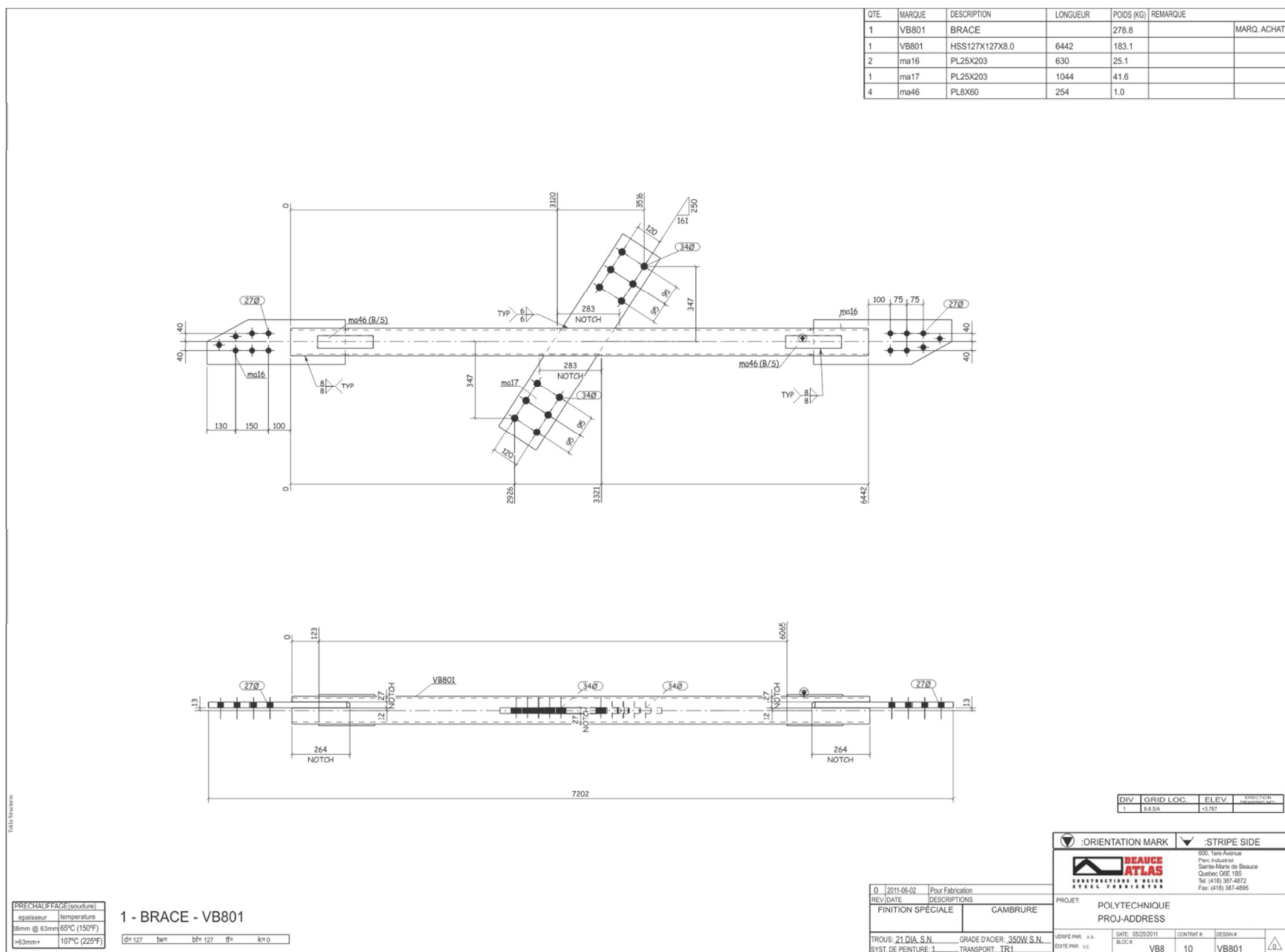
2 - BRACE - VB800

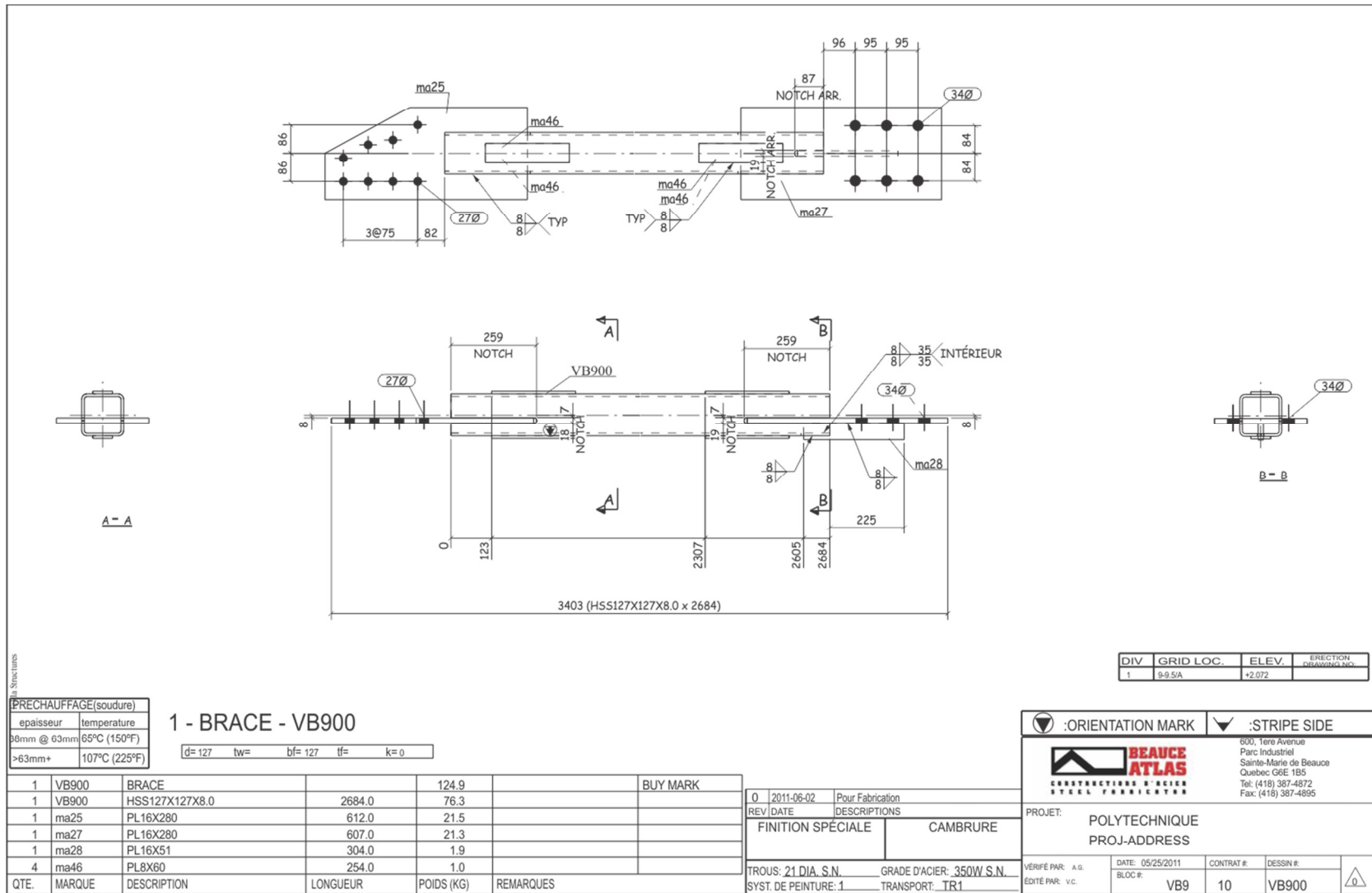
d= 127	tw=	bf= 127	tf=	k= 0
--------	-----	---------	-----	------

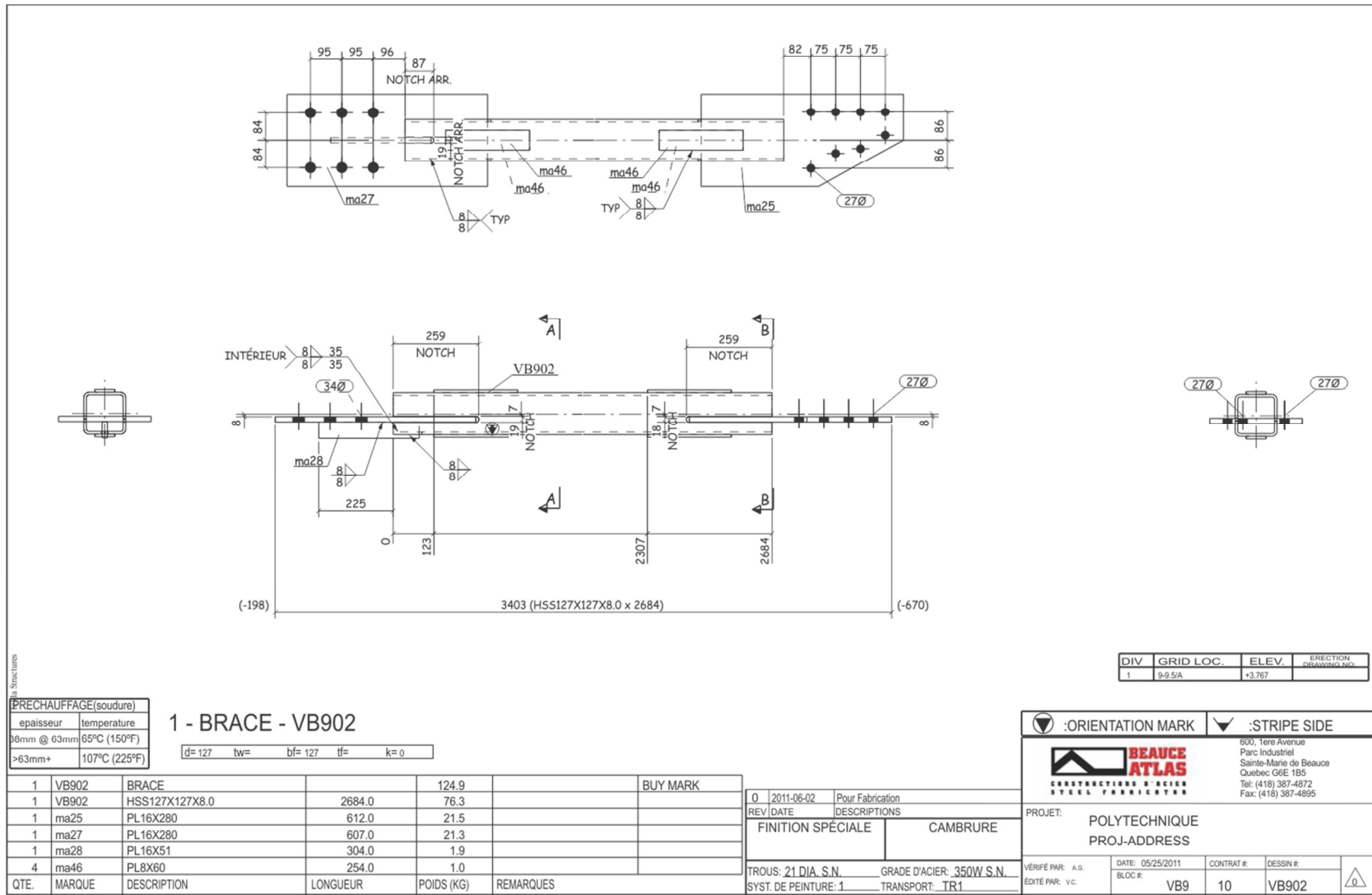
2	VB800	BRACES		129.1		BUY MARK
2	VB800	HSS127X127X8.0	2673.8	76.0		
2	ma16	PL25X203		630.0	25.1	
2	ma18	PL25X203	607.0	24.2		
8	ma46	PL8X60	254.0	1.0		
QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES	

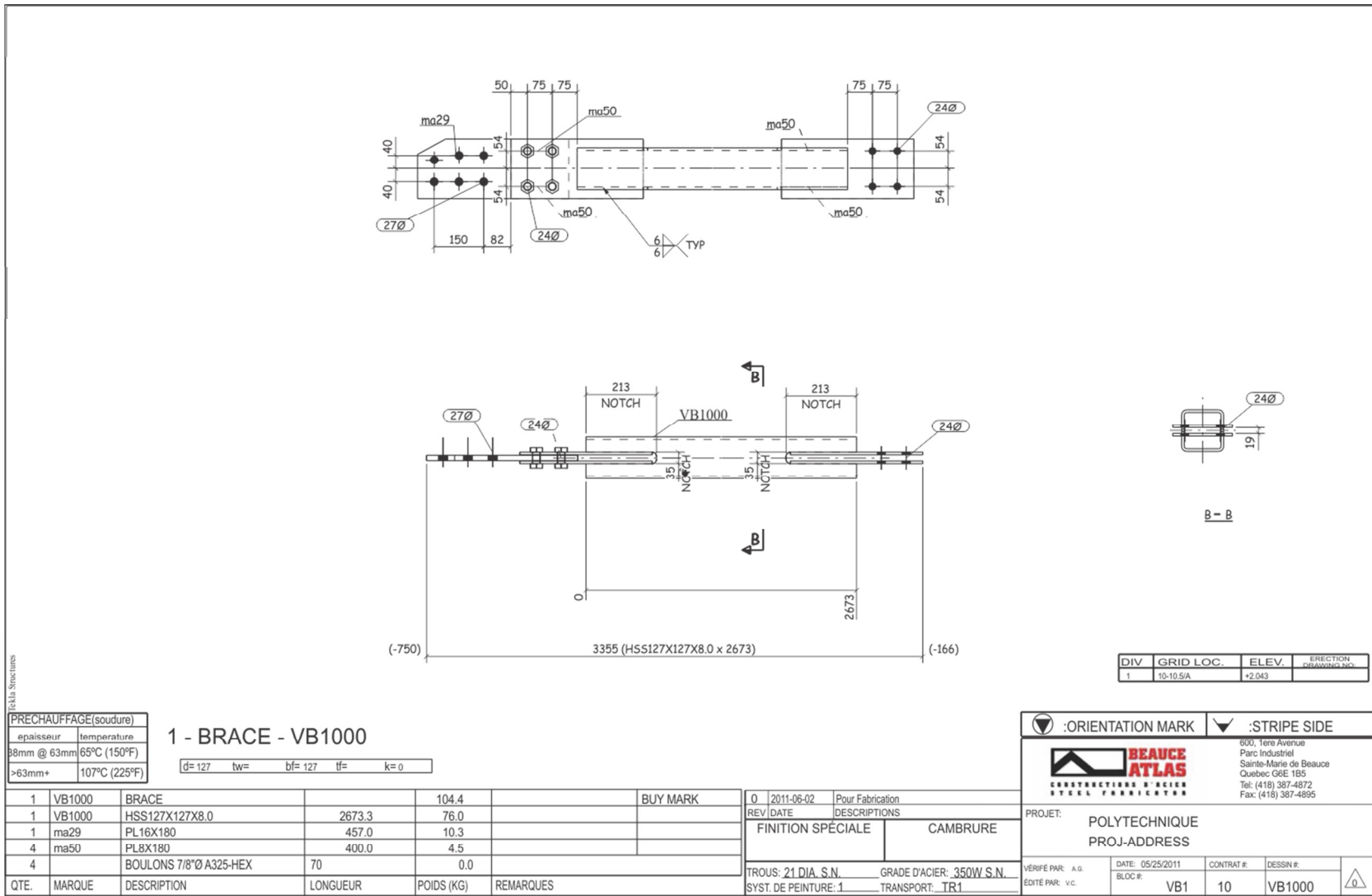
0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
FINITION SPECIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N.		GRADE D'ACIER: 350W S.N.
SYST. DE PEINTURE: 1		TRANSPORT: TR1

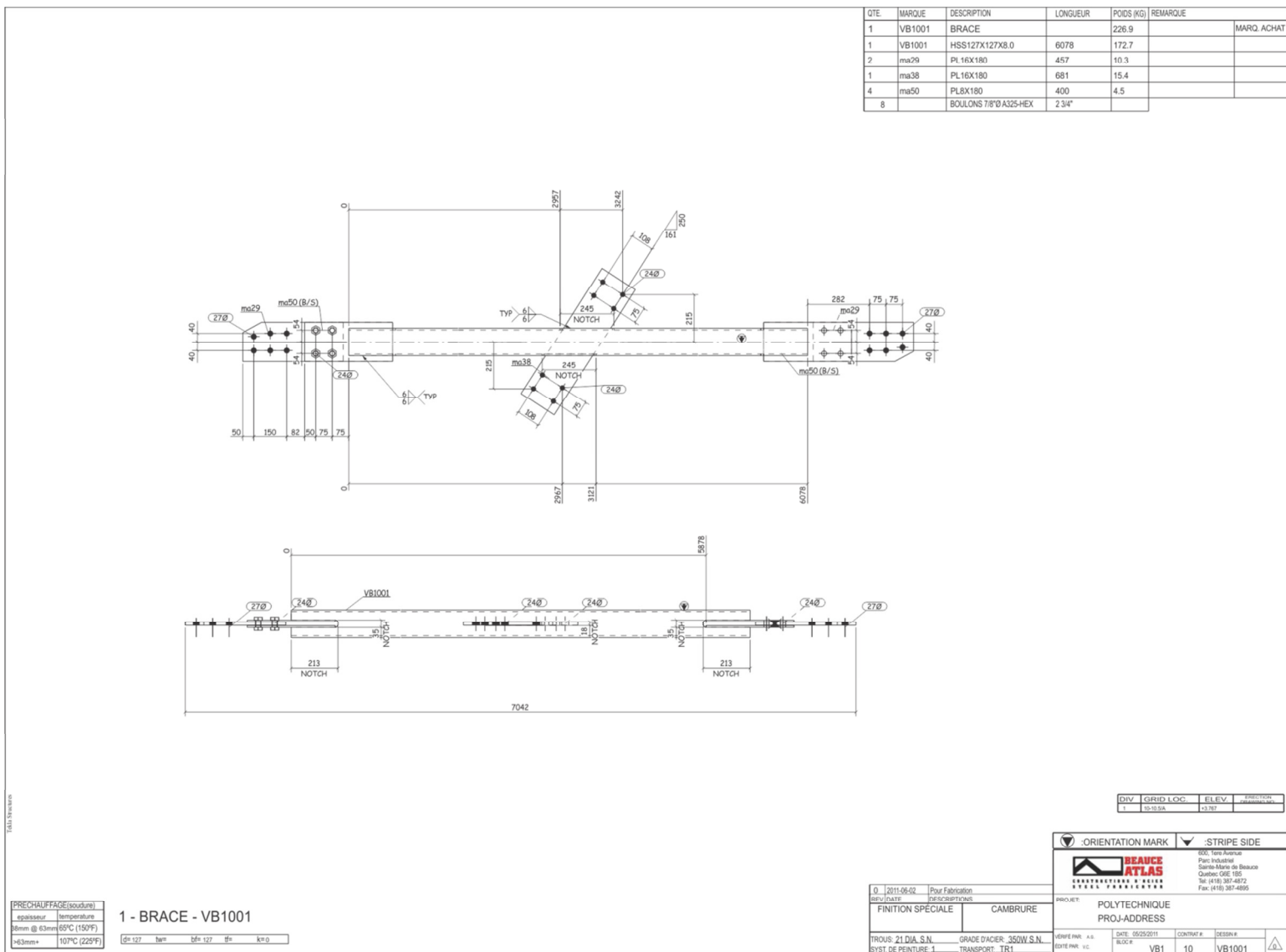
 :ORIENTATION MARK		 :STRIPE SIDE	
 <div data-bbox="1446 1070 1522 1091"> BEAUCE ATLAS CONSTRUCTIONS & SCIENCES STEEL FABRICATORS </div>		600, Tero Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G6E 1B5 Tel: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET:	POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS		
VERIF PAR: A.G. EDITE PAR: V.C.	DATE: 05/25/2011 BLOC #: VB8	CONTRAT #: 10	DESSIN #: VB800
			

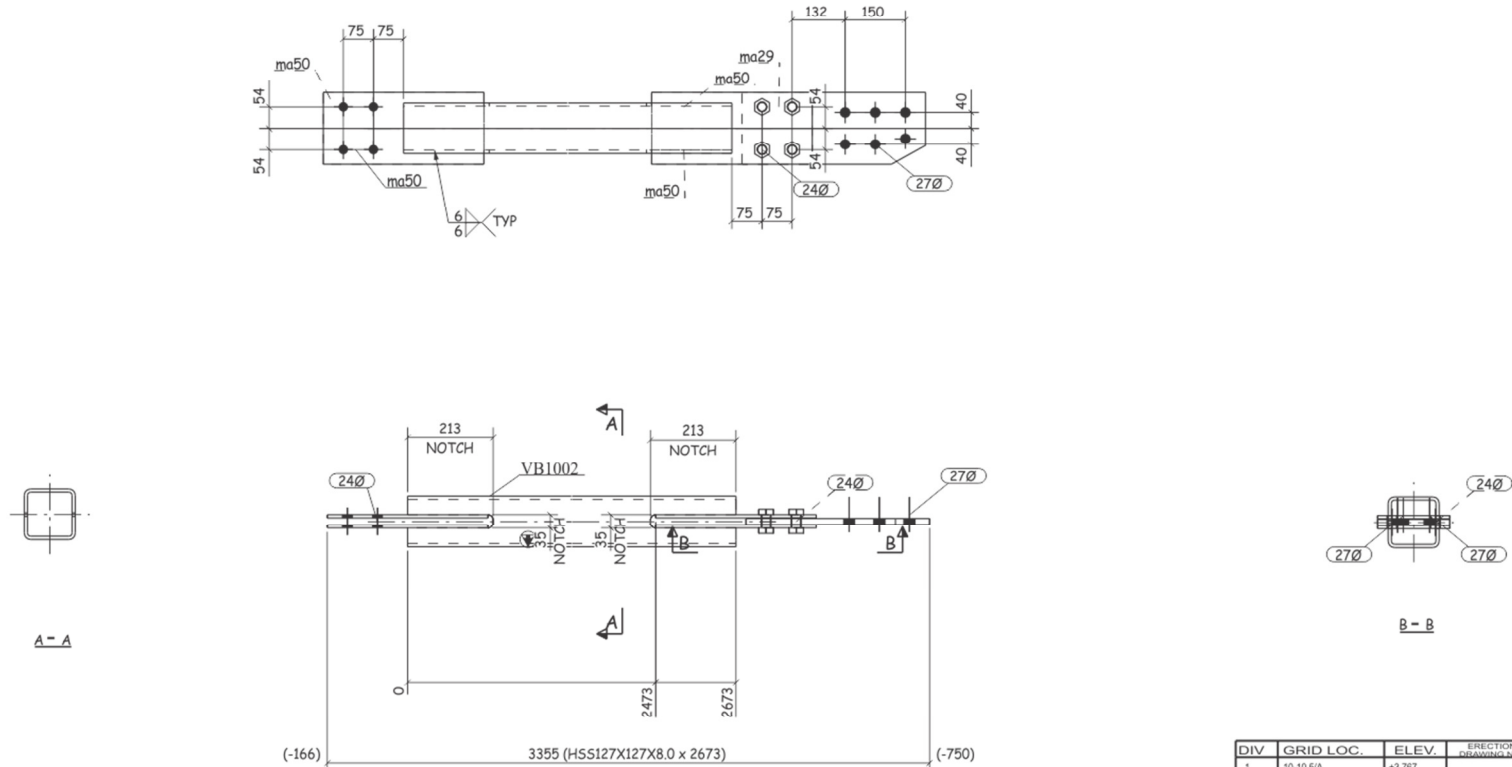












DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWING NO.
1	10-10.5/A	+3.767	

Tekla Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
8mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

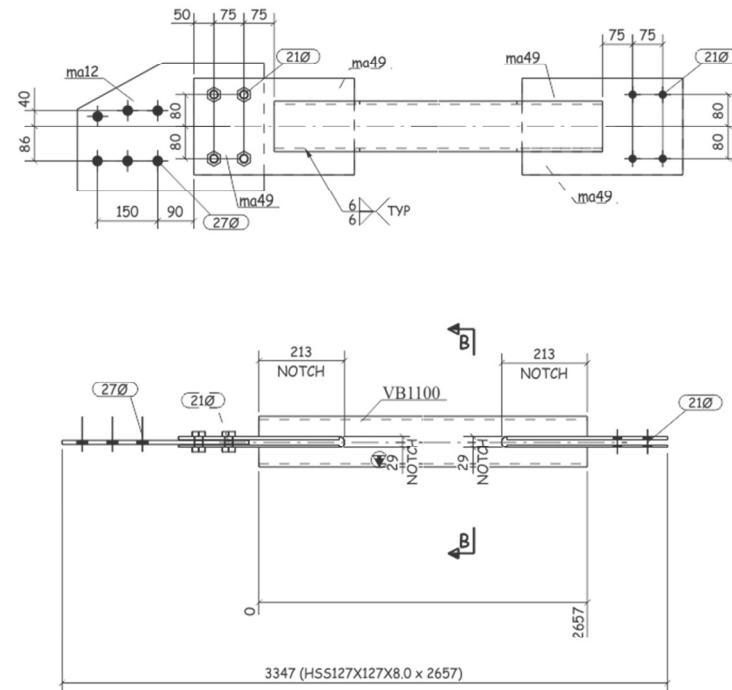
1 - BRACE - VB1002

d= 127	tw=	bf= 127	tf=	k= 0
--------	-----	---------	-----	------

QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES
1	VB1002	BRACE		104.4	BUY MARK
1	VB1002	HSS127X127X8.0	2673.3	76.0	
1	ma29	PL16X180	457.0	10.3	
4	ma50	PLB180	400.0	4.5	
4		BOULONS 7/8"Ø A325-HEX	70	0.0	

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
		FINITION SPÉCIALE
		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N. GRADE D'ACIER: 350W S.N.		
SYST. DE PEINTURE: 1 TRANSPORT: TR1		

BEAUCE ATLAS CONSTRUCTION & ACIER STEEL FABRICATOR	600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G0E 1B5 Tél: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895
PROJET: POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS	
VÉRIFIÉ PAR: A.G. ÉDITÉ PAR: V.C.	DATE: 05/25/2011 BLOC #: VB1
CONTRAT #: 10 DESSIN #: VB1002	



DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWING NO.
1	11-11.5/A	+2.066	

Isola Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
8mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

1 - BRACE - VB1100

d= 127	tw=	b/2= 127	tf=	k= 0
--------	-----	----------	-----	------

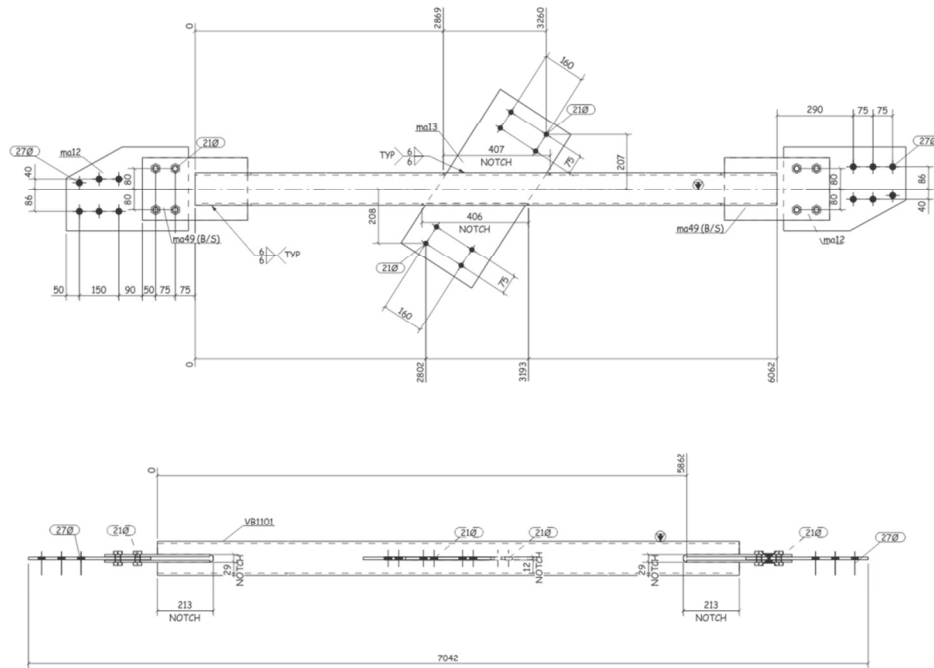
QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES
1	VB1100	BRACE		111.3	BUY MARK
1	VB1100	HSS127X127X8.0	2657.3	75.5	
1	ma12	PL10X320	465.0	11.7	
4	ma49	PL8X240	400.0	6.0	
4		BOULONS 3/4"Ø A325-HEX	64	0.0	

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
		FINITION SPÉCIALE
		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N.		GRADE D'ACIER: 350W S.N.
SYST. DE PEINTURE: 1		TRANSPORT: TR1




⬇ : ORIENTATION MARK	⬇ : STRIPE SIDE
BEAUCE ATLAS CONSTRUCTION & ACIER STEEL FABRICATOR	
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G0E 1B5 Tél: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET: POLYTECHNIQUE	
PROJ-ADDRESS	
VERIFIÉ PAR: A.G.	DATE: 05/25/2011
EDITÉ PAR: V.C.	SLOC #: VB1
CONTRAT #:	10
DESSIN #:	VB1100

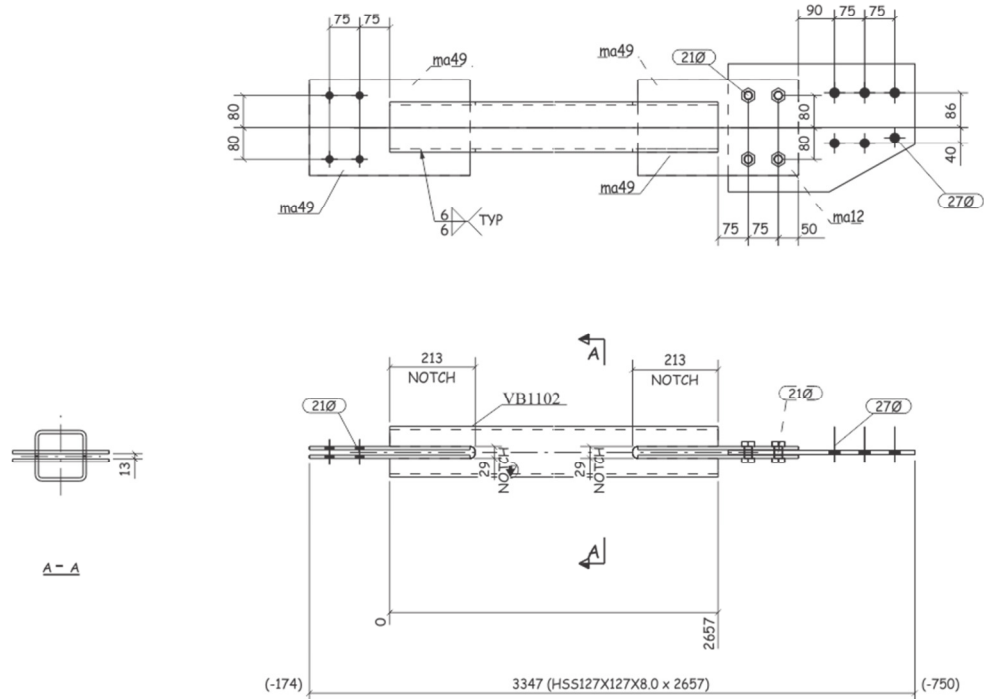
PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
38mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

d=127	tw=	bf=127	tf=	k=0
-------	-----	--------	-----	-----



DIV.	GRID LOC.	ELEV.	ERECTOR FIRM/ISSUED MOY.
1	11-11.5A	+3.767	

 :ORIENTATION MARK		 :STRIPE SIDE													
		600, 1ère Avenue Parc Industriel Sainte-Marie-de-Beauce Québec G6E 1S5 Tel: (418) 367-8272 Fax: (418) 367-4665													
PROJET: POLYTECHNIQUE															
PROJ-ADDRESS															
VENTE PN# : A.C. ESTE PN# : V.C.		<table border="1"> <thead> <tr> <th>DATE</th> <th>CONTRAT #</th> <th>DESIGN #</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>05/25/2011</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>BLOC#</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>VB1</td> <td>10</td> <td>VB1101</td> </tr> </tbody> </table>		DATE	CONTRAT #	DESIGN #	05/25/2011			BLOC#			VB1	10	VB1101
DATE	CONTRAT #	DESIGN #													
05/25/2011															
BLOC#															
VB1	10	VB1101													



DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWINGS INC.
1	11-11.5/A	+3.767	

Isola Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
8mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

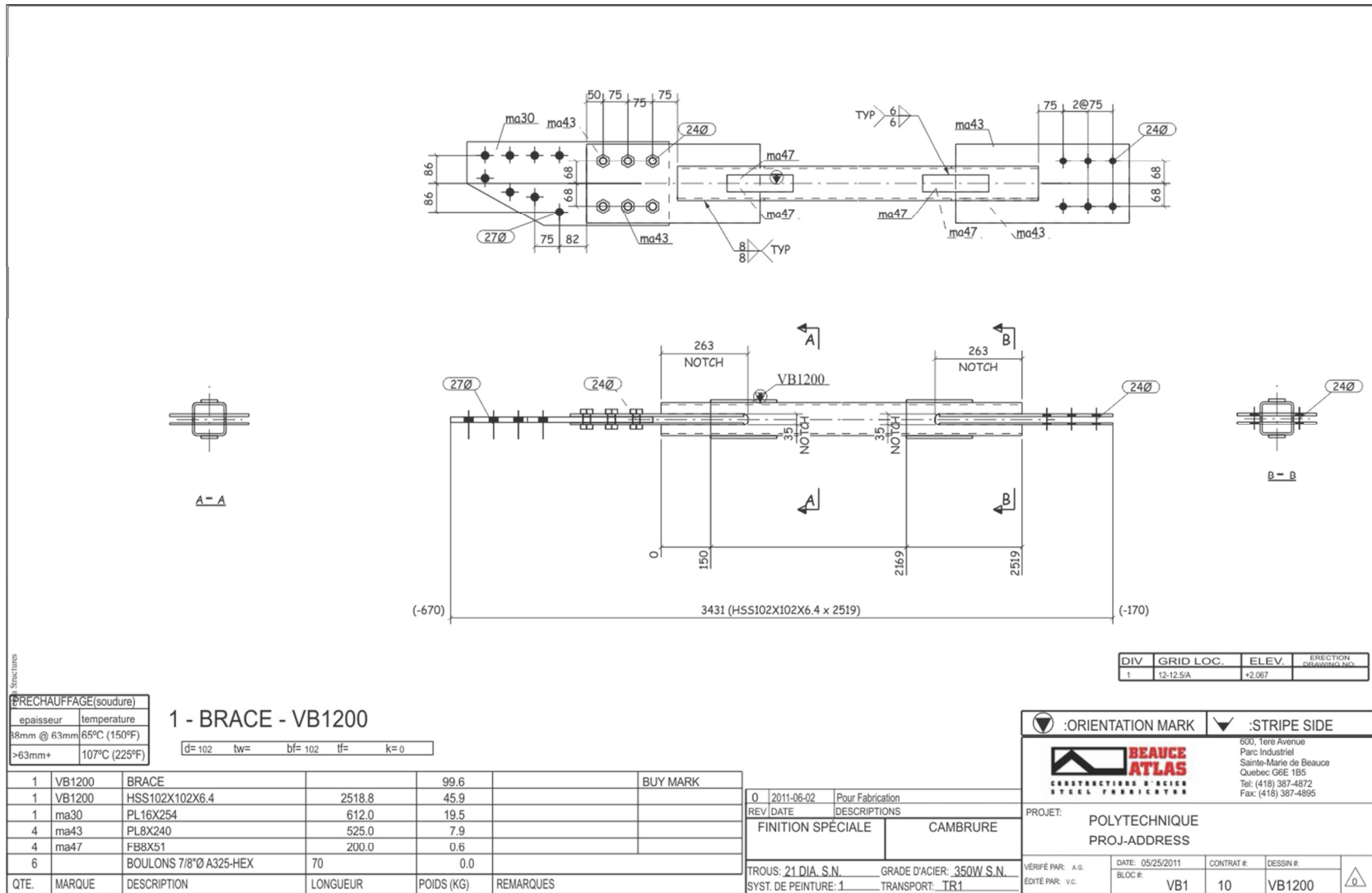
1 - BRACE - VB1102

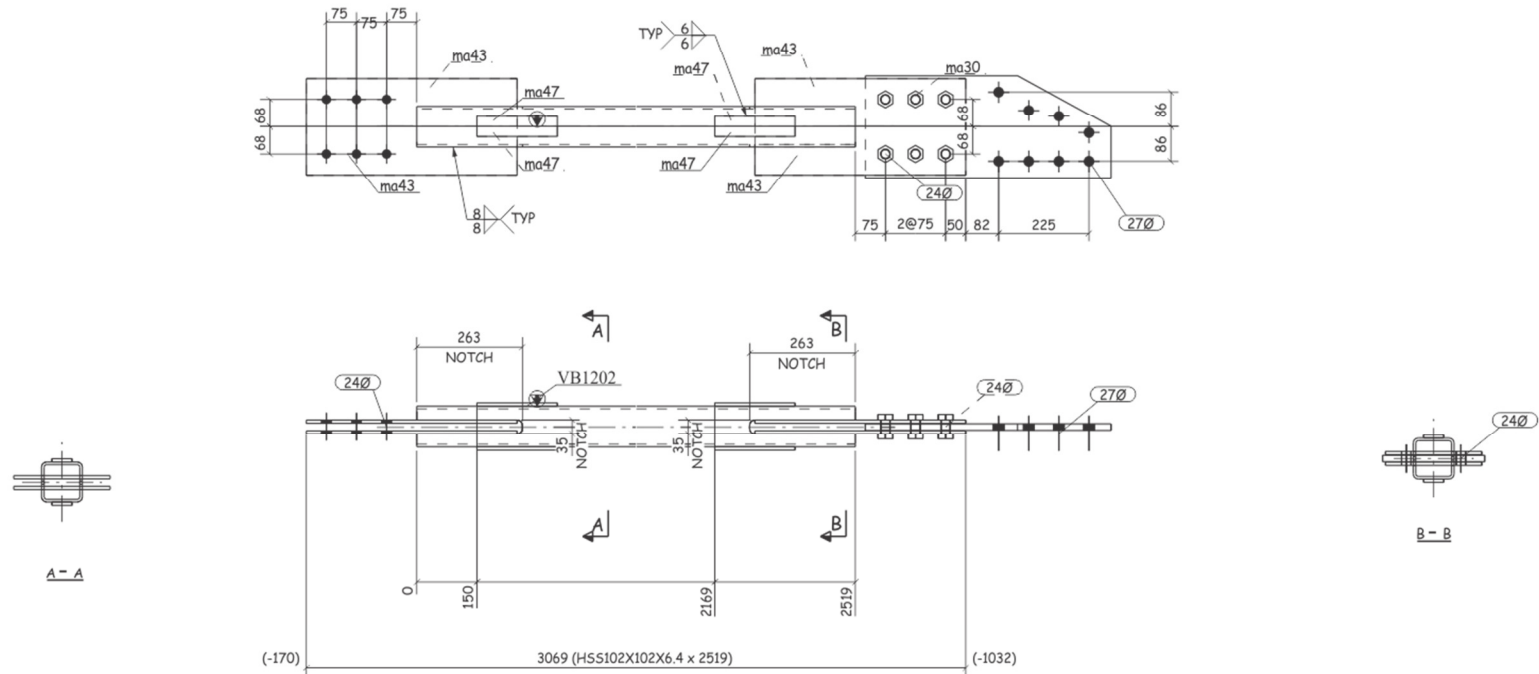
d= 127	tw=	bf= 127	tf=	k= 0
--------	-----	---------	-----	------

1	VB1102	BRACE		111.3		BUY MARK
1	VB1102	HSS127X127X8.0	2657.3	75.5		
1	ma12	PL10X320	465.0	11.7		
4	ma49	PL8X240	400.0	6.0		
4		BOULONS 3/4"Ø A325-HEX	64	0.0		
QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES	

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
		FINITION SPÉCIALE
		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N.		GRADE D'ACIER: 350W S.N.
SYST. DE PEINTURE: 1		TRANSPORT: TR1

	:ORIENTATION MARK		:STRIPE SIDE
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Quebec G0E 1B5 Tel: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895			
PROJET: POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS			
VERIFIÉ PAR: A.G.	DATE: 05/25/2011	CONTRAT #:	DESSIN #:
EDITÉ PAR: V.C.	BLOC #:	VB1	10
		VB1102	





Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
8mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

1 - BRACE - VB1202

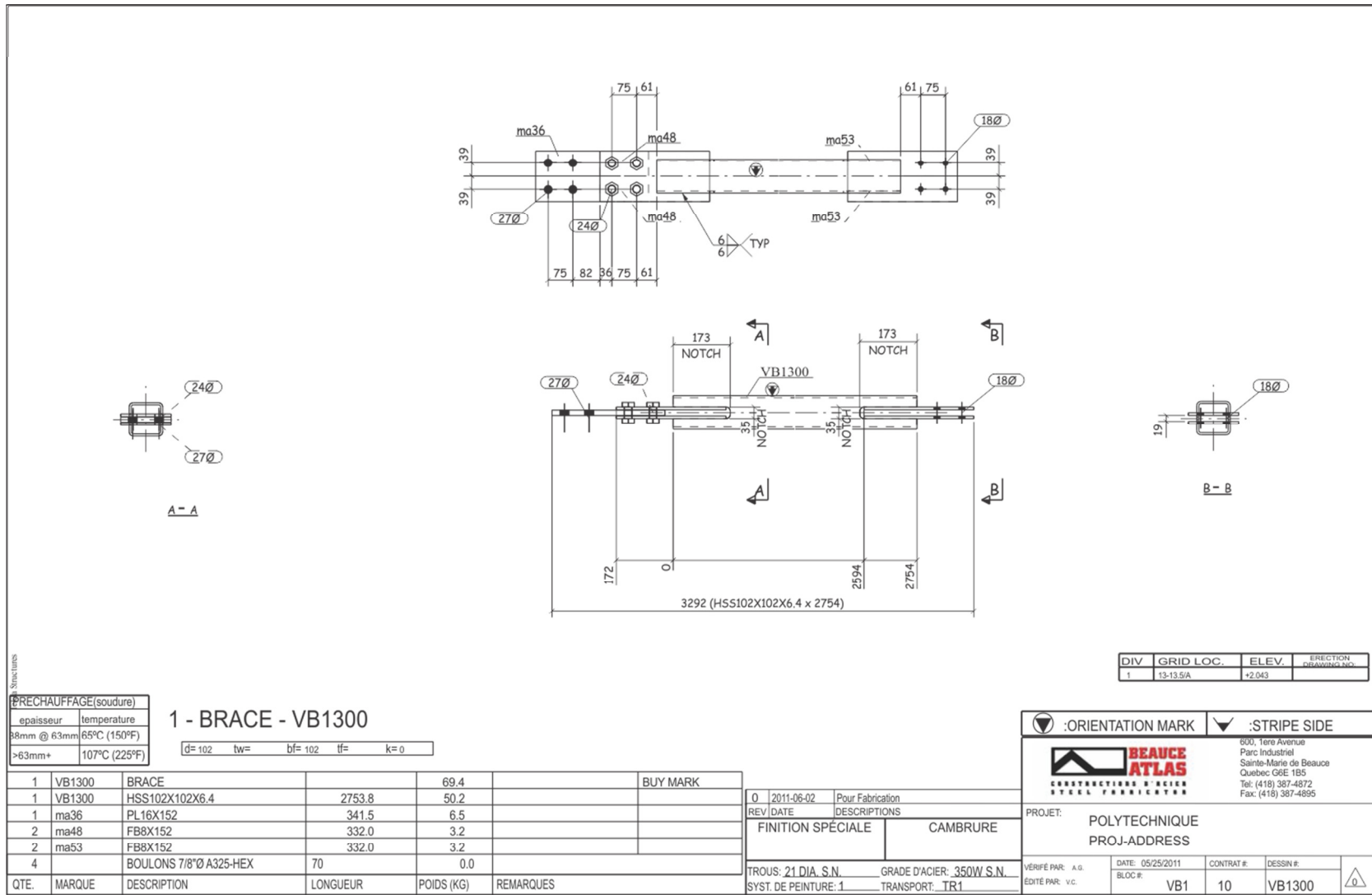
d= 102 tw= bf= 102 tf= k= 0

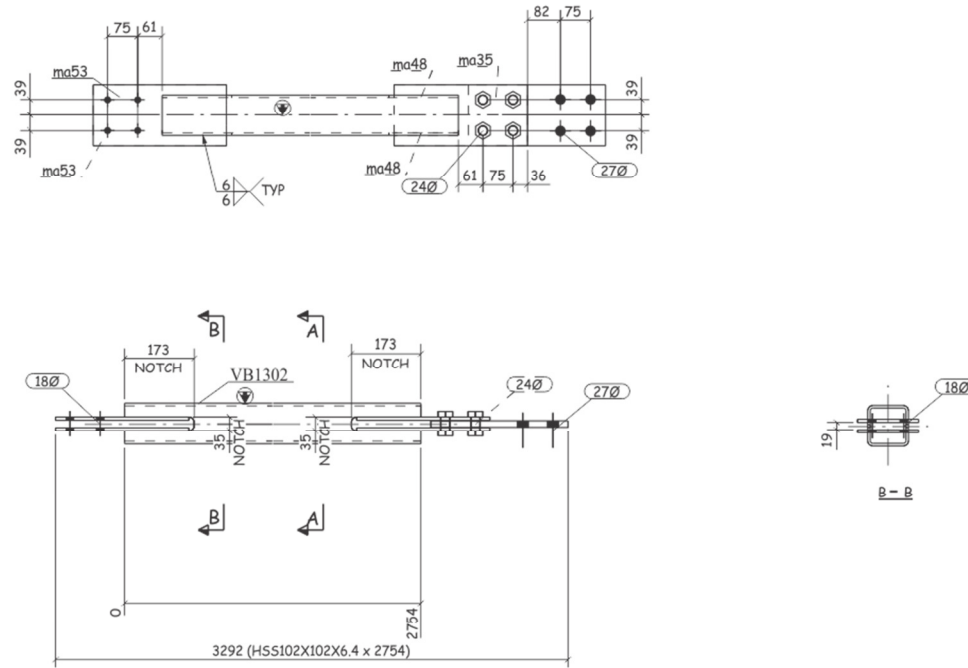
QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES
1	VB1202	BRACE		99.6	BUY MARK
1	VB1202	HSS102X102X6,4	2518.8	45.9	
1	ma30	PL16X254	612.0	19.5	
4	ma43	PL8X240	525.0	7.9	
4	ma47	FB8X51	200.0	0.6	
6		BOULONS 7/8"Ø A325-HEX	70	0.0	

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
FINITION SPÉCIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N. GRADE D'ACIER: 350W S.N.		
SYST. DE PEINTURE: 1 TRANSPORT: TR1		

DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWINGS INC.
1	12-12.5/A	+3.767	

	:ORIENTATION MARK		:STRIPE SIDE
BEAUCE ATLAS CONSTRUCTION & ACIER STEEL FABRICATOR			
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G0E 1B5 Tél: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895			
PROJET: POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS			
VERIFÉ PAR: A.G.	DATE: 05/25/2011	CONTRAT #:	DESSIN #:
EDITÉ PAR: V.C.	BLOC #:	VB1	10 VB1202





Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
88mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

1 - BRACE - VB1302

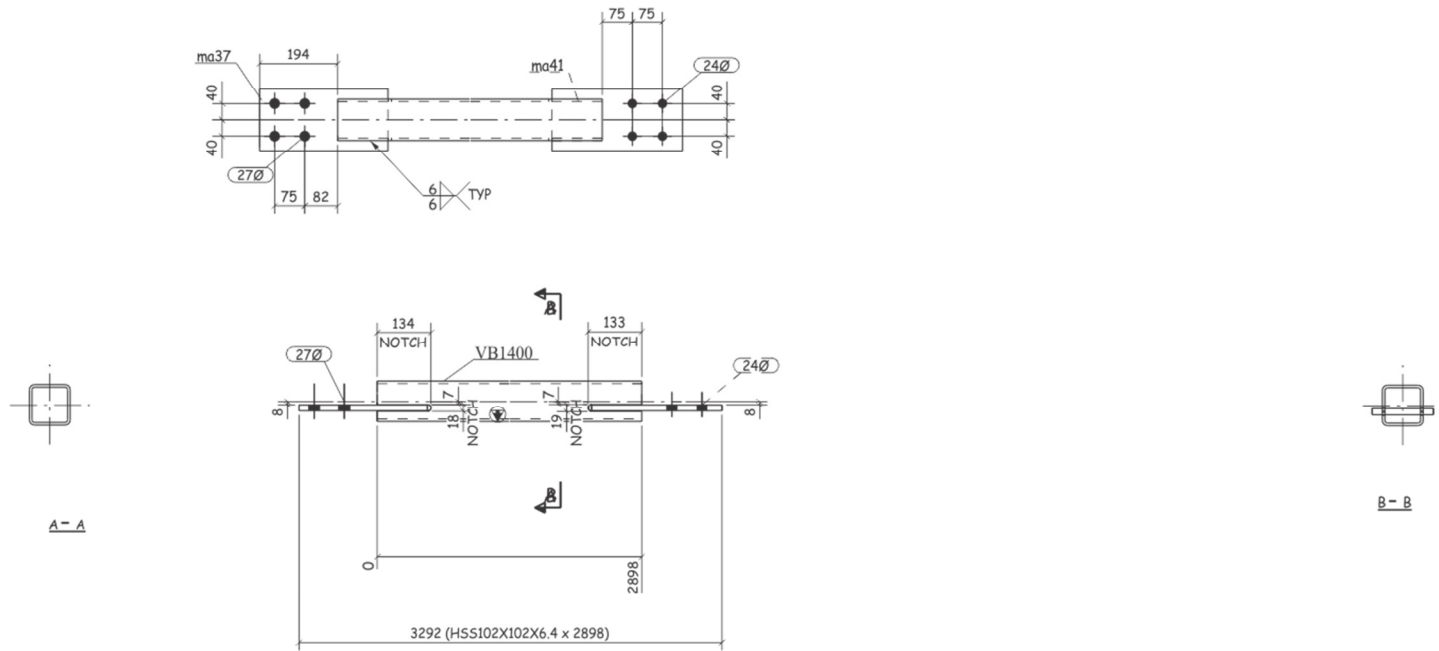
d= 102 tw= bf= 102 tf= k= 0

QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES
1	VB1302	BRACE		69.4	BUY MARK
1	VB1302	HSS102X102X6.4	2753.9	50.2	
1	ma35	PL16X152	341.5	6.5	
2	ma48	FB8X152	332.0	3.2	
2	ma53	FB8X152	332.0	3.2	
4		BOULONS 7/8"Ø A325-HEX	70	0.0	

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
FINITION SPÉCIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N. GRADE D'ACIER: 350W S.N.		
SYST. DE PEINTURE: 1 TRANSPORT: TR1		

DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWING NO.
1	13-13.5/A	+3.753	

ORIENTATION MARK	STRIPE SIDE
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G0E 1B5 Tel: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET: POLYTECHNIQUE	
PROJ-ADDRESS	
VERIFÉ PAR: A.G.	DATE: 05/25/2011
EDITÉ PAR: V.C.	SLOC #: VB1
CONTRAT #:	DESSIN #:
10	VB1302



Tekla Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
8mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

1 - BRACE - VB1400

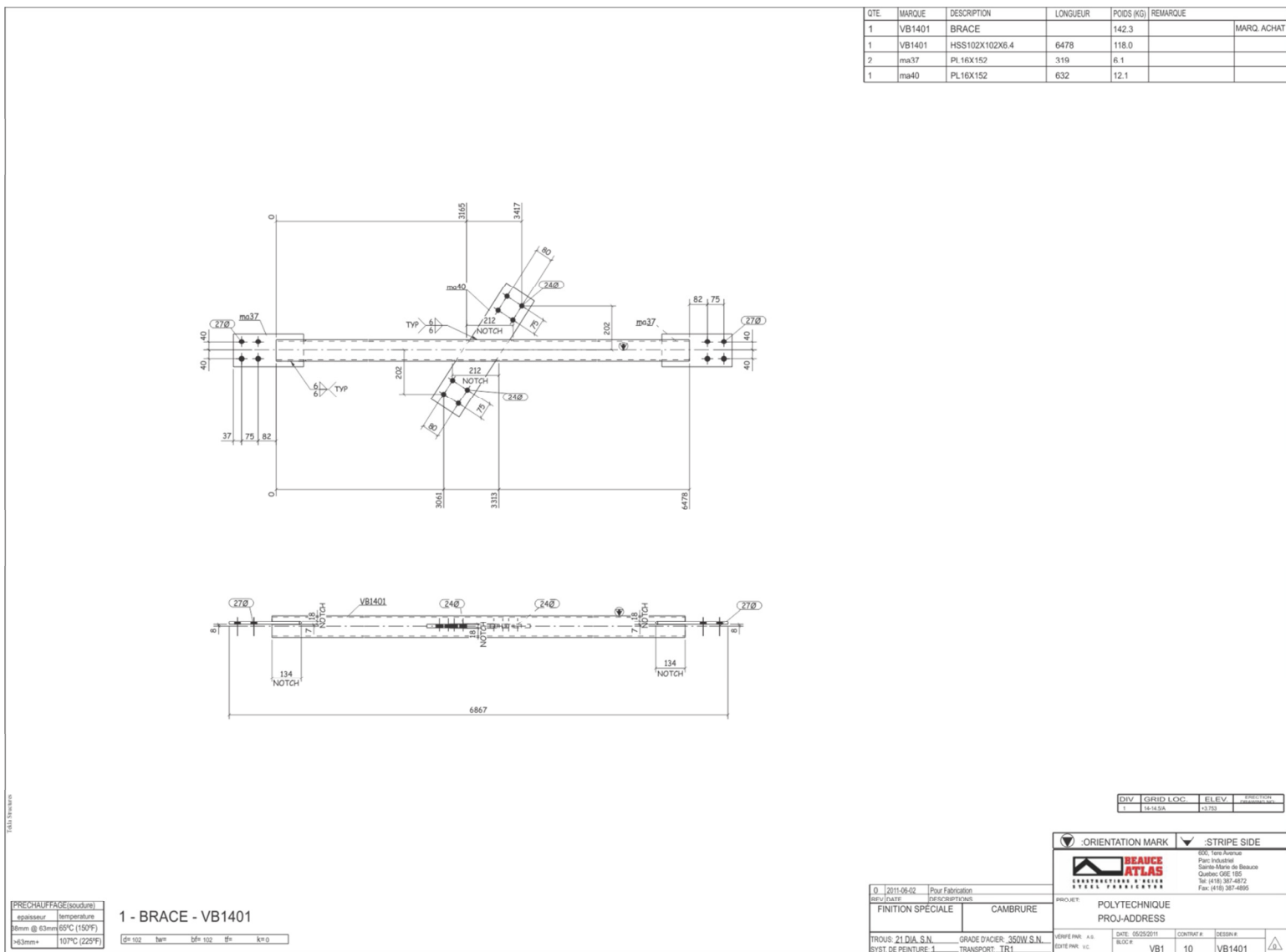
d= 102	tw=	bf= 102	tf=	k= 0
--------	-----	---------	-----	------

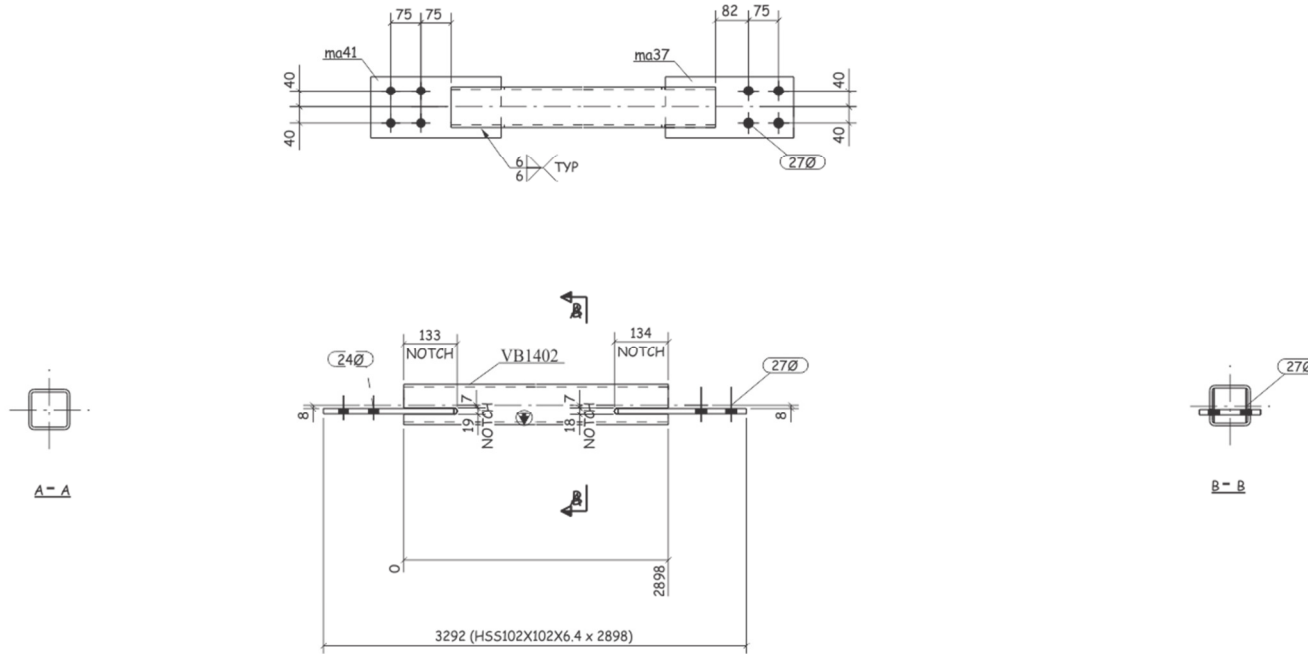
QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES
1	VB1400	BRACE		65.1	BUY MARK
1	VB1400	HSS102X102X6.4	2897.8	52.8	
1	ma37	PL16X152	319.5	6.1	
1	ma41	PL16X152	325.0	6.2	

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
		FINITION SPÉCIALE
		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N.		GRADE D'ACIER: 350W S.N.
SYST. DE PEINTURE: 1		TRANSPORT: TR1

DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWINGS INC.
1	14-14.5/A	+2.043	

	:ORIENTATION MARK		:STRIPE SIDE
BEAUCE ATLAS CONSTRUCTION & ACIER STEEL FABRICATOR			
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G6E 1B5 Tél: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895			
PROJET: POLYTECHNIQUE		PROJ-ADDRESS	
VERIFÉ PAR: A.G.	DATE: 05/25/2011	CONTRAT #:	DESSIN #:
EDITÉ PAR: V.C.	SLOC #:	VB1	10
			VB1400





DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWING INC.
1	14-14.5/A	+3.753	

Tekla Structures

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
8mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

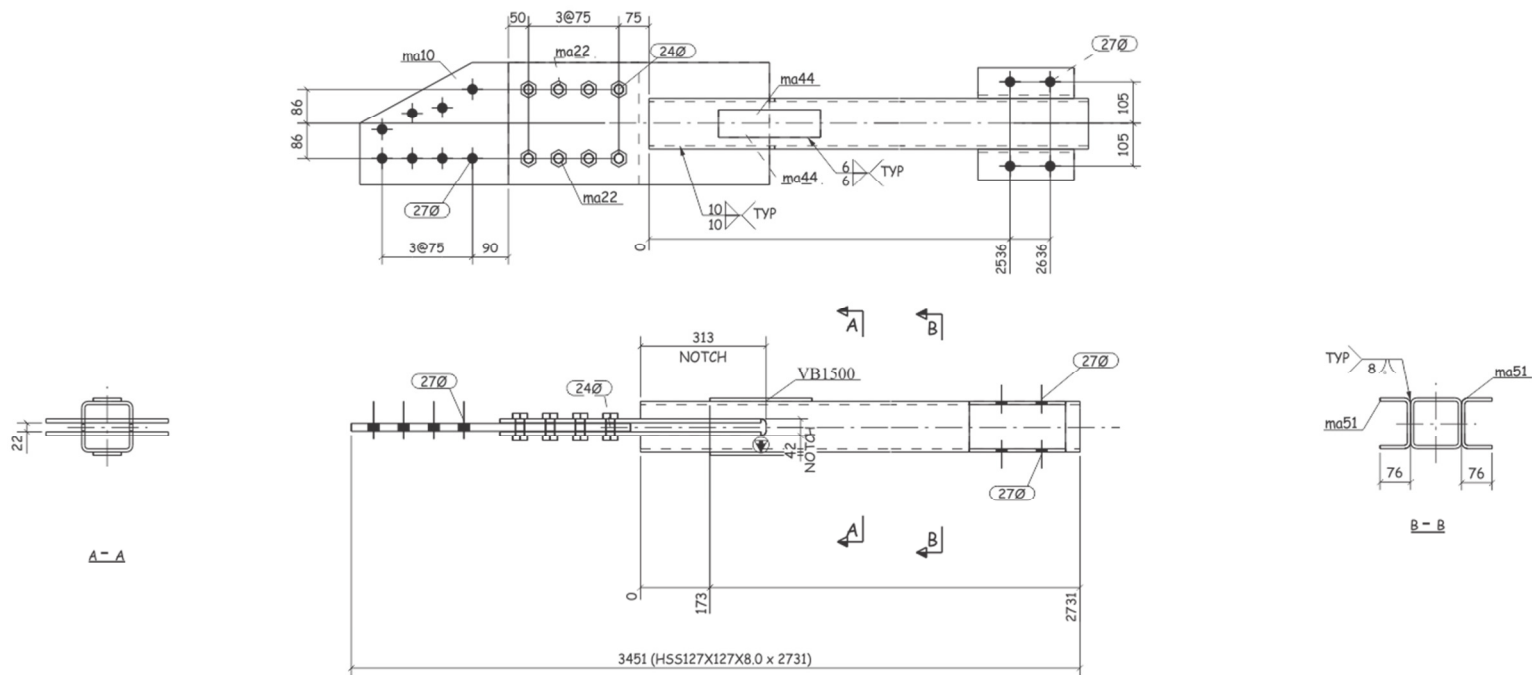
1 - BRACE - VB1402

d= 102	tw=	bf= 102	tf=	k= 0
--------	-----	---------	-----	------

QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES
1	VB1402	BRACE		65.1	BUY MARK
1	VB1402	HSS102X102X6.4	2897.8	52.8	
1	ma37	PL16X152	319.5	6.1	
1	ma41	PL16X152	325.0	6.2	

REV	DATE	DESCRIPTIONS
0	2011-06-02	Pour Fabrication
FINITION SPÉCIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N. GRADE D'ACIER: 350W S.N.		
SYST. DE PEINTURE: 1 TRANSPORT: TR1		

ORIENTATION MARK	STRIPE SIDE
BEAUCE ATLAS CONSTRUCTION & ACIER STEEL FABRICATOR	
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G0E 1B5 Tél: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET: POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS	
VÉRIFIÉ PAR: A.G. ÉDITÉ PAR: V.C.	DATE: 05/25/2011 BLOC #: VB1 CONTRAT #: 10 DESSIN #: VB1402



A - A

B - B

Notes

PRECHAUFFAGE(soudure)	
épaisseur	température
88mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)


1 - BRACE - VB1500


d= 127 tw= bf= 127 tf= k= 0

1	VB1500	BRACE		156.2		BUY MARK
1	VB1500	HSS127X127X8.0	2731.4	77.6		
1	ma10	PL19X305	695.0	31.6		
2	ma22	PL10X305	650.0	15.6		
2	ma44	PL8X70	254.0	1.1		
2	ma51	HSS127X127X8.0 C.U.T	239.5	6.8		
8		BOULONS 7/8"Ø A325-HEX	76	0.0		
QTE.	MARQUE	DESCRIPTION	LONGUEUR	POIDS (KG)	REMARQUES	

0	2011-06-02	Pour Fabrication
REV	DATE	DESCRIPTIONS
FINITION SPÉCIALE		CAMBRURE
TROUS: 21 DIA. S.N. GRADE D'ACIER: 350W S.N.		
SYST. DE PEINTURE: 1 TRANSPORT: TR1		

DIV	GRID LOC.	ELEV.	ERECTION DRAWINGS INC.
1	15-15.5/A	+2.077	

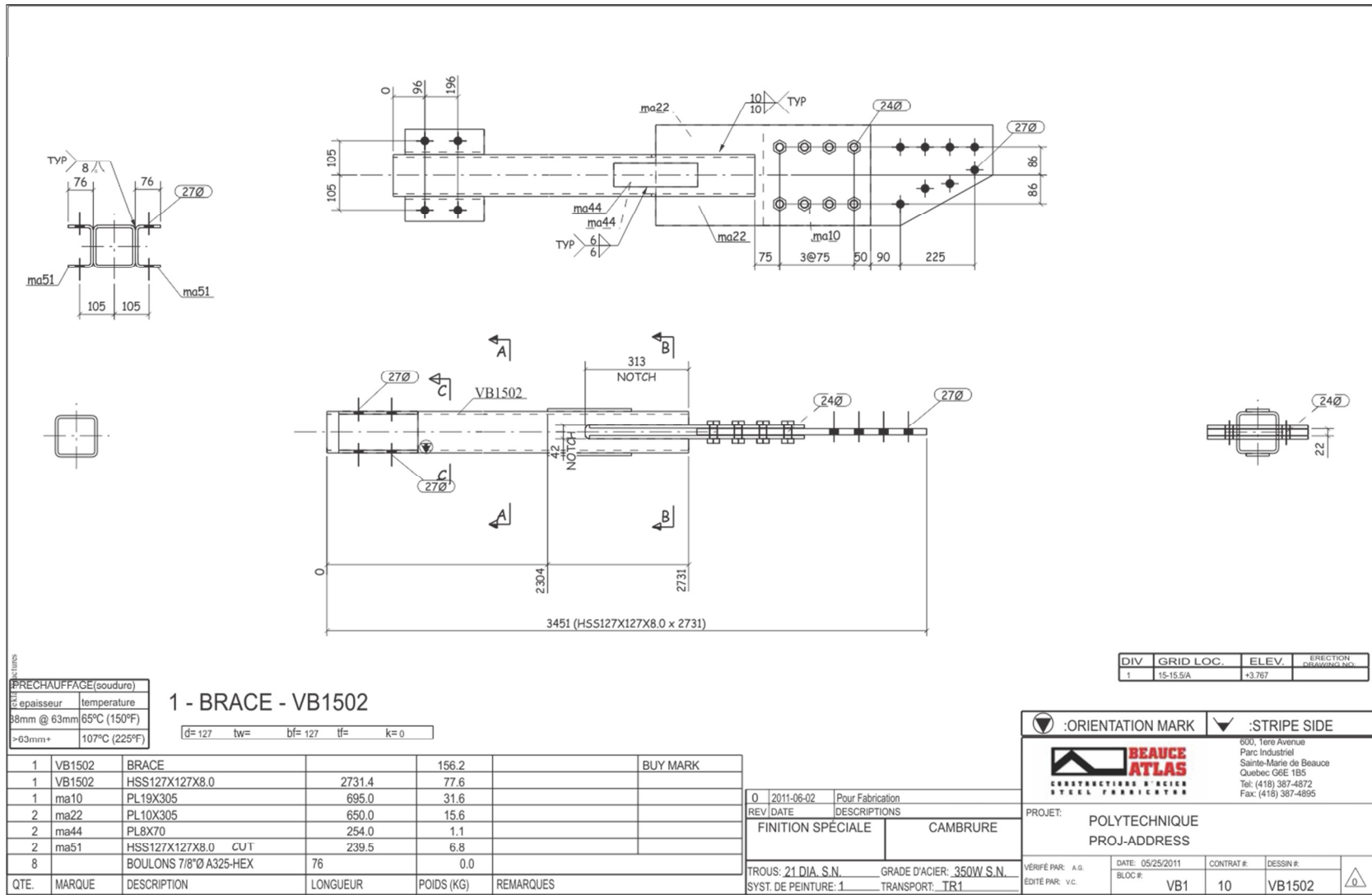
ORIENTATION MARK	STRIPE SIDE
	
600, Tere Avenue Parc Industriel Sainte-Marie de Beauce Québec G0E 1B5 Tel: (418) 387-4872 Fax: (418) 387-4895	
PROJET: POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS	
VERIFÉ PAR: A.G. ÉDITÉ PAR: V.C.	DATE: 05/25/2011 BLOC #: VB1
CONTRAT #: 10	DESSIN #: VB1500

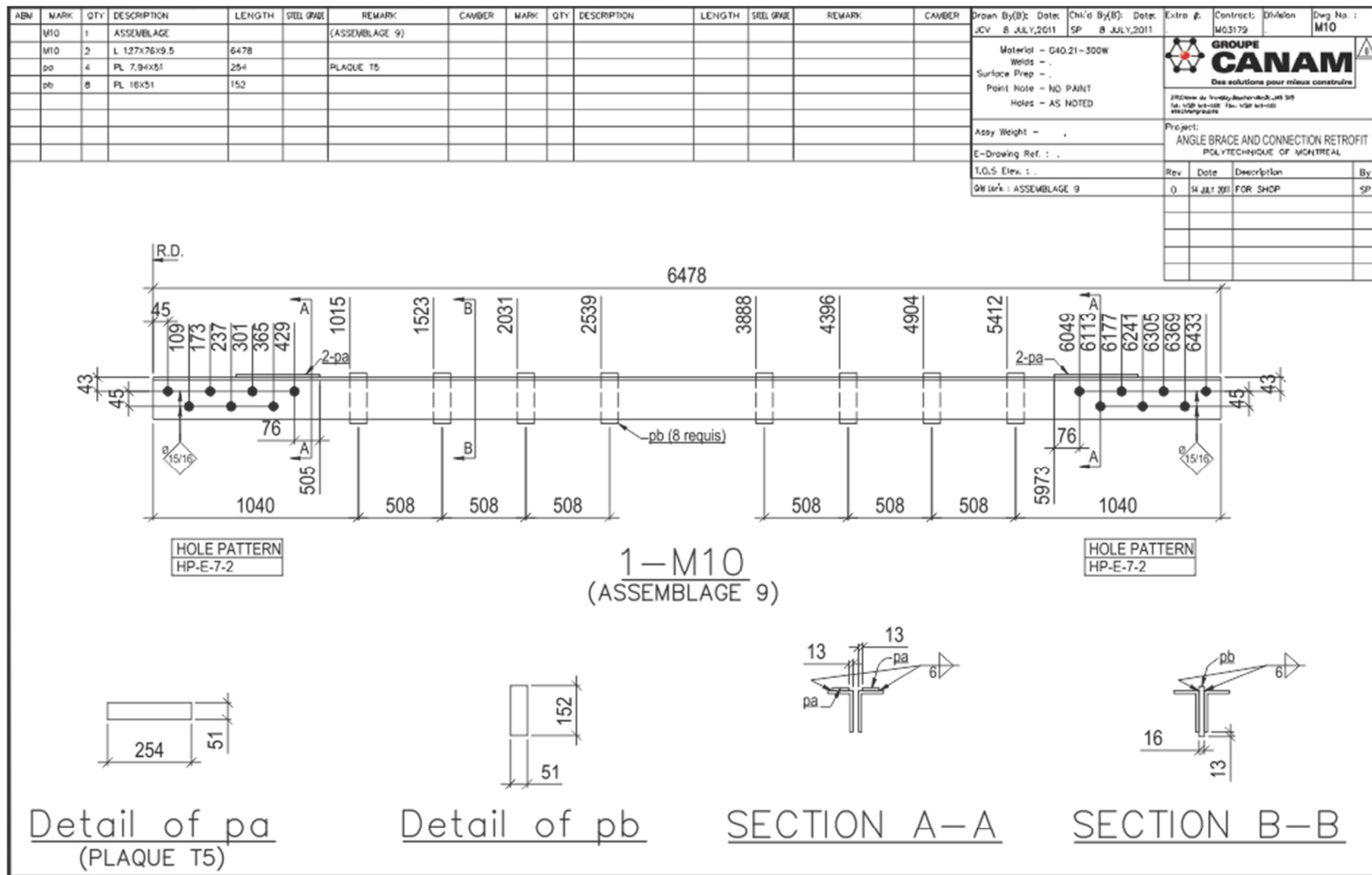
 BEAUCE ATLAS CONSTRUCTION & REPAIR STEEL FABRICATOR		600, 1 ^{er} Avenue Pier 1 Industrie Sainte-Marie de Beauce Quebec Q6C 1B5 Tel: (418) 337-4872 Fax: (418) 337-4895	
DRQ/RET:		POLYTECHNIQUE PROJ-ADDRESS	
VENTE PNR. V.C. ESTRTE PNR. V.C.	DATE: 05/25/2011 BLOC:	CONTRAT # 10	DESIGN # VB1501

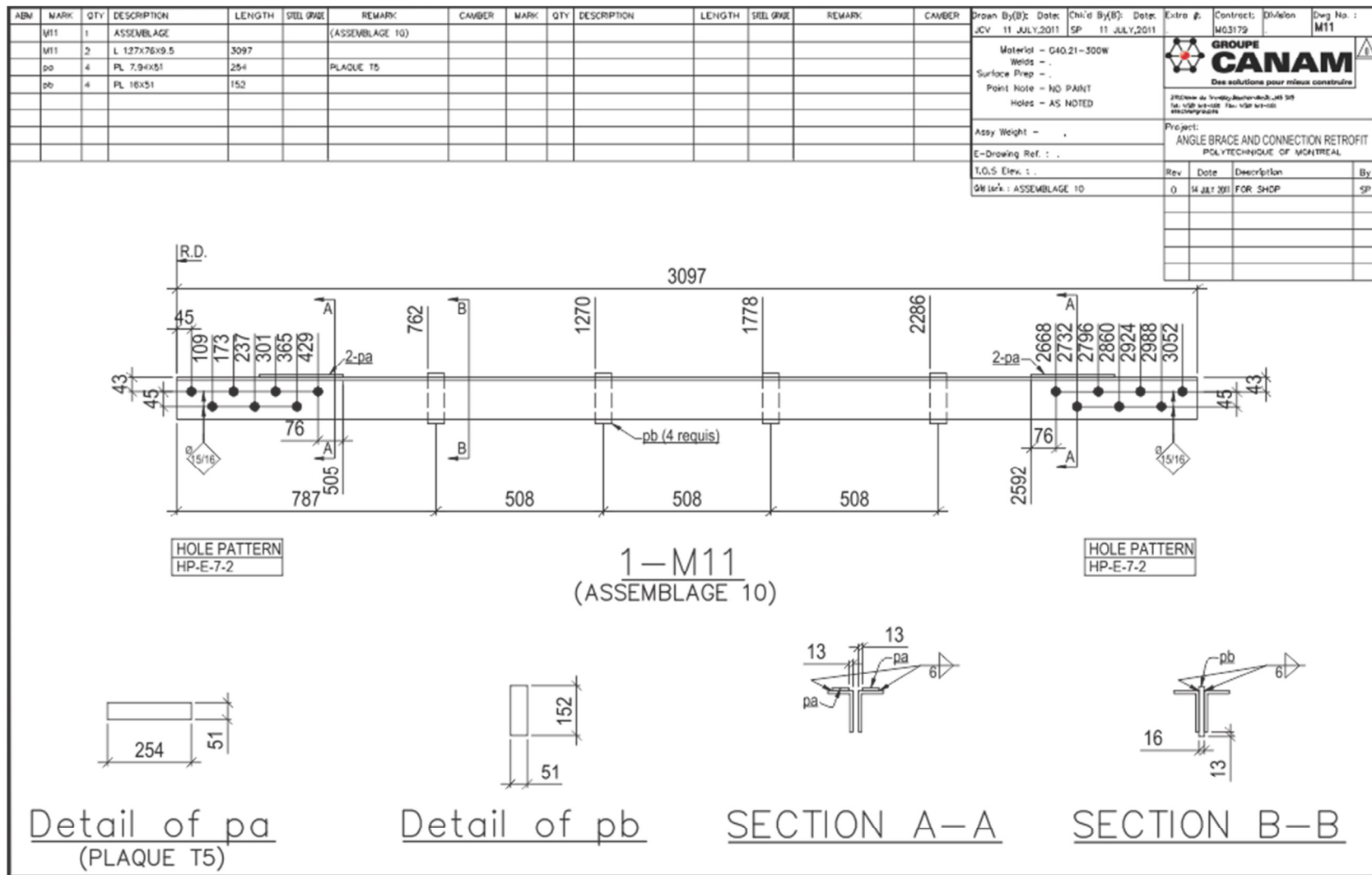
PRECHAUFFAGE (soudure)	
épaisseur	température
38mm @ 63mm	65°C (150°F)
>63mm+	107°C (225°F)

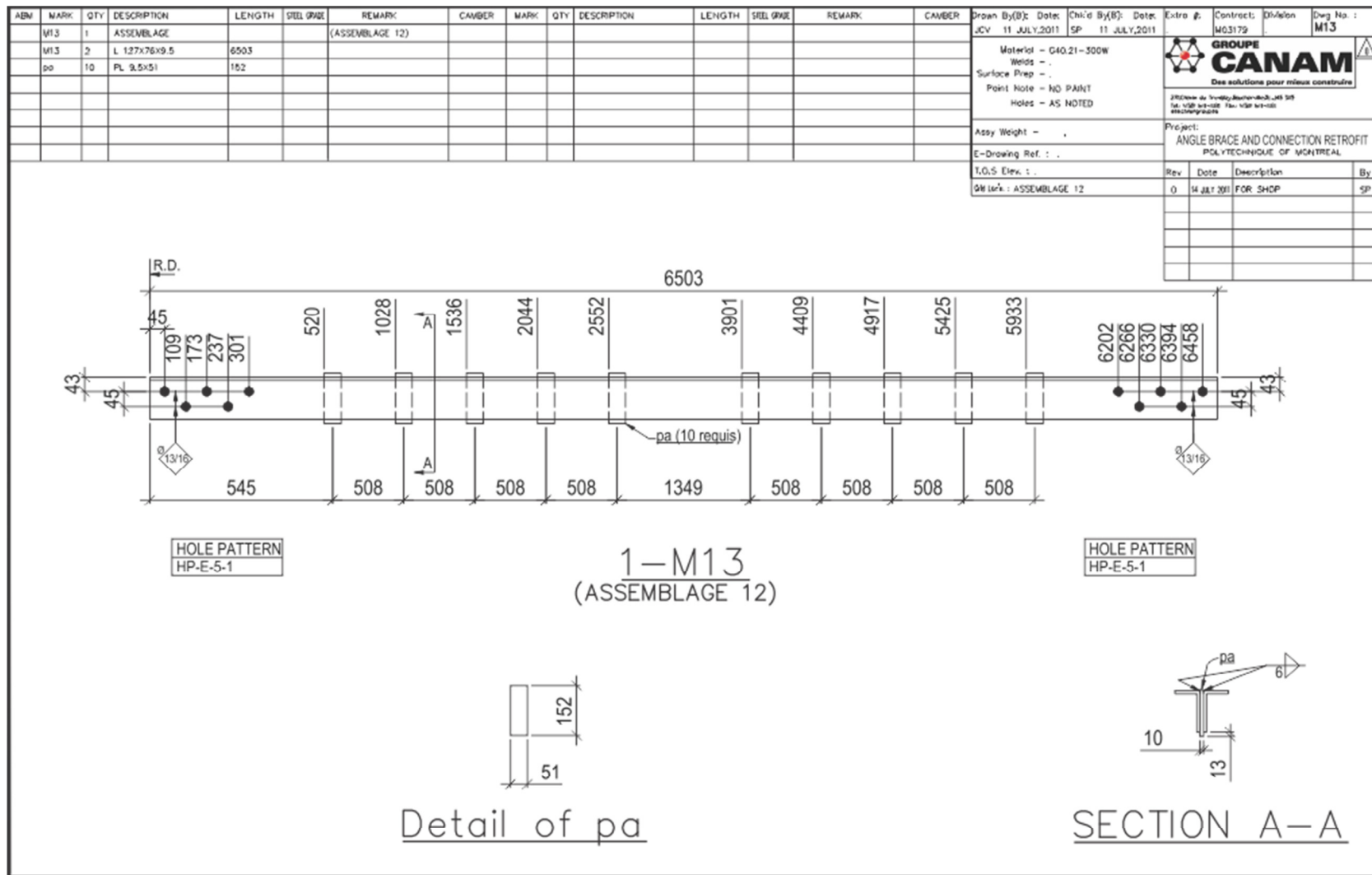
1 - BRACE - VB1501

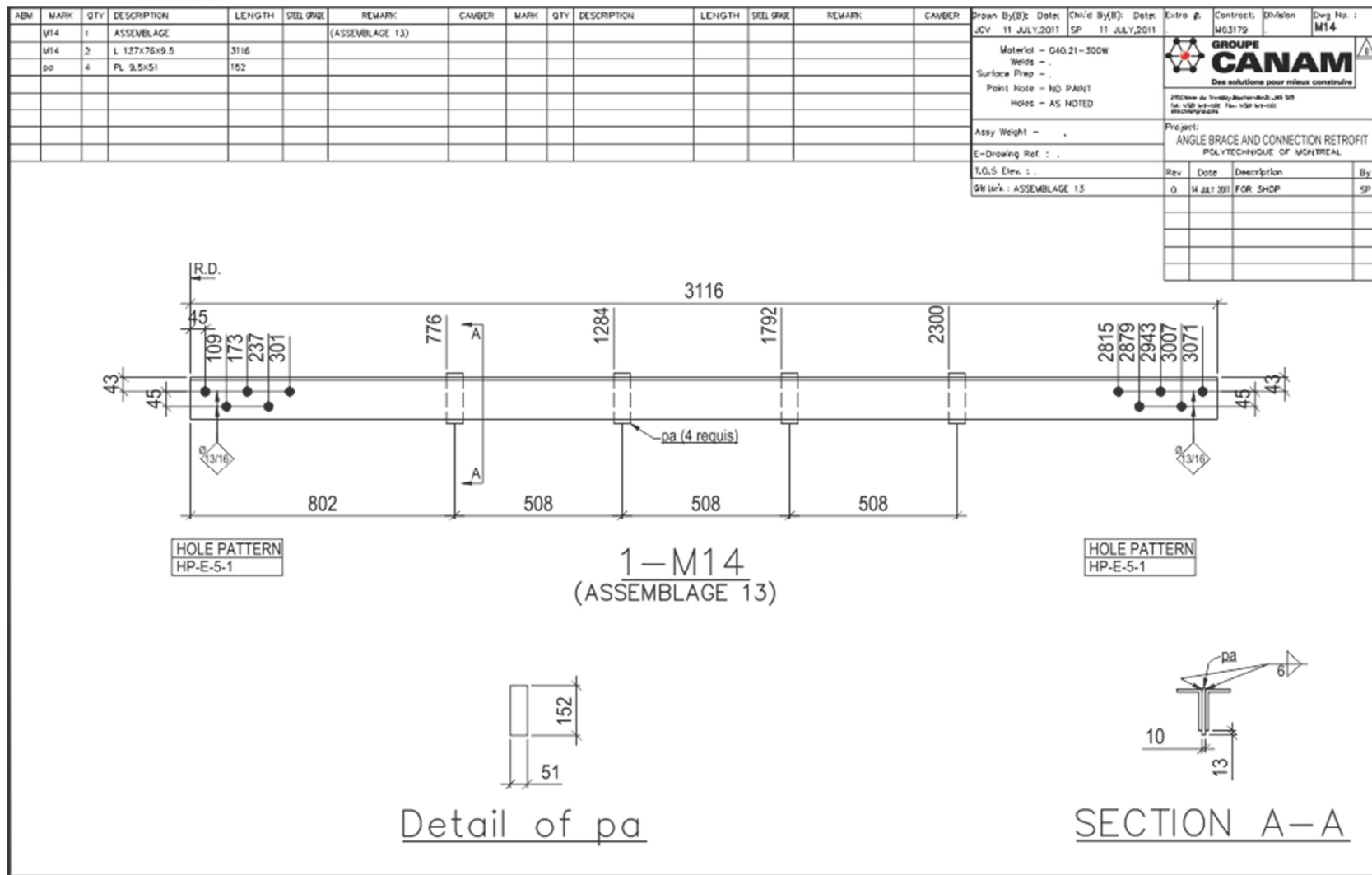
d=127 tw= bf=127 ff= k=0

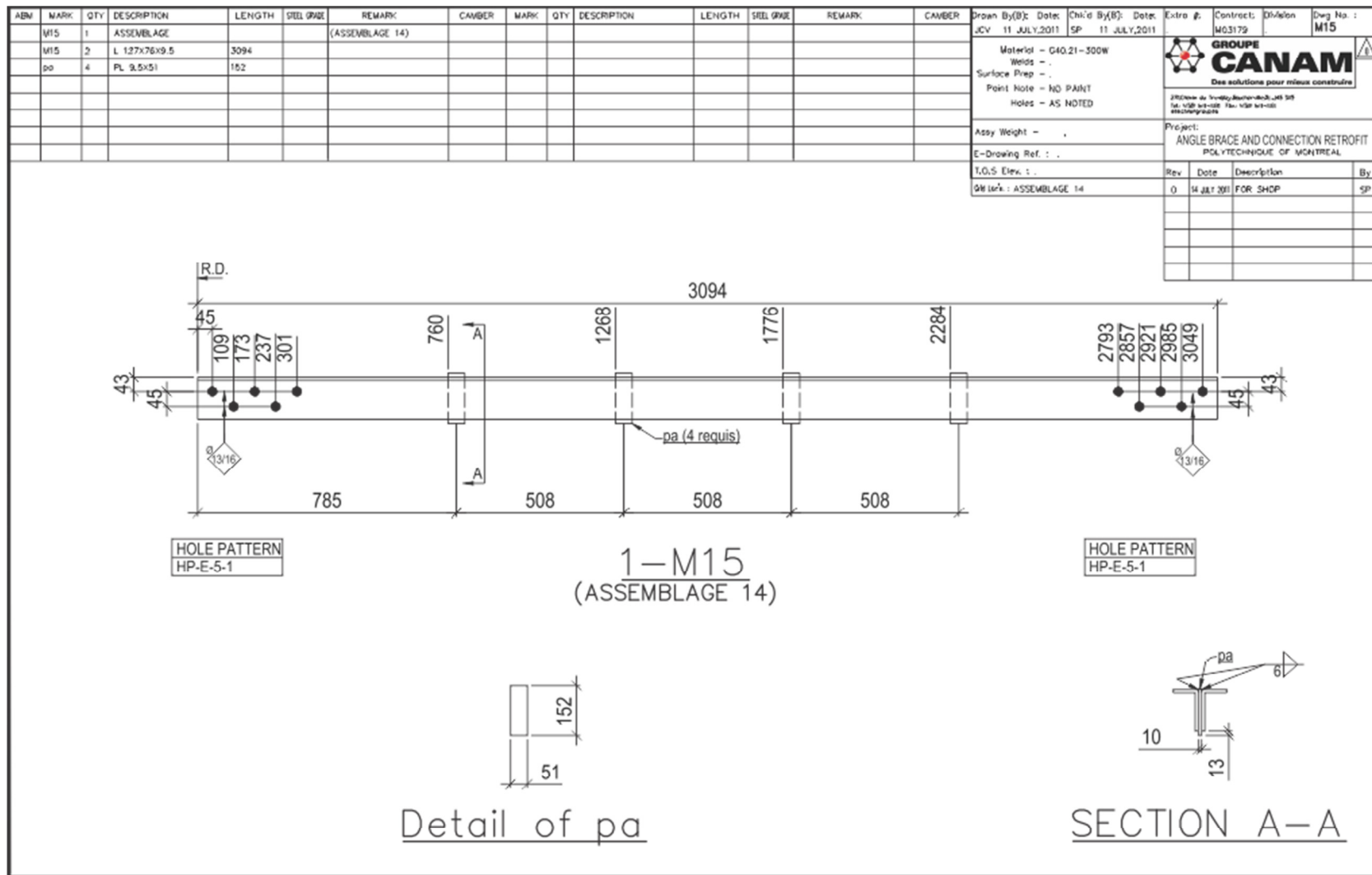


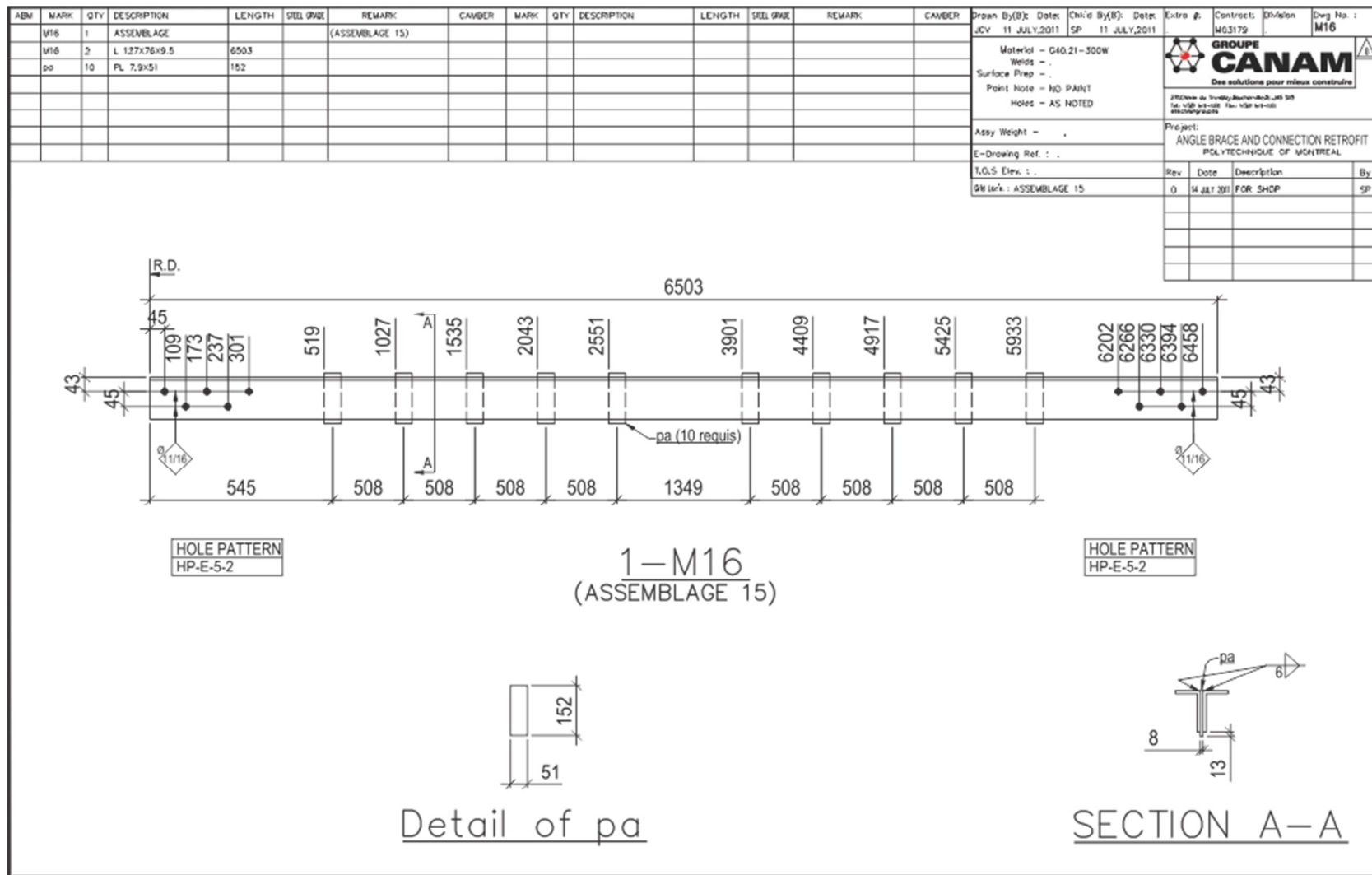


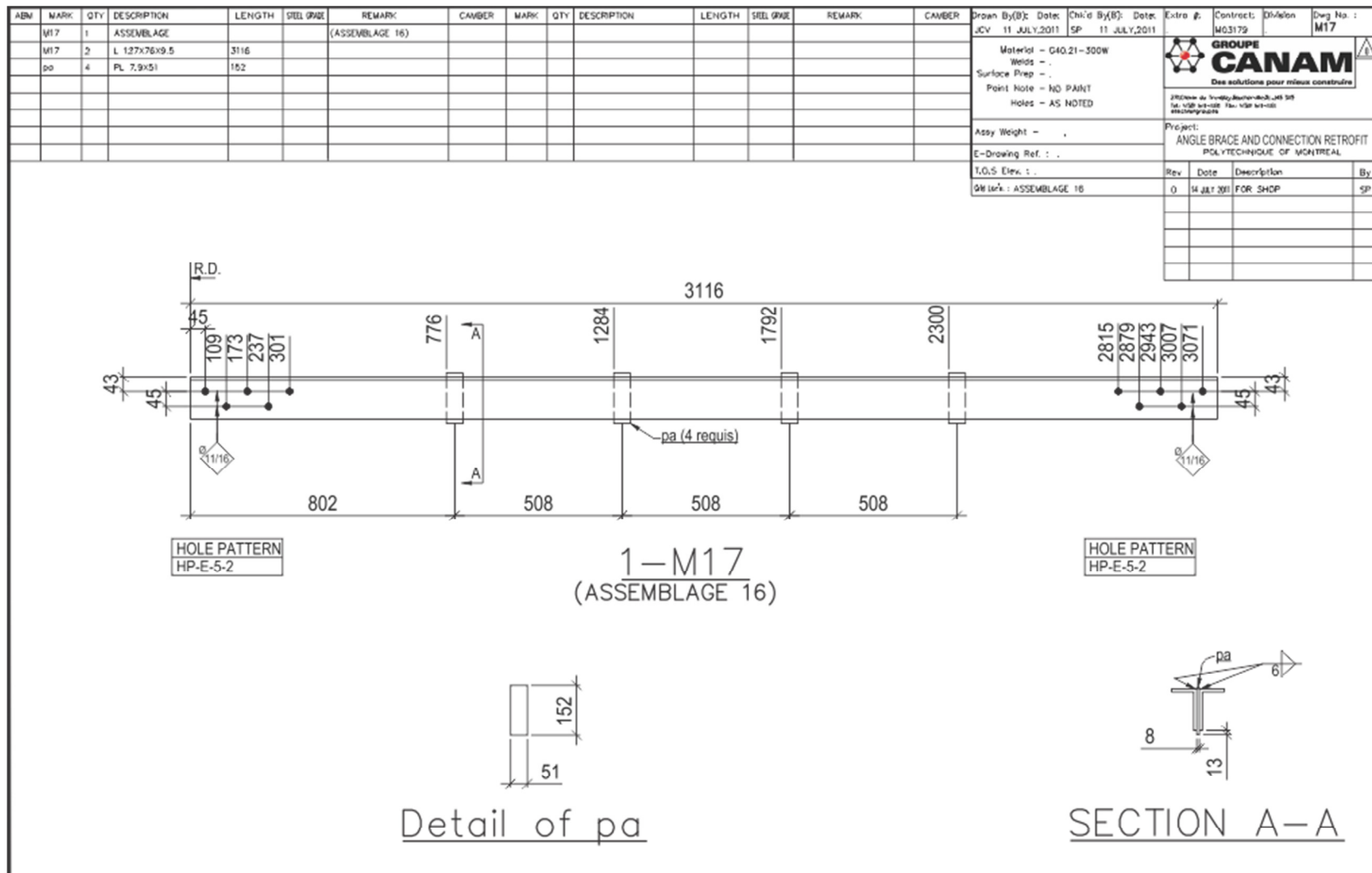


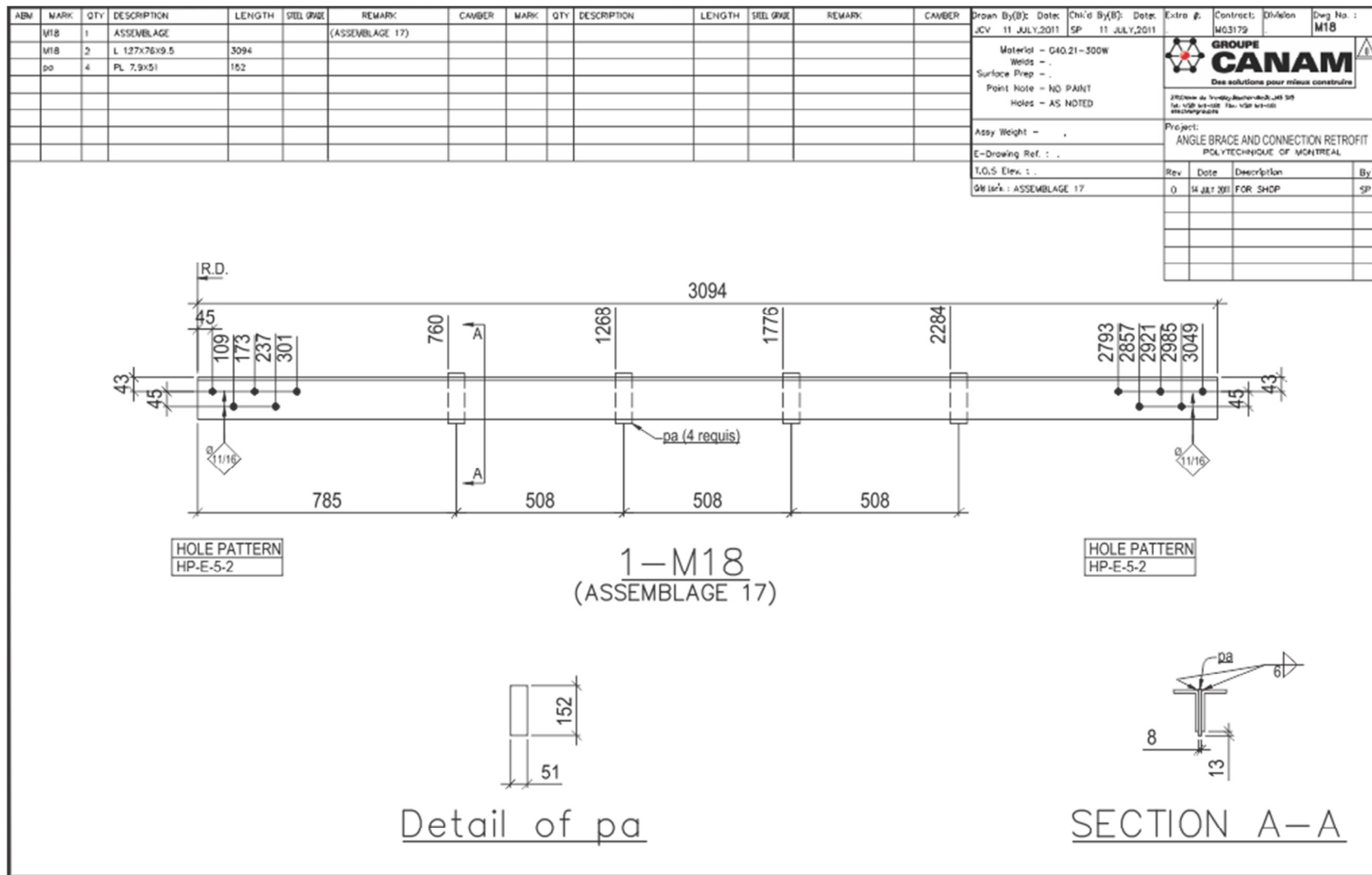












ANNEXE A.3 – PROTOCOLES DE CHARGEMENT

Cette annexe réfère à la section 3.2.4 et elle présente les amplitudes des déplacements pour les protocoles de chargement de type MD et de type CC.

Tableau A.3-1: Protocole de type MD.

No. Cycle	Nombre de cycles	Δ/h_s (%)	Δ (mm)
0-3	4	0,1	4,09
4-7	4	0,2	8,17
8-11	4	0,4	16,35
12-15	4	0,6	20,52
16-17	2	1,0	40,87
18-19	2	1,5	61,31
20-21	2	0,6	20,52
22-23	2	2,0	81,74
24-25	2	2,5	102,18
26	1	3,0	122,61
27	1	4,0	163,48
28-30	3	5,0	204,35

Tableau A.3-2: Protocole de type CC.

No. Cycle	Nombre de cycles	Δ/h_s (%)	Δ (mm)
0-19	20	0,1	4,09
20-34	15	0,2	8,17
35-41	7	0,3	12,26
42-47	6	0,4	16,35
48-49	2	0,5	20,44
50-51	2	0,6	20,52
52-53	2	0,8	32,70
54-55	2	1,0	40,87
56	1	1,2	49,04
57	1	1,5	61,31
58	1	2,0	81,74

ANNEXE A.4 – PROPRIÉTÉS MESURÉES DES SPÉCIMENS

Cette annexe présente les propriétés mesurées des diagonales et des assemblages pour chacun des spécimens. Un résumé des propriétés mesurées des diagonales est d'abord présenté au Tableau A.4-1.

Tableau A.4-1: Résumé des propriétés mesurées des diagonales.

Spécimen no.	Épaisseurs moyennes des diagonales			Aires mesurées		
	$t_{cont.}$ (mm)	$t_{disc. haut}$ (mm)	$t_{disc. bas}$ (mm)	$A_{cont.}$ (mm ²)	$A_{disc. haut}$ (mm ²)	$A_{disc. bas}$ (mm ²)
1	7,16	7,48	7,41	3293	3440	3408
2	7,59	7,51	7,58	3493	3455	3485
3	7,60	7,46	7,52	3498	3431	3461
4	7,83	7,41	7,47	3604	3407	3435
5	7,84	7,70	7,64	3605	3543	3516
6	7,81	7,61	7,59	3594	3501	3492
7	7,94	7,76	7,74	3651	3569	3561
8	7,99	7,69	7,82	3676	3536	3596
9	7,56	8,12	8,03	3477	3737	3696
10	7,82	7,82	7,73	3599	3596	3554
11	7,79	7,68	7,57	3585	3535	3482
12	6,48	6,73	6,69	2376	2467	2451
13	6,62	6,57	6,60	2425	2407	2420
14	6,41	N/D	N/D	2351	N/D	N/D
15	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D
16	9,53	9,62	9,57	3693	3728	3707
17	9,57	9,79	9,66	3708	3794	3741
18	9,57	9,53	9,55	3706	3692	3698

Le Tableau A.4-2 présente le résumé des propriétés mesurées de l'assemblage central. Les épaisseurs des plaques sont d'abord présentées pour les plaques de transfert de la diagonale discontinue du bas ($t_{s\ bas}$), pour la plaque de gousset central ($t_{g\ centre}$) et pour les plaques de gousset de la diagonale discontinue du haut ($t_{s\ haut}$). Pour le spécimen no. 4, l'épaisseur des plaques de transfert correspond en fait aux épaisseurs des cornières. Les aires mesurées sont obtenues en multipliant les épaisseurs moyennes des plaques avec les largeurs théoriques des plaques. À cet effet, les largeurs mesurées des plaques sont égales aux largeurs théoriques des plaques. Pour le spécimen no. 4, l'aire des plaques des plaques de transfert correspond en fait à l'aire d'une cornière double (2L).

Tableau A.4-2: Résumé des propriétés mesurées de l'assemblage central.

Spécimen no.	Épaisseurs moyennes des plaques			Aires mesurées		
	$t_{s\ bas}$ (mm)	$t_{g\ centre}$ (mm)	$t_{s\ haut}$ (mm)	$A_{s\ bas}$ (mm ²)	$A_{g\ centre}$ (mm ²)	$A_{s\ haut}$ (mm ²)
1	9,73	18,81	9,71	2966	5734	2959
2	9,69	18,89	9,64	2954	5756	2939
3	12,89	25,35	12,95	3930	7727	3947
4	12,55	19,13	12,62	4151	5831	4172
5	8,03	16,53	8,04	2448	5039	2449
6	9,71	18,83	9,69	2959	5740	2952
7	16,56	16,41	16,47	5048	5000	5021
8	25,68	25,57	25,48	7828	7794	7766
9	16,61	16,54	16,80	5063	5040	5121
10	8,01	16,44	7,72	2442	5012	2352
11	8,01	9,61	8,48	2441	2928	2585
12	8,21	16,46	8,11	2501	5017	2472
13	8,19	16,51	8,38	2497	5033	2553
14	16,59	16,52	16,46	5056	5035	5018
15	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D
16	N/A	8,06	N/A	N/A	2457	N/A
17	N/A	9,49	N/A	N/A	2893	N/A
18	N/A	15,63	N/A	N/A	4763	N/A

Le Tableau A.4-3 présente les longueurs mesurées pour la diagonale continue ($L_{con.}$), pour la diagonale discontinue du haut ($L_{disc. haut}$) et pour la diagonale discontinue du bas ($L_{disc. bas}$). Ces longueurs correspondent aux longueurs du tube uniquement et n'incluent par conséquent, aucun assemblage. Ces longueurs ne correspondent donc pas aux longueurs de flambement.

Tableau A.4-3: Longueur des diagonales.

Spécimen no.	Longueurs des diagonales		
	$L_{con.}$ (mm)	$L_{disc. haut}$ (mm)	$L_{disc. bas}$ (mm)
1	5763	2318	2318
2	5763	2277	2277
3	5745	2317	2317
4	5762	2317	2317
5	5928	2499	2500
6	5927	2510	2511
7	6475	2682	2683
8	6441	2672	2672
9	6474	2682	2682
10	6076	2673	2672
11	6060	2656	2656
12	5926	2518	2518
13	6132	2753	N/D
14	6472	2895	2896
15	N/D	N/D	N/D
16	6506	3117	3096
17	6506	3114	3094
18	6480	3104	3077

A.4.1 Propriétés mesurées du spécimen no. 1

Date d'essai : 20 avril 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,15	7,32	7,69
2	7,18	7,46	7,43
3	7,17	7,41	7,40
4	7,13	7,44	7,39
Moyenne :	7,16	7,41	7,48

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	18,87	9,49	18,81	9,40	18,80
2	18,79	9,52	18,80	9,37	18,79
3	18,81	9,54	18,79	9,40	18,82
4	18,78	9,46	18,85	9,39	18,83
Moyenne :	18,81	9,50	18,81	9,39	18,81

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	9,79	19,10	9,55	9,69	9,80	19,49
2	9,82	19,08	9,62	9,71	9,80	19,16
3	9,89	19,19	9,87	9,69	9,71	18,98
4	9,91	18,96	9,89	9,74	9,92	19,12
Moyenne :	9,85	19,08	9,73	9,71	9,81	19,19

A.4.2 Propriétés mesurées du spécimen no. 2

Date d'essai : 30 mars 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,55	7,75	7,53
2	7,49	7,54	7,66
3	7,64	7,50	7,36
4	7,69	7,51	7,49
Moyenne :	7,59	7,58	7,51

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	19,01	9,47	18,85	9,45	18,79
2	18,83	9,39	18,78	9,43	18,79
3	18,85	9,42	18,81	9,43	18,78
4	18,85	9,39	18,77	9,46	18,87
Moyenne :	18,89	9,42	18,80	9,44	18,81

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	10,14	19,24	9,59	9,60	9,98	19,39
2	9,71	19,17	9,74	9,65	10,13	19,22
3	9,99	19,30	9,58	9,62	9,75	19,38
4	9,94	19,09	9,85	9,70	9,75	19,27
Moyenne :	9,95	19,20	9,69	9,64	9,90	19,32

A.4.3 Propriétés mesurées du spécimen no. 3

Date d'essai : 4 mai 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,50	7,40	7,48
2	7,69	7,39	7,44
3	7,66	7,75	7,44
4	7,56	7,55	7,47
Moyenne :	7,60	7,52	7,46

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	25,40	12,51	25,40	12,40	25,36
2	25,33	12,57	25,36	12,46	25,35
3	25,36	12,39	25,34	12,56	25,34
4	25,32	12,46	25,35	12,50	25,35
Moyenne :	25,35	12,48	25,36	12,48	25,35

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	13,04	25,45	12,91	12,95	13,08	25,52
2	13,06	25,64	12,78	12,98	13,03	25,72
3	13,09	25,55	12,95	12,86	12,90	25,58
4	12,96	25,49	12,93	13,01	12,87	25,47
Moyenne :	13,04	25,53	12,89	12,95	12,97	25,57

A.4.4 Propriétés mesurées du spécimen no. 4

Date : 30 septembre 2011

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,92	7,42	7,33
2	7,83	7,28	7,28
3	7,86	7,53	7,36
4	7,72	7,63	7,65
Moyenne :	7,83	7,47	7,41

2. Propriétés de l'assemblage central

Mesure No.	Gousset central t_g (mm)	Cornières bas t (mm)	Cornières haut t (mm)
1	19,43	12,29	12,79
2	19,00	12,42	12,71
3	18,96	12,69	12,45
4	---	12,61	12,79
5	---	12,82	12,48
6	---	12,35	12,48
7	---	12,63	12,68
8	---	12,60	---
Moyenne :	19,13	12,55	12,62

A.4.5 Propriétés mesurées du spécimen no. 5

Date d'essai : 14 mars 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,67	7,65	7,81
2	7,73	7,61	7,59
3	7,93	7,53	7,54
4	8,01	7,78	7,86
Moyenne :	7,84	7,64	7,70

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	16,55	8,16	16,43	8,12	16,50
2	16,40	8,05	16,48	8,28	16,47
3	16,78	8,15	16,41	8,22	16,44
4	16,40	8,08	16,57	8,11	16,48
Moyenne :	16,53	8,11	16,47	8,18	16,47

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	8,15	16,34	8,05	8,02	8,02	16,48
2	8,12	16,42	8,05	8,03	8,08	16,56
3	8,14	16,35	8,02	8,05	8,07	16,68
4	8,24	16,53	8,01	8,04	8,15	16,43
Moyenne :	8,16	16,41	8,03	8,04	8,08	16,54

A.4.6 Propriétés mesurées du spécimen no. 6

Date d'essai : 17 février 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,87	7,77	7,63
2	7,87	7,5	7,55
3	7,77	7,49	7,62
4	7,74	7,6	7,64
Moyenne :	7,81	7,59	7,61

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	18,44	9,72	19,03	9,77	19,03
2	18,95	9,88	19,07	9,7	19,02
3	18,96	9,91	19,02	9,73	18,94
4	18,98	9,61	19,03	9,81	19,02
Moyenne :	18,83	9,78	19,04	9,75	19,00

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	9,58	19,01	9,88	9,68	9,74	18,95
2	9,86	19,09	9,8	9,6	9,81	18,97
3	9,56	19,03	9,59	9,81	9,87	18,93
4	9,92	19,04	9,56	9,65	9,84	18,94
Moyenne :	9,73	19,04	9,71	9,69	9,82	18,95

A.4.7 Propriétés mesurées du spécimen no. 7

Date d'essai: 1^{er} novembre 2011

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,75	7,55	7,71
2	8,05	7,80	7,89
3	8,00	7,81	7,65
4	7,94	7,80	7,78
Moyenne :	7,94	7,74	7,76

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	16,36	16,77	N/A	16,73	N/A
2	16,43	16,41	N/A	16,40	N/A
3	16,40	16,43	N/A	16,33	N/A
4	16,43	16,58	N/A	16,47	N/A
Moyenne :	16,41	16,55	N/A	16,48	N/A

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	16,61	N/A	16,61	16,54	16,41	N/A
2	16,66	N/A	16,81	16,49	16,59	N/A
3	16,47	N/A	16,41	16,55	16,27	N/A
4	16,40	N/A	16,42	16,31	16,65	N/A
Moyenne :	16,54	N/A	16,56	16,47	16,48	N/A

A.4.8 Propriétés mesurées du spécimen no. 8

Date d'essai : 27 octobre 2011

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	8,09	7,66	7,72
2	7,94	7,85	7,65
3	7,92	7,80	7,79
4	8,01	7,95	7,58
Moyenne :	7,99	7,82	7,69

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	25,54	25,75	N/A	25,75	N/A
2	25,61	25,54	N/A	25,46	N/A
3	25,73	25,74	N/A	25,56	N/A
4	25,41	25,58	N/A	25,70	N/A
Moyenne :	25,57	25,65	N/A	25,62	N/A

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	25,41	N/A	25,92	25,46	25,66	N/A
2	25,70	N/A	25,60	25,63	25,59	N/A
3	25,67	N/A	25,59	25,44	25,47	N/A
4	25,54	N/A	25,62	25,39	25,79	N/A
Moyenne :	25,58	N/A	25,68	25,48	25,63	N/A

A.4.9 Propriétés mesurées du spécimen no. 9

Date d'essai : 11 janvier 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,14	8,31	8,24
2	7,60	7,82	8,37
3	7,60	8,03	7,37
4	7,89	7,97	8,51
Moyenne :	7,56	8,03	8,12

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	16,66	16,69	N/A	16,55	N/A
2	16,51	16,46	N/A	16,75	N/A
3	16,53	16,88	N/A	16,70	N/A
4	16,44	16,88	N/A	16,53	N/A
Moyenne :	16,54	16,73	N/A	16,63	N/A

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	16,93	N/A	16,90	17,00	17,28	N/A
2	16,67	N/A	16,50	16,65	17,14	N/A
3	16,68	N/A	16,58	16,86	16,72	N/A
4	16,66	N/A	16,46	16,69	16,89	N/A
Moyenne :	16,74	N/A	16,61	16,80	17,01	N/A

A.4.10 Propriétés mesurées du spécimen no. 10

Date d'essai : 10 février 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	8,02	7,81	7,89
2	7,92	7,55	7,83
3	7,76	7,98	7,75
4	7,59	7,56	7,79
Moyenne :	7,82	7,73	7,82

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	16,50	7,90	16,38	8,03	16,47
2	16,52	7,98	16,40	8,04	16,43
3	16,36	7,98	16,35	8,02	17,08
4	16,39	7,98	16,42	8,05	16,50
Moyenne :	16,44	7,96	16,39	8,04	16,62

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	8,15	16,64	7,98	7,85	8,13	16,51
2	8,35	16,47	8,09	7,87	8,06	16,47
3	8,14	16,46	8,01	7,64	8,13	16,41
4	8,24	16,41	7,97	7,50	8,14	16,40
Moyenne :	8,22	16,50	8,01	7,72	8,12	16,45

A.4.11 Propriétés mesurées du spécimen no. 11

Date d'essai : 6 mars 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	7,73	7,80	7,71
2	8,08	7,59	7,79
3	7,59	7,48	7,58
4	7,77	7,40	7,65
Moyenne :	7,79	7,57	7,68

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	9,52	9,50	7,95	9,50	8,13
2	9,65	9,69	7,97	9,65	8,12
3	9,60	9,80	7,99	9,53	8,04
4	9,65	9,82	7,96	9,75	8,10
Moyenne :	9,61	9,70	7,97	9,61	8,10

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	8,27	9,85	8,04	8,57	8,04	9,61
2	8,25	9,65	8,02	8,76	8,14	9,75
3	8,35	9,89	8,01	8,24	8,17	9,78
4	8,30	9,54	7,97	8,36	8,21	9,70
Moyenne :	8,29	9,73	8,01	8,48	8,14	9,71

A.4.12 Propriétés mesurées du spécimen no. 12

Date d'essai : 3 février 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	6,40	6,86	6,63
2	6,44	6,50	6,68
3	6,49	6,73	6,95
4	6,60	6,66	6,66
Moyenne :	6,48	6,69	6,73

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	16,46	8,12	16,40	8,24	16,37
2	16,55	8,13	16,42	8,06	16,33
3	16,40	8,02	16,42	8,01	16,39
4	16,43	8,06	16,39	8,16	16,30
Moyenne :	16,46	8,08	16,41	8,12	16,35

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	8,36	16,69	8,25	8,13	Non-mesurée	17,12
2	8,47	16,46	8,19	8,07	Non-mesurée	16,62
3	8,15	16,43	8,16	8,09	Non-mesurée	16,40
4	8,20	16,50	8,22	8,15	Non-mesurée	16,49
Moyenne :	8,30	16,52	8,21	8,11	Non-mesurée	16,66

A.4.13 Propriétés mesurées du spécimen no. 13

Date d'essai : 18 octobre 2011

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	6,45	6,72	6,31
2	6,69	6,45	6,60
3	6,67	6,66	6,57
4	6,65	6,58	6,79
Moyenne :	6,62	6,60	6,57

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	16,79	8,17	16,34	8,15	16,35
2	16,59	8,17	16,62	8,28	16,37
3	16,27	8,02	16,50	8,05	16,41
4	16,40	8,09	16,57	8,13	16,41
Moyenne :	16,51	8,11	16,51	8,15	16,39

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	t_g (mm)
1	8,57	16,66	8,15	8,45	8,30	16,73
2	8,42	16,67	8,21	8,42	8,29	16,63
3	8,09	16,50	8,12	8,35	8,36	16,49
4	8,14	16,68	8,29	8,28	8,15	16,65
Moyenne :	8,31	16,63	8,19	8,38	8,28	16,63

A.4.14 Propriétés mesurées du spécimen no. 14

Date d'essai : 13 octobre 2011

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue t_{HSS} (mm)	Discontinue (bas) t_{HSS} (mm)	Discontinue (haut) t_{HSS} (mm)
1	6,33	Non-mesurée	Non-mesurée
2	6,46	Non-mesurée	Non-mesurée
3	6,58	Non-mesurée	Non-mesurée
4	6,28	Non-mesurée	Non-mesurée
Moyenne :	6,41	Non-mesurée	Non-mesurée

2. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale continue

Mesure No.	Centre t_g (mm)	Extrémité (bas) t_s (mm) t_g (mm)		Extrémité (haut) t_s (mm) t_g (mm)	
1	16,64	16,44	N/A	16,78	N/A
2	16,44	16,44	N/A	16,33	N/A
3	16,44	16,62	N/A	16,38	N/A
4	16,56	16,46	N/A	16,56	N/A
Moyenne :	16,52	16,49	N/A	16,51	N/A

3. Propriétés mesurées des assemblages de la diagonale discontinue

Mesure No.	Diagonale discontinue du bas			Diagonale discontinue du haut		
	Extrémité (bas) t_s (mm)	Centre t_g (mm)	Centre t_s (mm)	Centre t_s (mm)	Extrémité (haut) t_s (mm)	Extrémité (haut) t_g (mm)
1	16,44	N/A	16,44	16,64	16,43	N/A
2	16,51	N/A	16,72	16,42	16,51	N/A
3	16,52	N/A	16,71	16,34	16,54	N/A
4	16,53	N/A	16,48	16,45	16,77	N/A
Moyenne :	16,50	N/A	16,59	16,46	16,56	N/A

A.4.16 Propriétés mesurées du spécimen no. 16

Date d'essai : 29 mai 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure	Continue		Discontinue (bas)		Discontinue (haut)	
No.	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)
1	8,92	9,91	8,92	10,07	8,87	10,11
2	8,86	9,95	8,85	9,99	8,95	10,06
3	8,87	9,93	8,85	9,97	8,88	10,06
4	8,86	9,89	8,88	9,90	8,91	9,98
Moyenne :	8,88	9,92	8,88	9,98	8,90	10,05

Mesure	b (mm)	d (mm)	b (mm)	d (mm)	b (mm)	d (mm)
1	76	128	127	77	127	77
$t_{pondérée}$:	9,53		9,57		9,62	

2. Épaisseurs mesurées des assemblages des diagonales

Mesure	Diagonale continue			Diagonale discontinue	
	Extrémité (bas)	Centre	Extrémité (haut)	Extrémité (bas)	Extrémité (haut)
No.	t_g (mm)	t_g (mm)	t_g (mm)	t_g (mm)	t_g (mm)
1	7,92	8,09	7,90	7,92	7,91
2	7,97	8,08	7,95	7,96	7,92
3	7,89	8,01	7,92	7,97	7,92
4	7,87	8,07	7,92	8,01	7,98
Moyenne :	7,91	8,06	7,92	7,97	7,93

A.4.17 Propriétés mesurées du spécimen no. 17

Date d'essai : 3 juillet 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue		Discontinue (bas)		Discontinue (haut)	
	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)
1	9,03	9,94	8,90	10,10	8,96	10,33
2	8,90	9,94	8,96	10,14	8,90	10,31
3	8,95	9,95	8,89	10,10	8,87	10,32
4	8,94	9,96	8,90	10,11	8,94	10,35
Moyenne :	8,96	9,95	8,91	10,11	8,92	10,33

Mesure	b (mm)	d (mm)	b (mm)	d (mm)	b (mm)	d (mm)
1	77	126	126	78	126	78
$t_{pondérée}$:	9,57		9,66		9,79	

2. Épaisseurs mesurées des assemblages des diagonales

Mesure No.	Diagonale continue			Diagonale discontinue	
	Extrémité (bas) t_g (mm)	Centre t_g (mm)	Extrémité (haut) t_g (mm)	Extrémité (bas) t_g (mm)	Extrémité (haut) t_g (mm)
1	9,49	9,47	9,46	9,57	9,60
2	9,43	9,53	9,47	9,56	9,54
3	9,50	9,48	9,49	9,56	9,47
4	9,44	9,48	9,44	9,54	9,50
Moyenne :	9,47	9,49	9,47	9,56	9,53

A.4.18 Propriétés mesurées du spécimen no. 18

Date d'essai : 25 mai 2012

1. Propriétés mesurées des profilés

Mesure No.	Continue		Discontinue (bas)		Discontinue (haut)	
	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)	t_{aile} (mm)	$t_{âme}$ (mm)
1	8,98	9,93	8,96	9,93	8,93	9,91
2	8,91	10,08	8,97	9,97	8,96	9,87
3	8,92	9,91	8,87	9,88	8,91	9,89
4	8,84	9,93	8,94	9,89	8,96	9,88
Moyenne :	8,91	9,96	8,94	9,92	8,94	9,89

Mesure	b (mm)	d (mm)	b (mm)	d (mm)	b (mm)	d (mm)
1	77	127	127	77	127	76
$t_{pondérée}$:	9,57		9,55		9,53	

2. Épaisseurs mesurées des assemblages des diagonales

Mesure No.	Diagonale continue			Diagonale discontinue	
	Extrémité (bas) t_g (mm)	Centre t_g (mm)	Extrémité (haut) t_g (mm)	Extrémité (bas) t_g (mm)	Extrémité (haut) t_g (mm)
1	15,90	15,63	16,00	15,80	15,98
2	15,98	15,61	16,01	15,81	16,02
3	15,93	15,59	16,08	15,89	16,08
4	15,72	15,68	15,98	15,97	16,03
Moyenne :	15,88	15,63	16,02	15,87	16,03

ANNEXE A.5 – CALCUL DE RÉSISTANCE DES ASSEMBLAGES

Cette annexe présente de manière plus détaillée le calcul de résistance des assemblages lors de la conception. Le Tableau A.5-1 présente les résistances obtenues pour tous les modes de rupture considérés. La définition des modes de rupture est présenté au Tableau A.5-2 pour les spécimens nos. 1 à 14 et pour les assemblages d'extrémités du spécimen no. 15 (15-HSS-ext.), au Tableau A.5-3 pour les spécimens nos. 16 à 18 et au Tableau A.5-4 pour l'assemblage central du spécimen no. 15 (15-HSS-mil.).

Les équations utilisées pour évaluer les modes de ruptures sont présentées à la section 3.3.2. Les modes de rupture à vérifier pour la majorité des assemblages sont les suivants :

1. la plastification de l'aire brute;
2. la rupture à l'aire nette, incluant l'effet possible du décalage en cisaillement;
3. la rupture en tension et en cisaillement combinés;
4. la rupture par pression diamétrale des boulons;
5. déchirure autour des boulons;
6. la rupture en cisaillement des boulons;
7. la rupture en cisaillement des soudures;
8. la rupture du profilé dans la zone soudée;
9. la rupture des plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures;
10. la déchirure des plaques de transfert en tension et en cisaillement combinés autour des soudures;
11. déchirure autour des soudures.

Tableau A.5-1: Résumé des résistances des assemblages lors de la conception.

No.	T_{fc} (kN)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
1-HSS	1564	0,86	0,96	0,61	0,41	0,43	0,86	0,96	0,61	0,41	0,43	0,91	0,65	0,68	0,84	1,19	0,95	0,87	0,16	0,38
2-HSS	1564	0,86	0,96	0,61	0,41	0,43	0,86	0,96	0,61	0,41	0,43	0,91	0,65	0,68	0,84	1,19	0,95	0,87	0,16	0,38
3-HSS	1564	0,81	0,97	0,50	0,31	0,32	0,81	0,97	0,50	0,31	0,32	0,91	0,65	0,68	0,84	1,23	0,91	0,80	0,11	0,29
4-HSS	1564	0,86	0,96	0,67	0,41	0,43	0,59	0,82	0,45	0,31	0,32	0,91	0,52	0,54	0,67	N/A	N/A	0,74	0,41	0,29
5-HSS	1029	0,79	0,93	0,66	0,45	0,45	0,79	0,93	0,66	0,45	0,45	0,80	0,64	0,67	0,83	1,32	0,94	0,80	0,16	0,36
6-HSS	1029	0,78	0,96	0,58	0,38	0,38	0,78	0,96	0,58	0,38	0,38	0,80	0,64	0,67	0,83	1,35	0,95	0,76	0,15	0,30
7-HSS	1029	0,74	0,92	0,54	0,35	0,32	0,74	0,92	0,54	0,35	0,32	0,89	0,64	0,67	0,83	1,27	0,92	0,75	0,08	0,36
8-HSS	1029	0,63	0,91	0,37	0,22	0,20	0,63	0,91	0,37	0,22	0,20	0,89	0,64	0,67	0,83	1,32	0,95	0,61	0,06	0,23
9-HSS	1029	0,74	0,92	0,54	0,35	0,32	0,74	0,92	0,54	0,35	0,32	0,89	0,64	0,67	0,83	1,27	0,92	0,75	0,08	0,36
10-HSS	686	0,76	1,00	0,72	0,48	0,45	0,76	1,00	0,72	0,48	0,45	0,80	0,71	0,75	0,92	0,97	N/A	0,79	0,21	0,30
11-HSS	686	0,71	0,78	0,79	0,80	0,88	0,57	0,66	0,67	0,48	0,53	0,76	0,71	0,75	0,92	0,97	N/A	0,61	0,13	0,30
12-HSS	998	0,83	0,99	0,64	0,44	0,44	0,83	0,99	0,64	0,44	0,44	0,77	0,62	0,65	0,80	1,17	0,92	0,84	0,17	0,35
13-HSS	348	0,46	0,58	0,38	0,27	0,32	0,46	0,58	0,38	0,27	0,32	0,79	0,45	0,47	0,58	0,77	N/A	0,47	0,12	0,19
14-HSS	348	0,46	0,65	0,36	0,24	0,23	0,46	0,65	0,36	0,24	0,23	0,81	0,57	0,61	0,75	0,98	N/A	0,51	0,08	0,24
15-HSS-ext	1564	0,86	0,99	0,61	0,41	0,37	0,86	0,99	0,61	0,41	0,37	0,70	0,65	0,68	0,84	1,19	0,95	0,87	0,16	0,38
15-HSS-mil.	1564	0,86	0,99	0,94	0,63	0,75	1,29	1,61	1,36	0,95	1,02	0,97	1,06	1,31	0,90	0,87	0,98	0,59	1,18	
16-2L	345	N/A	0,39	0,38	0,21	0,11	0,21	0,45	0,45	0,45	0,45	0,25	0,51	0,44	345	N/A				
17-2L	530	N/A	0,60	0,60	0,32	0,17	0,27	0,70	0,71	0,71	0,57	0,32	0,54	0,67	530	N/A				
18-2L	1421	N/A	1,12	1,15	0,58	0,30	0,44	0,93	0,95	0,96	0,64	0,34	0,53	0,95	0,90	0,91				

Tableau A.5-2: Description des modes de ruptures pour les spécimens nos. 1 à 14 et pour les assemblages d'extrémités du spécimen no. 15 (15-HSS-ext.).

No.	Description des modes de rupture	Référence
1	Plastification aire brute (gousset)	1
2	Rupture à l'aire nette (gousset)	2
3	Rupture en tension-cisaillement (gousset)	3
4	Déchirure autour des boulons (gousset)	5
5	Rupture par pression diamétrale des boulons (gousset)	4
6	Plastification aire brute (plaques)	1
7	Rupture à l'aire nette (plaques)	2
8	Rupture en tension-cisaillement (plaques)	3
9	Déchirure autour des boulons (plaques)	5
10	Rupture par pression diamétrale des boulons (plaques)	4
11	Rupture en cisaillement des boulons	6
12	Rupture en cisaillement des soudures, métal de base (plaques)	7
13	Rupture en cisaillement des soudures, métal de base (HSS)	7
14	Rupture en cisaillement des soudures, métal d'apport	7
15	Rupture du profilé dans la zone soudée	8
16	Rupture du profilé dans la zone soudée (avec plaques de renfort)	8
17	Rupture des plaques de transfert à l'aire nette à la fin des soudures	9
18	Déchirure en tension-cisaillement autour des soudures dans les plaques de transfert	10
19	Déchirure autour des soudures	11

Tableau A.5-3: Description des modes de ruptures pour les spécimens nos. 16 à 18.

No.	Description des modes de rupture	Référence
1	Plastification à l'aire brute (contreventement)	1
2	Rupture à l'aire nette – 1 boulons (contreventement)	2
3	Rupture à l'aire nette – 2 boulons (contreventement)	2
4	Rupture en tension-cisaillement (contreventement)	3
5	Déchirure autour des boulons (contreventement)	5
6	Rupture par pression diamétrale des boulons (contreventement)	4
7	Plastification à l'aire brute (gousset)	1
8	Rupture à l'aire nette – 1 boulons (gousset)	2
9	Rupture à l'aire nette – 2 boulons (gousset)	2
10	Rupture en tension-cisaillement (gousset)	3
11	Déchirure autour des boulons (gousset)	5
12	Rupture par pression diamétrale des boulons (gousset)	4
13	Rupture en cisaillement des boulons	6
14	Rupture à l'aire nette (avec plaques de renfort) – 1 boulon (contreventement)	2 et 8
15	Rupture à l'aire nette (avec plaques de renfort) – 2 boulons (contreventement)	2 et 8

Tableau A.5-4: Description des modes de ruptures pour l'assemblage central du spécimen no. 15 (15-HSS-mil.).

No.	Description des modes de rupture	Référence
1	Plastification à l'aire nette (gousset central)	1
2	Rupture à l'aire nette (gousset central)	2
3	Rupture en tension-cisaillement (gousset central)	3
4	Déchirure autour des boulons (gousset central)	5
5	Rupture par pression diamétrale des boulons (gousset central)	4
6	Plastification à l'aire nette (HSS coupés)	1
7	Rupture à l'aire nette (HSS coupés)	2
8	Rupture en tension-cisaillement (HSS coupés)	3
9	Déchirure autour des boulons (HSS coupés)	5
10	Rupture par pression diamétrale des boulons (HSS coupés)	4
11	Rupture en cisaillement des boulons	6
12	Rupture en cisaillement des soudures, métal de base (HSS)	7
13	Rupture en cisaillement des soudures, métal d'apport	7
14	Rupture du profilé dans la zone soudée (contreventement)	8
15	Rupture du profilé dans la zone soudée (HSS coupés)	8
16	Déchirure en tension-cisaillement autour des soudures dans le HSS de transfert	10
17	Déchirure autour des soudures	11
18	Résistance en cisaillement des parois HSS	N/A

A.5.1 Vérification du spécimen no. 4



École Polytechnique de Montréal
Vérification faite par : Alexandre Gélinas



RÉSISTANCE DES ASSEMBLAGES

Spécimen : 4 Cette feuille de calcul s'applique uniquement pour des assemblages par cornières.
(Spécimen no 4)

1. Informations

1.1. Contreventement

Section : HSS127x127x8.0
A : 3400 mm²
t_{des} : 7,39 mm
r_y : 48,3 mm
d, b : 127 mm

1.2. Acier

F _y :	345 MPa	(HSS)	ASTM A500 gr. C
F _u :	427 MPa	(HSS)	ASTM A500 gr. C
F _y :	350 MPa	(plaque)	CSA G40.21-350W
F _u :	450 MPa	(plaque)	CSA G40.21-350W

1.3. Calcul de l'effort de dimensionnement

Type : MD
R_yF_y : 460 MPa
K : 0,5
L : 6662 mm
 : 0,912 MPa
C_r : 686 MPa
T_r : 1564 kN

1.3. Boul ons

F_{ub} : 825 MPa
Filet inclus : oui

1.4. Soudures

X_e : 490 MPa

1.5. Dimensions géométriques

Cisaillement double m : 2

p	g	e	e _t	e _{np}	d	rang.	col.	D _w	L _w	t _g	t _s	b _g	b _s
(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)			(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)
75	209	50	47,9	38,5	22,23	2	4	10	375	19,05	0	304,8	0

1.6. Dimensions géométriques des cornières

Section : 2L102x76x12 LLBB
A : 4200 mm²
d : 102 mm
b : 76,2 mm
t_{des} : 12,7 mm
e_{t cornière} : 56 mm

F _y :	350 MPa	CSA G40.21-350W
F _u :	450 MPa	CSA G40.21-350W

1.7. Respect des espacements minimum

p min : 66,68 mm	OK	e min : 33,34 mm	OK	e _{np} 2t _g : 38,1 mm	OK
g min : 66,68 mm	OK	e _t min : 28,23 mm	OK		

2. Vérifications de la résistance

(Référence CSA S16-09)

2.1. Gousset

2.2. Cornières dos-à-dos

2.1.1. Plastification

2.2.1. Plastification

A_g : 5806 mm² [12.2]
T_r : 1829 kN 0,855OK [13.2 (a)(i)]

A_g : 8400 mm² [12.2]
T_r : 2646 kN 0,591OK [13.2 (a)(i)]

2.1.2. Cassure à l'aire nette

2.2.2. Cassure à l'aire nette

A_n :	4807 mm ²		[12.3.1 (a)]	A_n :	7068 mm ²		[12.3.1 (a)]
				A_{ne} :	5654 mm ²		[12.3.3.2 (b)]
T_r :	1622 kN	0,964OK	[13.2 (a)(iii)]	T_r :	1908 kN	0,820OK	[13.2 (a)(iii)]
2.1.3. Déchirure en traction-cisaillement				2.2.3. Déchirure en traction-cisaillement			
A_n :	1325 mm ²			A_n :	2845 mm ²		
A_{gv} :	10478 mm ²			A_{gv} :	13970 mm ²		
U_t :	1,0			U_t :	1,0		
T_r :	2333 kN	0,670OK	[13.11]	T_r :	3475 kN	0,450OK	[13.11]
2.1.4. Extraction des boulons				2.2.4. Extraction des boulons			
A_{gv} :	20955 mm ²			A_{gv} :	27940 mm ²		
T_r :	3772 kN	0,415OK	[13.11]	T_r :	5029 kN	0,311OK	[13.11]
2.1.5. Pression diamétrale				2.2.5. Pression diamétrale			
B_r :	3658 kN	0,428OK	[13.12.1.2 (a)]	B_r :	4877 kN	0,321OK	[13.12.1.2 (a)]
2.3. Résistance des boulons en cisaillement				Vérification L			
A_b :	387,9 mm ²			15d :	L :	225 mm	
					15d :	333 mm	Non
V_r :	1721 kN	0,909OK	[13.12.1.2 (c)]	Facteur si oui :	1,00		
2.4. Résistance des soudures en cisaillement				2.4.2. Métal de base (HSS)			
2.4.1. Métal de base (cornières)				A_m :			
A_m :	15000 mm ²			15000 mm ²			
V_r :	3030 kN	0,516OK	[13.13.2.1 (a)]	V_r :	2875 kN	0,544OK	[13.13.2.1 (a)]
2.4.3. Métal d'apport							
A_w :	10605 mm ²						
V_r :	2333 kN	0,670OK	[13.13.2.1 (b)]				
2.5. Résistance du profilé dans la zone hors soudure				e N/A			
2.6. Résistance des cornières à l'aire nette soudée (fin du tube)							
w :				165,5 mm			
i) L	w	x_{barre} :	95,45 mm	:	0,745	A_{n3} :	1567 mm
ii) w > L						A_{n3} :	N/A mm
	A_{n3} :	6267 mm ²					
	A_{ne} :	6267 mm ²	<	8400 mm ²	OK		
	T_r :	2115 kN	0,739OK				
2.7. Déchirure des soudures en tension-cisaillement dans les cornières							
A_n :	1205 mm ²						
A_{gv} :	19050 mm ²						
U_t :	1,0						
T_r :	3836 kN	0,408OK	[13.11]				

2.8. Arrachement des soudures

$A_{gv} : 30000 \text{ mm}^2$

$T_r : 5400 \text{ kN} \quad 0,290OK \quad [13.11]$

A.5.2 Vérification du spécimen no. 11



École Polytechnique de Montréal
Vérification faite par : Alexandre Gélinas



RÉSISTANCE DES ASSEMBLAGES

Spécimen : **11** Cette feuille de calcul s'applique pour les profilés HSS formés de plaques seulement (Spécimens nos 1 à 3, 5 à 14, 15 (assemblages d'extrémités uniquement))

1. Informations

1.1. Contreventement

Section : HSS127x127x8.0

A : 3400 mm²

t_{des} : 7,39 mm

r_y : 48,3 mm

d, b : 127 mm

1.2. Acier

F_y : **345** MPa (HSS) ASTM A500 gr. C

F_u : **427** MPa (HSS) ASTM A500 gr. C

F_y : **350** MPa (plaque) CSA G40.21-350W

F_u : **450** MPa (plaque) CSA G40.21-350W

1.3. Calcul de l'effort de dimensionnement

Type : CCM

R_yF_y : 460 MPa

K : 0,5

L : 6662 mm

: 0,912 MPa

C_r : 686 MPa

T_r : 686,3kN

1.4. Boul ons

F_{ub} : 825 MPa

Filet inclus : non

1.5. Soudures

X_u : 490 MPa

1.6. Dimensions géométriques

Cisaillement double

m : 2

p	g	e	e _t	e _{tp}	d	rang.	col.	D _w	L _w	t _g	t _s	b _g	b _s
(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)			(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)
75	159	50	40,5	40	19,05	2	2	6	200	9,525	7,938	320	240

1.7. Respect des espacements minimum

p min : 57,15 mm OK e min : 28,58 mm OK e_{tp} 2t_g : 19,05 mm OK
g min : 57,15 mm OK e_t min : 25,05 mm OK

2. Vérifications de la résistance (Référence CSA S16-09)

2.1. Gousset

2.1.1. Plastification

A_g : 3048 mm² [12.2]

T_r : 960,1 kN 0,715OK [13.2 (a)(i)]

2.1.2. Cassure à l'aire nette

A_n : 2609 mm² [12.3.1 (a)]

T_r : 881 kN 0,779OK [13.2 (a)(iii)]

2.1.3. Déchirure en traction-cisaillement

A_n : 1295 mm²

A_{gv} : 2381 mm²

U_t : 1,0

T_r : 865,7 kN 0,793OK [13.11]

2.2. Plaques de transfert

2.2.1. Plastification

A_g : 3810 mm² [12.2]

T_r : 1200 kN 0,572OK [13.2 (a)(i)]

2.2.2. Cassure à l'aire nette

A_n : 3078 mm² [12.3.1 (a)]

T_r : 1039 kN 0,661OK [13.2 (a)(iii)]

2.2.3. Déchirure en traction-cisaillement

A_n : 920 mm²

A_{gv} : 3969 mm²

U_t : 1,0

T_r : 1025 kN 0,670OK [13.11]

2.1.4. Extraction des boulons

$A_{gv} : 4763 \text{ mm}^2$
 $T_r : 857 \text{ kN} \quad 0,801\text{OK} \quad [13.11]$

2.2.4. Extraction des boulons

$A_{gv} : 7938 \text{ mm}^2$
 $T_r : 1429 \text{ kN} \quad 0,480\text{OK} \quad [13.11]$

2.1.5. Pression diamétrale

$B_r : 784 \text{ kN} \quad 0,876\text{OK} \quad [13.12.1.2 (a)]$

2.2.5. Pression diamétrale

$B_r : 1306 \text{ kN} \quad 0,525\text{OK} \quad [13.12.1.2 (a)]$

2.3. Résistance des boulons en cisaillement

$A_b : 285,0 \text{ mm}^2$
 $V_r : 903 \text{ kN} \quad 0,760\text{OK} \quad [13.12.1.2 (c)]$

Vérification L 15d : L : 75 mm
 15d : 286 mm Non
 Facteur si oui : 1,00

2.4. Résistance des soudures en cisaillement

2.4.1. Métal de base (plaques de transfert)

$A_m : 4800 \text{ mm}^2$
 $V_r : 970 \text{ kN} \quad 0,708\text{OK} \quad [13.13.2.1 (a)]$

2.4.2. Métal de base (HSS)

$A_m : 4800 \text{ mm}^2$
 $V_r : 920 \text{ kN} \quad 0,746\text{OK} \quad [13.13.2.1 (a)]$

2.4.3. Métal d'apport

$A_w : 3394 \text{ mm}^2$
 $V_r : 746 \text{ kN} \quad 0,919\text{OK} \quad [13.13.2.1 (b)]$

2.5. Résistance du profilé dans la zone hors soudure

2.5.1. Résistance à l'aire nette soudée du tube

	<u>Côté 1 (court si m=1)</u>	<u>Côté 2 (long si m=1)</u>	
	w : 210,8 mm	w : 210,8 mm	
i) $L_w \leq 2w$	$A_{n2} : \text{N/A mm}^2$	$A_{n2} : \text{N/A mm}^2$	[12.3.3.3 (b)]
ii) $2w > L_w$	$A_{n2} : \text{N/A mm}^2$	$A_{n2} : \text{N/A mm}^2$	[12.3.3.3 (b)]
iii) $w > L_w$	$A_{n2} : 1109 \text{ mm}^2$	$A_{n2} : 1109 \text{ mm}^2$	[12.3.3.3 (b)]

$A_{ne} : 2217 \text{ mm}^2$
 $T_r : 710 \text{ kN} \quad 0,967\text{OK}$

2.5.2. Ajout de plaques de renfort (si requis)

2.5.2.1. Dimensions géométriques

$b_{cp} : 0 \text{ mm}$ $b_{cp \max} : \text{mm}$
 $t_{cp} : 0 \text{ mm}$
 $L_{cp} : 0 \text{ mm}$ $L_{cp \min} : \text{mm}$ $L_{cp \max} : \text{mm}$
 $L_{cp \text{ total}} : 0 \text{ mm}$
 $D_{w \text{ cp}} : 0 \text{ mm}$
 $F_{u \text{ cp}} : 450 \text{ MPa}$

2.5.2.2. Résistance du tube avec les plaques de renfort

$A_{cp} : 0 \text{ mm}^2$

Côté 1 (court si m=1)

$w_1 : 127 \text{ mm}$

Côté 2 (long si m=1)

$w_1 : 127 \text{ mm}$ (paroi verticale)

x_1 :	45,61 mm	x_1 :	45,61 mm	
w_2 :	41,91 mm	w_2 :	41,91 mm	(paroi horizontale)
x_2 :	20,96 mm	x_2 :	20,96 mm	
x_{cp} :	49,3 mm	x_{cp} :	49,3 mm	
$x_{barre\ 1}$:	mm	$x_{barre\ 2}$:	mm	
$_1$:	0	$_2$:	0	

T_r : kN

2.5.2.3. Résistance des soudures

T_f : kN

1) Métal de base

V_r : kN [13.13.2.1 (a)]

2) Métal d'apport

V_r : kN [13.13.2.1 (b)]

2.6. Résistance des plaques de transfert à l'aire nette soudée (fin du tube)

2.6.1. Portion comprise entre les cordons de soudure (pour une plaque)

w : 127,0 mm

i) $L_w \leq w$ A_{n2} : N/A mm² [12.3.3.3]

ii) $2w > L_w$ A_{n2} : 900,9 mm² [12.3.3.3]

iii) $w > L_w$ A_{n2} : N/A mm² [12.3.3.3]

2.6.2. Portion supportée par un seul cordon de soudure (pour une plaque)

w : 56,5 mm (pour un côté)

i) $L_w \leq w$ x_{barre} : 28,25 mm : 0,859 A_{n3} : 385,1 mm

ii) $w > L_w$ A_{n3} : N/A mm

A_{n3} : 770,2 mm²

2.6.3. Résistance

A_{ne} : 3342 mm² < 3810 mm² OK

T_r : 1128 kN 0,608OK

2.7. Déchirure des soudures en tension-cisaillement dans les plaques de transfert

A_n : 12228 mm²

A_{gv} : 6350 mm²

U_t : 1,0

T_r : 5270 kN 0,130OK [13.11]

2.8. Arrachement des soudures

A_{gv} : 12700 mm²

T_r : 2286 kN 0,300OK [13.11]

ANNEXE A.6 – VALIDATION DE L'EXPÉRIMENTATION

Cette annexe présente une validation des données expérimentales recueillies. La section traite notamment de la méthode d'acquisition des efforts, du comportement du cadre et de la comparaison des déplacements hors-plan mesurées selon les deux méthodes utilisées.

A.6.1 Méthode d'acquisition des efforts

Les efforts présentés dans ce mémoire ont été obtenus par la méthode de la poutre supérieure (MPS). De plus, afin de valider la MPS, les efforts ont également été obtenus pour certains spécimens, par des jauges de déformations installées sur les diagonales de ces spécimens. Au total, cinq spécimens ont été jaugés, soient les spécimens nos. 3, 4, 13, 16 et 17. Ces deux méthodes sont décrites en détails à la section 3.2.5.2. Cette section compare donc principalement les deux méthodes d'acquisition des efforts. Une discussion a déjà été brièvement entamée à la section 4.2.

On présente l'effort requis pour déplacer le cadre à vide, la comparaison des hystérésis pour les deux méthodes de mesure, les hystérésis non-modifiées, les hystérésis modifiées et finalement, une discussion sur la validité des efforts utilisés.

A.6.1.1 Effort requis pour déplacer le cadre à vide

Pour déplacer le cadre sans contreventement, il est nécessaire d'imposer un certain effort de cisaillement. Il est important de posséder des informations quant à la friction dans le cadre à vide puisque selon la MPS, il est assumé que toute la force appliquée par les vérins est conservée et reprise par les diagonales de contreventement. Évidemment, cette hypothèse est fausse compte tenu de la friction dans le cadre qui est causée notamment par :

- les imperfections dans les rotules à la base des colonnes;
- les défauts d'alignement des colonnes et des poutres;
- la friction entre les colonnes et les éléments stabilisateurs;
- la friction entre la poutre supérieure et les éléments stabilisateurs de celle-ci;
- la rotation dans les assemblages;
- les effets de cadre rigides (lorsque les diagonales sont installées).

À cet effet, le cadre a été soumis aux protocoles de chargement de type CC et de type MD pour évaluer l'effort requis par les vérins pour imposer les déplacements de ces protocoles. Les deux protocoles ont été appliqués pour comparer également l'influence de la vitesse de chargement. Ainsi, on rappelle que la vitesse de chargement pour le protocole de type CC est de 0,30 mm/s et de 0,40 mm/s pour le protocole de type MD. Les résultats obtenus sont présentés à la Figure A.6-1.

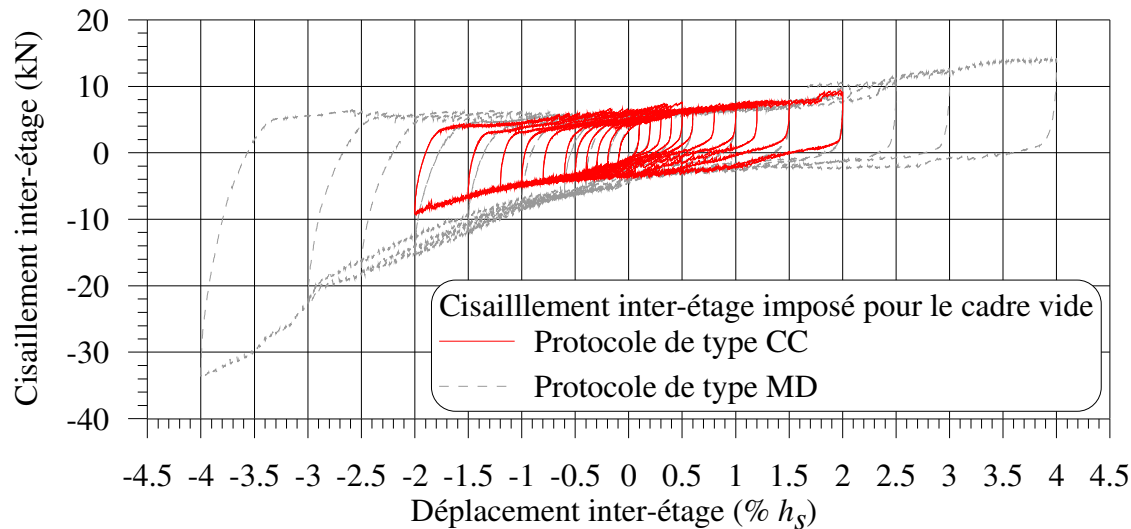


Figure A.6-1: Effort de cisaillement imposé pour le déplacement du cadre à vide.

On peut d'abord constater sur la figure ci-dessus que le cisaillement requis pour déplacer le cadre dépend du déplacement inter-étage imposé. Ce phénomène peut être expliqué par le fait que les éléments entrent en butées les uns contre les autres à mesure que le déplacement imposé augmente. De plus, pour des déplacements négatifs, le cisaillement requis est plus important que pour des déplacements positifs. À cet effet, l'effort requis pour imposer le déplacement maximal du protocole de type CC de 2,0% h_s n'a pas dépassé ± 10 kN. Dans le cas du protocole de type MD, l'effort requis a varié entre 15 kN à -35 kN pour des déplacements de 4,0% h_s . Cependant, dans tous les essais réalisés, aucun contreventement n'a survécu à un déplacement supérieur à 2,0% h_s . Dans ce cas, l'effort de cisaillement varie entre -15 kN et 10 kN. Ces résultats montrent, par conséquent, que la friction pure du cadre a peu d'influence sur les charges atteintes lors des essais. Il faut toutefois nuancer les résultats présentés. En ajoutant les contreventements, la friction dans le cadre augmentera. Il se produira alors un phénomène de cadre rigide aux

extrémités, ce qui n'a pas été pris en compte lors de cet essai. Néanmoins, ce test a permis d'obtenir une idée de la friction dans le cadre lorsque celui-ci est vide.

A.6.1.2 Comparaisons des hystérésis pour les deux méthodes de mesure

Les graphiques ci-dessous (Figures A.6-2 à A.6-6) illustrent les hystérésis des efforts pour les cinq spécimens jaugés, soit pour les spécimens nos. 3, 4, 13, 16 et 17. Dans chacun de ces graphiques, on retrouve les efforts obtenus selon la méthode de la poutre supérieure (MPS), les efforts acquis par les jauges sur les spécimens et l'erreur entre les efforts obtenus selon la MPS et les efforts obtenus par les jauges. Pour chaque spécimen, cinq graphiques sont présentés, soit le cisaillement inter-étage, le cisaillement inter-étage modifié, les efforts dans la diagonale continue, les efforts modifiés dans la diagonale continue et les efforts dans la diagonale discontinue. À cet effet, une discussion sur les efforts non-modifiés est présentée à la section A.6.1.3 et une seconde discussion sur les efforts modifiés est présentée à la section A.6.1.4.

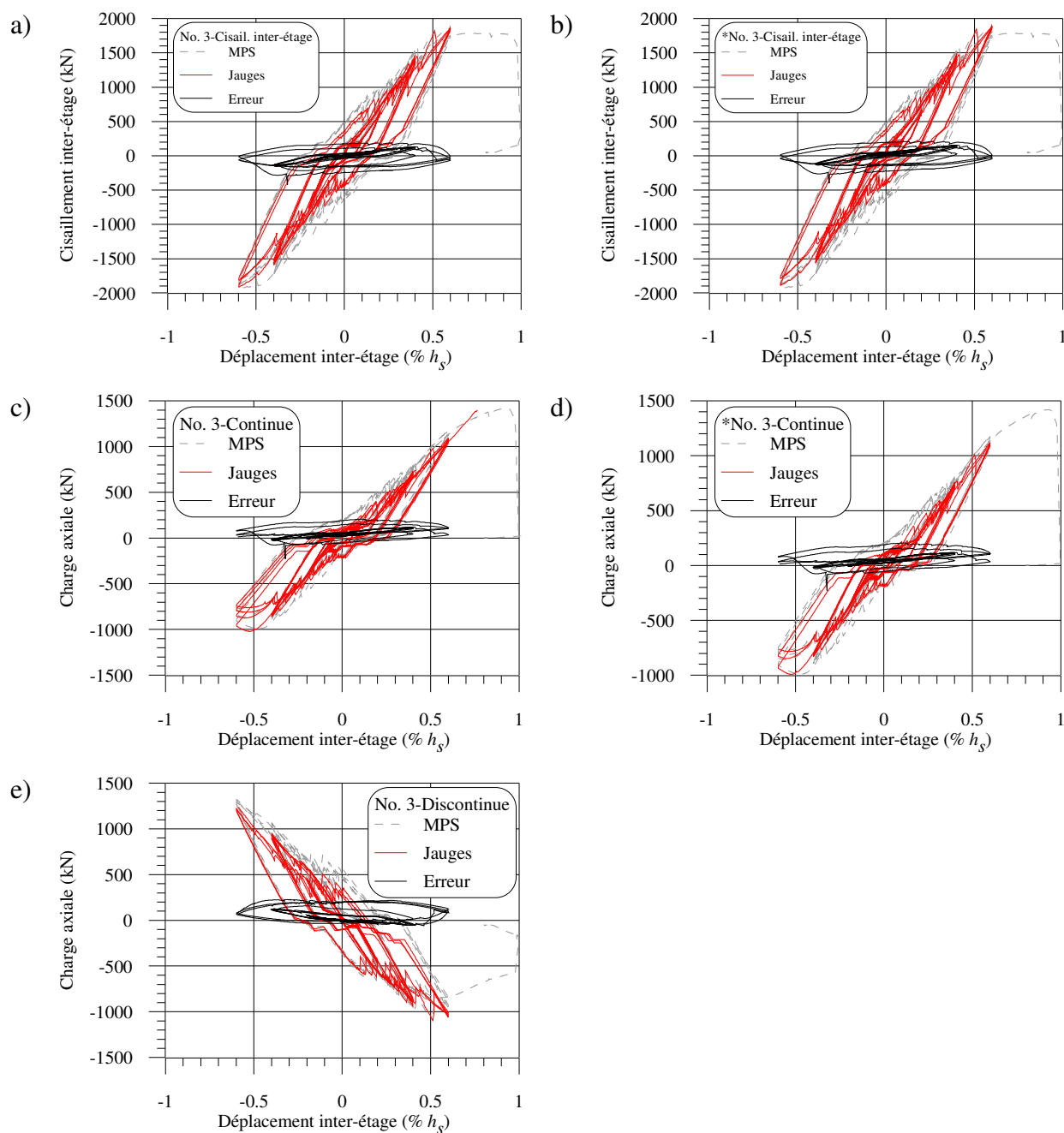


Figure A.6-2: Comparaisons entre les deux méthodes d'acquisition des efforts pour le spécimen no. 3.

* Les hystérésis sont modifiées (voir section A.6.1.4).

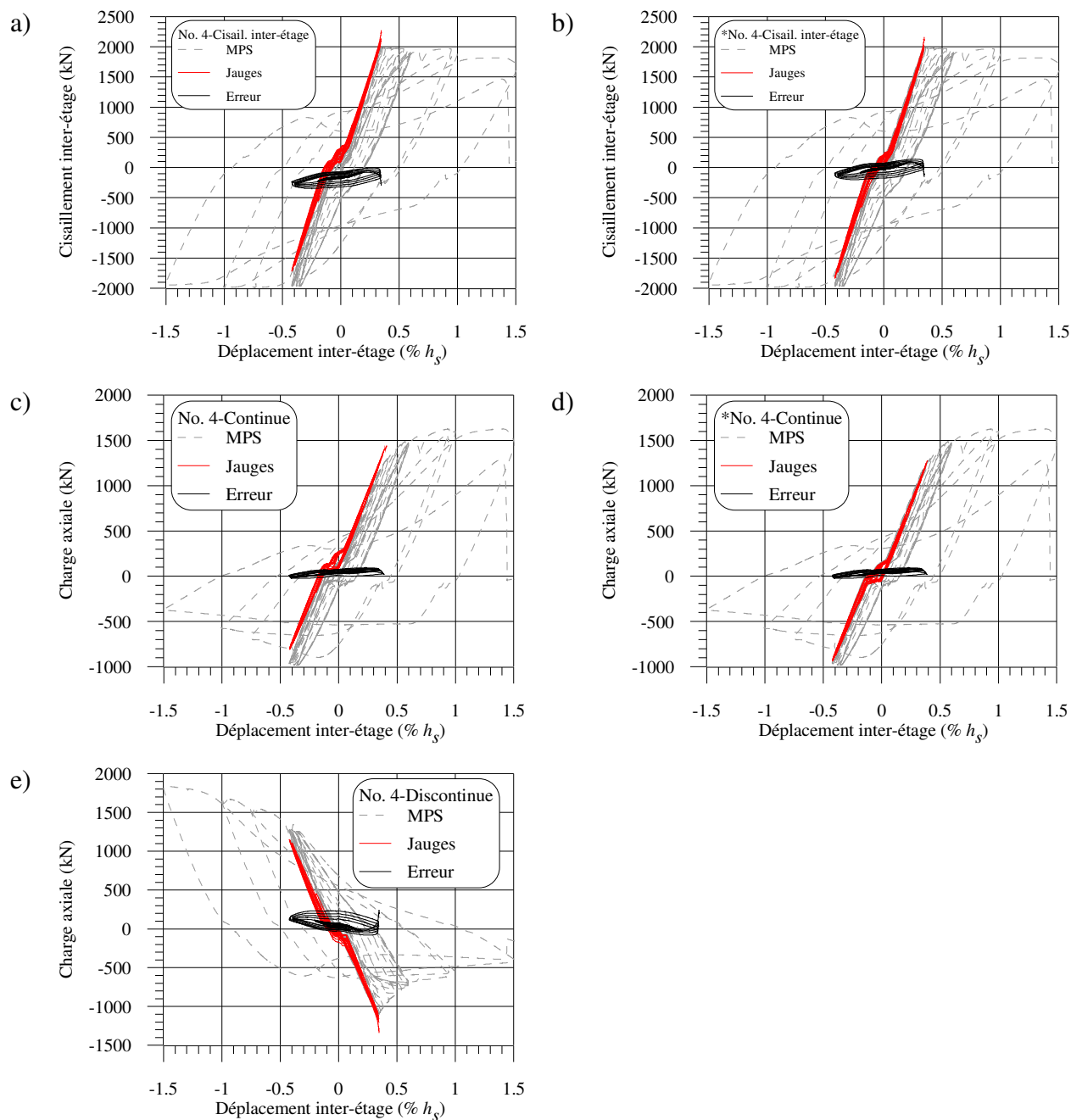


Figure A.6-3: Comparaisons entre les deux méthodes d'acquisition des efforts pour le spécimen no. 4.

* Les hystérésis sont modifiées (voir section A.6.1.4).

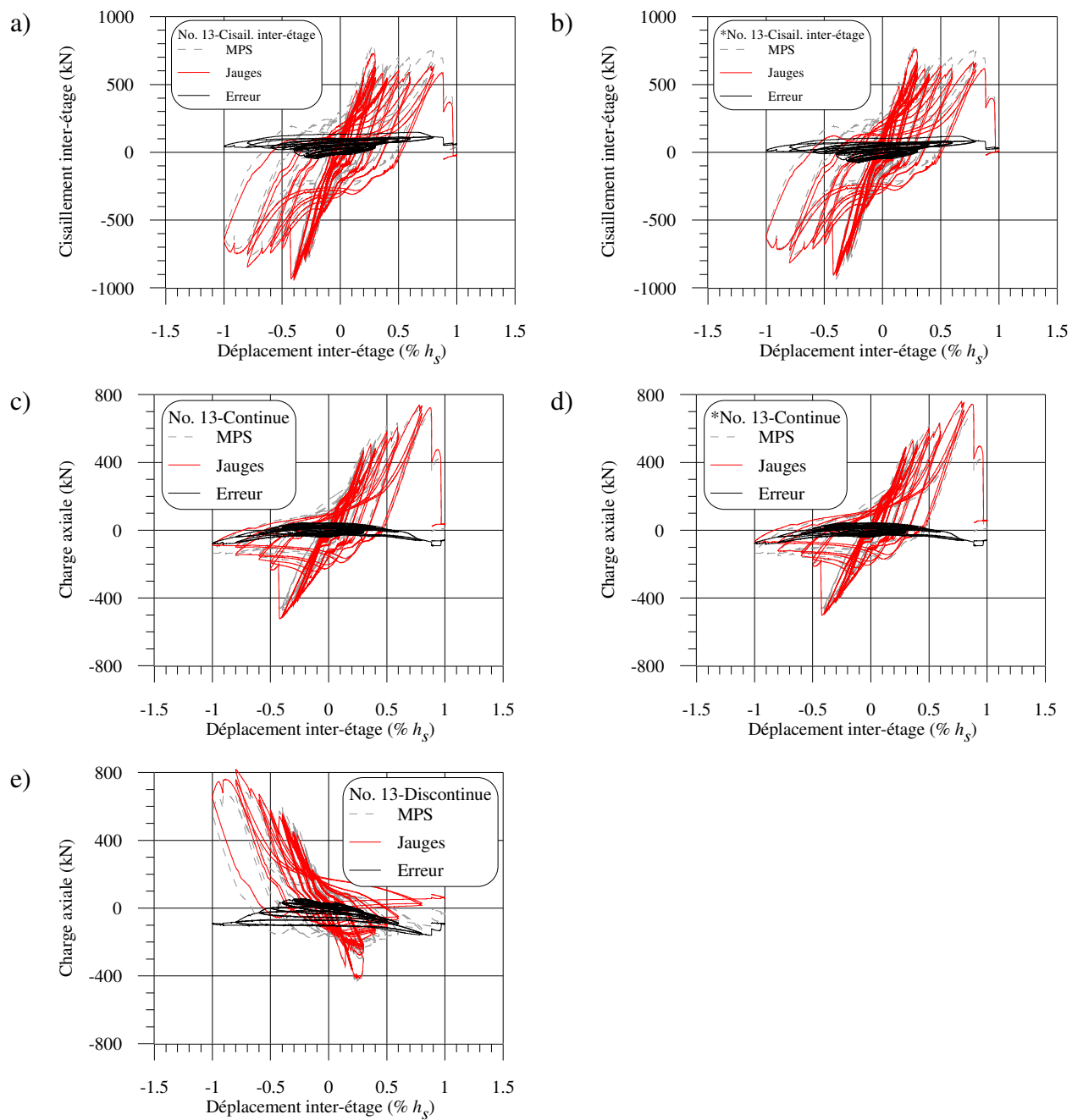


Figure A.6-4: Comparaisons entre les deux méthodes d'acquisition des efforts pour le spécimen no. 13.

* Les hystérésis sont modifiées (voir section A.6.1.4).

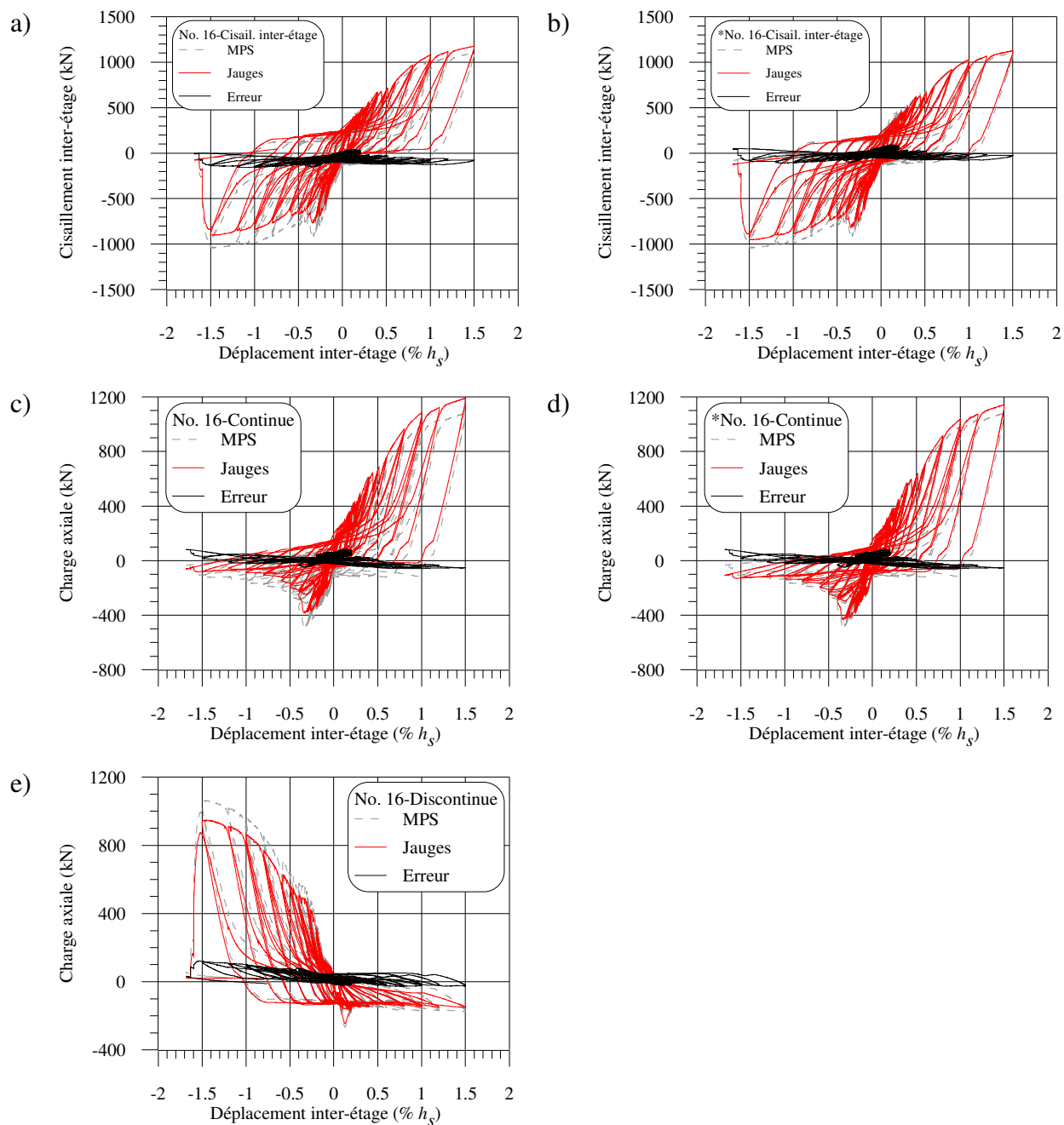


Figure A.6-5: Comparaisons entre les deux méthodes d'acquisition des efforts pour le spécimen no. 16.

* Les hystérésis sont modifiées (voir section A.6.1.4).

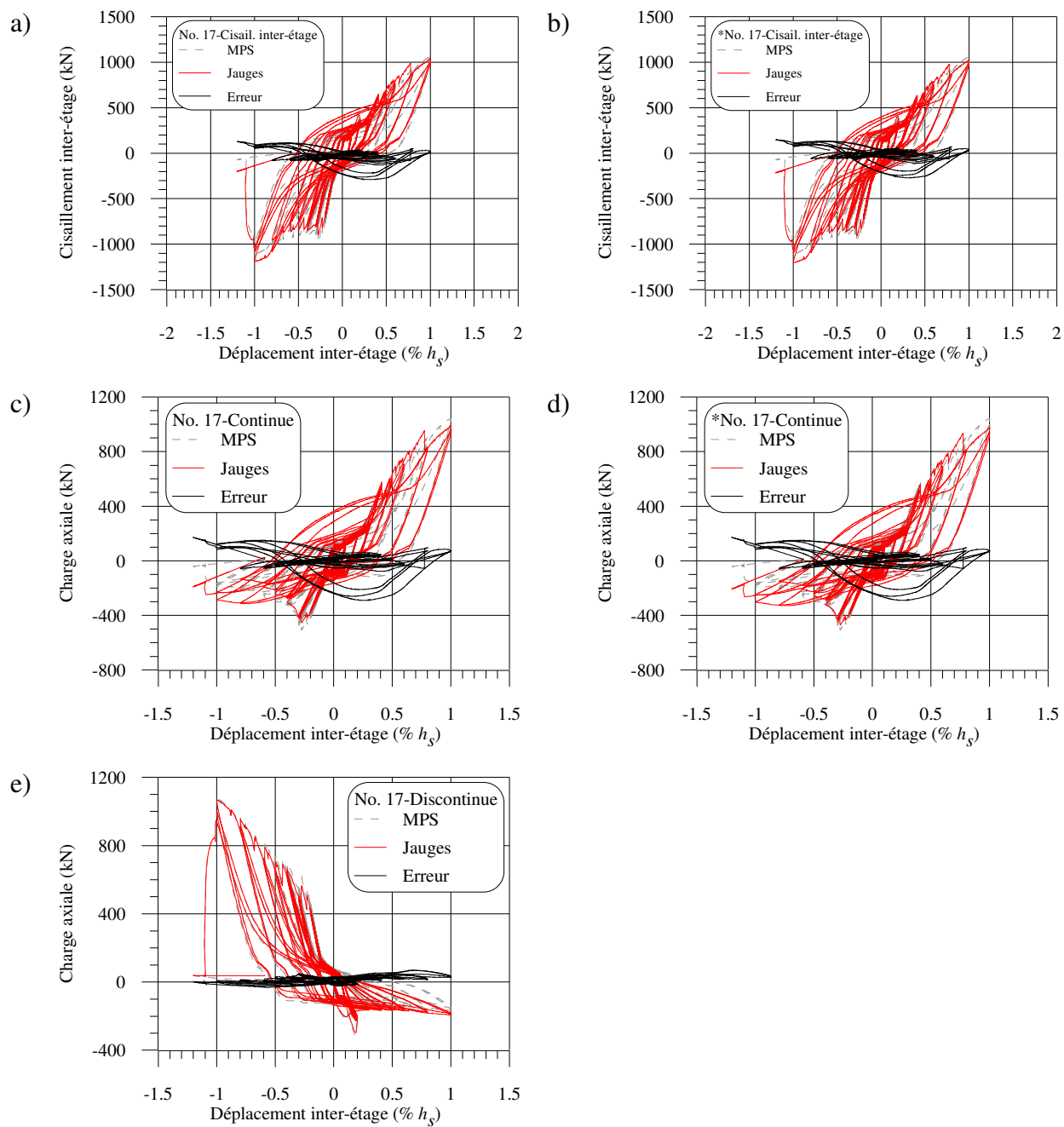


Figure A.6-6: Comparaisons entre les deux méthodes d'acquisition des efforts pour le spécimen no. 17.

* Les hystérésis sont modifiées (voir section A.6.1.4).

A.6.1.3 Hystérésis non-modifiées

Cette section traite essentiellement des hystérésis non-modifiés, soit les lettres a, c et e des Figures A.6-2 à A.6-6. Pour tous les spécimens, il y a une différence entre les efforts mesurés par la MPS et par ceux obtenus par les jauges de déformations sur les spécimens.

D'abord, on considère que l'effort mesuré par les vérins est exact. Cet effort représente le cisaillement inter-étage selon la MPS. On considère dans la MPS que ce cisaillement est repris entièrement par les deux diagonales. Cette hypothèse est évidemment inexacte, en raison de la friction dans le cadre. On a montré précédemment que la friction du cadre à vide est négligeable. La friction qui se développe dans le cadre avec le contreventement sera toutefois plus importante. On s'attend par conséquent à ce que les efforts obtenus par la MPS soient supérieurs aux efforts obtenus par les jauges de déformations sur les spécimens.

Pour le spécimen no. 3, les efforts acquis par la MPS sont légèrement supérieurs que les efforts acquis par la méthode des jauges, pour la diagonale continue et pour la diagonale discontinue. De façon similaire, le cisaillement inter-étage obtenu par la MPS est supérieur au cisaillement inter-étage obtenu par les jauges positionnées sur les diagonales. On peut constater que les formes des hystérésis selon les deux méthodes sont relativement similaires, suggérant que les deux méthodes ont permis d'obtenir des efforts similaires dans les diagonales.

Pour le spécimen no. 4, l'acier situé sous les jauges de déformation sur les diagonales s'est plastifié sous des déplacements inter-étage relativement faibles. Par conséquent, les hystérésis obtenues selon cette méthode sont relativement petits. On peut remarquer que les pentes des courbes sont relativement similaires pour les deux méthodes et pour les deux diagonales. Il y a toutefois un décalage entre les efforts obtenus selon la MPS et par la méthode des jauges de déformation sur les spécimens. Ce phénomène s'observe pour la diagonale continue (Figure A.6-3c). Ce décalage a également eu une influence sur l'hystérésis du cisaillement inter-étage (Figure A.6-3a). Les efforts obtenus dans la diagonale discontinue semblent coïncidés entre les deux méthodes et aucune translation verticale n'a été observée. Par ailleurs, on peut observer que les efforts obtenus par les jauges dépassent les efforts obtenus par la MPS au niveau du cisaillement inter-étage pour un déplacement inter-étage positif. On considère alors que ce comportement est impossible, car le cisaillement imposé par les vérins correspond à l'hystérésis de la MPS. La

raison pour laquelle il y a un décalage vertical est que des efforts initiaux ont été introduits dans la diagonale durant l'installation. On discute de cet aspect plus en détails à la section A.6.1.4.

Pour le spécimen no. 13, les deux méthodes d'acquisition des efforts donnent des hystérésis ayant des formes relativement similaires. On note notamment que la pente de l'écart est pratiquement nulle quant au cisaillement inter-étage (Figure A.6-4a) et aux efforts dans la diagonale continue (Figure A.6-4c). On note également une translation verticale dans les hystérésis de la diagonale continue et du cisaillement inter-étage, liée à nouveau à l'installation des diagonales. On peut également noter que les efforts captés lors du flambement pour les deux diagonales sont très similaires.

Pour le spécimen no. 16, on note à nouveau, un décalage vertical entre les hystérésis. Dans ce cas, il s'agit d'une translation verticale négative. On peut observer que le cisaillement inter-étage obtenu par les jauges est supérieur aux efforts de cisaillement obtenu par la MPS, ce qui n'est pas possible également. Il en est de même pour les efforts obtenus par la diagonale continue. Au niveau de la diagonale discontinue, la corrélation entre les deux méthodes est bonne et les efforts obtenus sont similaires pour les deux méthodes, particulièrement en compression. Les efforts atteints en tension sont supérieurs par la MPS, comparativement à ceux obtenus par la méthode des jauges.

Finalement, pour le spécimen no. 17, la corrélation entre les méthodes d'acquisition est pratiquement parfaite au niveau de la diagonale discontinue. Au niveau de la diagonale continue, des écarts importants surviennent lors du déchargement de la diagonale en tension, mais les efforts atteints maximums entre les deux méthodes sont similaires. À nouveau, un léger décalage vertical est survenu dans les hystérésis du cisaillement inter-étage et de la diagonale continue.

A.6.1.4 Hystérésis modifiées

En comparant les méthodes d'acquisition des efforts dans les diagonales, on a observé une translation verticale des efforts entre les deux méthodes. Cet écart provient en fait de la méthode d'installation des diagonales au laboratoire. Tel que décrit au chapitre 3 (section 3.5.2), la diagonale continue était d'abord installée, sans serrer les boulons. Par la suite, la diagonale discontinue du haut était installée. Dans ce cas, il était généralement nécessaire de déplacer le cadre pour être en mesure d'installer la membrure. La diagonale continue était généralement tendue lors de cette opération. Une fois la diagonale discontinue du haut installée, la diagonale

discontinue du bas était installée. À nouveau, le cadre devait être ajusté légèrement pour pouvoir installer cette diagonale. Une fois les membrures installées, il n'était généralement pas nécessaire de déplacer à nouveau le cadre, ou si c'était le cas, le déplacement requis était très faible. Par conséquent, on peut penser que la diagonale continue et la diagonale discontinue du haut avaient des efforts initiaux. Aucun effort initial n'était introduit dans la diagonale discontinue du bas. Ainsi, les translations verticales observées résultent des opérations d'installation des diagonales. Il s'agit généralement d'une force de précontrainte d'introduite dans la diagonale continue, mais il peut également s'agir d'un effort de compression introduit dans la diagonale.

Afin de comparer les efforts selon les deux méthodes, les forces de précontraintes ont été retirées dans la méthode des jauges pour la diagonale continue. Pour ce faire, on a tracé une droite de régression linéaire ($y = mx + b$) décrivant l'erreur entre les deux méthodes pour les hystérésis de la diagonale continue. Les équations des erreurs sont présentées au Tableau A.6-1. Dans ces équations, l'erreur est exprimée en kN et la variable x correspond au déplacement inter-étage, exprimé en % h_s . La pente représente la variation de l'erreur en fonction du déplacement inter-étage. Bien que ces pentes puissent être élevées, la variation est faible, car les valeurs de x varient entre 0,1 et 1,7. Par ailleurs, ces pentes représentent l'erreur de manière linéaire, bien que l'erreur réelle soit cyclique. Le paramètre le plus important est l'ordonnée à l'origine (b), car en inversant le signe de cette valeur, on obtient l'effort introduit dans la diagonale continue. Les efforts initiaux dans la diagonale continue sont donc de -28 kN, 126 kN, -21 kN, -48 kN et de -16 kN pour les spécimens nos. 3, 4, 13, 16 et 17. À l'exception du spécimen no. 4, les efforts initiaux sont généralement faibles comparativement aux charges maximales atteintes en tension (T_{ue}) dans la diagonale continue, soit de 2,0%, 7,7%, 2,9%, 4,4% et 1,5% pour les spécimens nos. 3, 4, 13, 16 et 17, respectivement.

Tableau A.6-1: Droites de régression linéaires de l'erreur entre les méthodes d'acquisition des forces.

No.	Droites de régression linéaires de l'erreur (kN)	Effort introduit dans la diagonale continue (kN)
3	$Erreur = 44x + 28$	-28
4	$Erreur = 85x - 126$	126
13	$Erreur = -11x + 21$	-21
16	$Erreur = -23x - 48$	48
17	$Erreur = -43x - 16$	16

On fait alors subir une translation verticale de l'hystérésis de la diagonale continue, ce qui modifie également l'hystérésis du cisaillement inter-étage. Les graphiques dont les hystérésis sont modifiées correspondent aux lettres b et d et ils ont un astérisque (*). En décalant les hystérésis obtenues par les jauges, on obtient pour tous les spécimens un meilleur ajustement des hystérésis, particulièrement quant aux efforts maximaux atteints en tension et lors du flambement.

Pour les besoins du projet, il est particulièrement important d'obtenir une évaluation fiable des efforts de flambement. Le Tableaux A.6-2 présente les efforts de flambement obtenus selon les deux méthodes d'acquisition des efforts pour la diagonale continue. Les efforts de flambement modifiés sont également présentés. L'erreur est obtenu est faisant la différence entre $C_{ue\ MPS}$ et $C_{ue\ jauges}$. L'erreur a également été normalisée par $C_{ue\ MPS}$. La moyenne de ces erreurs est présentée et celle-ci est exprimée en valeur absolue. D'abord, pour les diagonales continues, l'erreur moyenne en valeur absolue entre les deux méthodes est de 12,7%, les erreurs variant entre 3,0% et 21,6%. En retirant l'effort initial à l'effort de flambement obtenu par les jauges pour la diagonale continue, l'erreur moyenne devient égale à 6,1% et les erreurs varient alors entre 0,2% et 11,9%. L'erreur entre les deux méthodes est nettement réduite en ajustant les hystérésis pour tenir compte de l'effort introduit lors de l'installation.

Tableau A.6-2: Évaluation des charges de flambement pour les diagonales continues.

No.	Efforts mesurés				Efforts modifiés			
	$C_{ue\ MPS}$ (kN)	$C_{ue\ jauges}$ (kN)	Erreur (kN)	Erreur/ $C_{ue\ MPS}$ (%)	$C_{ue\ MPS}$ (kN)	$C_{ue\ jauges}^*$ (kN)	Erreur (kN)	Erreur/ $C_{ue\ MPS}$ (%)
3	-990	-1020	30	-3,0	-990	-992	2	-0,2
4	-984	-804	-181	18,3	-984	-930	-55	5,5
13	-474	-523	49	-10,3	-474	-501	28	-5,8
16	-490	-384	-106	21,6	-490	-431	-58	11,9
17	-507	-454	-53	10,4	-507	-470	-37	7,3
Moyenne (abs.) :	12,7				6,1			

Le Tableau A.6-3 présente les charges de flambement pour les diagonales discontinues pour les deux méthodes d'acquisition des efforts. En évaluant les charges de flambement pour les diagonales discontinues, on obtient une valeur d'erreur moyenne de 8,6% pour laquelle les erreurs varient entre 4,1% et 19,1%. L'effort de flambement obtenu par les jauges ($C_{ue\ jauges}$) du spécimen no. 4 semble toutefois élevé. En effet, si on observe la Figure A.6-3e, on constate qu'il y a un segment linéaire qui ne suit pas la pente élastique et semble donner une charge plus élevée. Par une vérification dans les données numériques, on constate que ce changement de pente survient à un effort de -1200 kN. Si on admet que la charge de flambement donnée par les jauges est plutôt de -1200 kN au lieu de -1340 kN, l'erreur entre les deux méthodes devient alors de 75 kN, représentant alors une erreur de 6,1%. En employant cette erreur, la moyenne des erreurs devient alors de 6,1% au lieu de 8,6%.

Tableau A.6-3: Évaluation des charges de flambement pour les diagonales discontinues.

No.	Efforts mesurés			
	$C_{ue\ MPS}$ (kN)	$C_{ue\ jauges}$ (kN)	Erreur (kN)	Erreur/ $C_{ue\ MPS}$ (%)
3	-1028	-1094	67	-6,5
4	-1125	-1340 (-1200)	215 (75)	-19,1 (-6,1)
13	-433	-415	-18	4,1
16	-266	-245	-21	8,0
17	-313	-296	-17	5,3
				8,6
Moyenne (abs.) :				(6,1)

A.6.1.5 Discussion sur la validité des efforts utilisés

On a démontré dans cette annexe que des efforts initiaux sont introduits dans les diagonales durant l'installation du contreventement. Ces forces qui sont réellement présentes dans les diagonales sont omises lorsque l'on utilise la méthode MPS. Cette erreur sur les efforts peut être positive ou négative selon le signe de l'effort initial qui a été introduit dans les diagonales et le signe de l'effort qui est calculé. De plus, les efforts obtenus de la méthode MPS sont également faussés par la friction qui se développe par frottement dans le cadre d'essais. On a également montré que la friction du cadre à vide était négligeable.

Pour l'ensemble du projet, les efforts obtenus par la MPS ont été employés. Au niveau des efforts de flambement, les erreurs moyennes entre les deux méthodes sont de 12,1 % (en conservant l'effort initial dans la diagonale continue), de 6,1% pour la diagonale continue (en ajustant les forces dans la diagonale continue) et de 6,1% pour la diagonale discontinue. On peut donc penser que ces erreurs, représentent principalement la différence en friction dans le cadre. Ces écarts sont acceptables pour le niveau de précision généralement attendu en génie civil.

Évidemment, les efforts obtenus par la lecture des jauges de déformation sont probablement plus exacts. Ils représentent plus précisément l'effort qui agissait dans la diagonale. Toutefois, la MPS représente d'avantage le type de système qu'un ingénieur dans la pratique dispose. En effet, lors de la conception d'une structure, celle-ci se fait en omettant les efforts initiaux qui seront présents

dans les diagonales. Ainsi, les efforts obtenus par la MPS représentent davantage les efforts qui sont attendus et qui peuvent être calculés.

Pour produire des modèles de calcul numérique, il peut être plus avantageux de travailler avec les efforts obtenus par les jauges, afin de recréer le comportement réel de la structure. Par conséquent, il aurait été nécessaire de jauger chacun des spécimens et de mesurer l'effort initial introduit dans les diagonales lors de l'installation. Par contre, les efforts obtenus des jauges ne sont valables uniquement que dans la plage des déformations élastiques et les efforts dans les diagonales ne peuvent plus être obtenus des jauges après le flambement de la diagonale ou la plastification de l'acier en traction.

En conclusion, les efforts présentés dans le mémoire selon la MPS sont tout de même adéquat. Les équations et les recommandations qui en découleront tiennent donc compte de cette incertitude qui existe quant aux efforts initiaux introduits dans les diagonales lors de l'installation de la structure. Il faut réaliser que les erreurs sur les efforts dans les diagonales qui sont engendrées par les forces induites lors du montage et par le frottement lors de l'essai se retrouvent également toutes les deux dans les structures réelles. Les mêmes incertitudes quant aux efforts qui sont réellement présents dans les membrures à un niveau de déformation donnée existent aussi dans toutes les structures et les mesures effectuées dans ce programme d'essais reflètent ainsi cette situation.

A.6.2 Comportement du cadre

Cette section illustre le comportement du cadre lors des essais. On traite entre autres du déplacement latéral du cadre, des mouvements enregistrés de la poutre supérieure et du déplacement vertical relatif des poutres.

A.6.2.1 Déplacement latéral du cadre

Le déplacement du cadre a été contrôlé par des cordes de contrôles de 5 m de longueur, tel que décrit au chapitre 3 (section 3.2.5.1). Cette méthode avait pour but de rendre les déplacements autres que le déplacement latéral du cadre négligeables. Le déplacement du cadre aurait également pu être contrôlé par les déplacements mesurés directement sur les vérins. La Figure A.6-7a illustre les déplacements mesurés selon les deux méthodes possibles. Ces déplacements sont obtenus des résultats du spécimen no. 6. La même tendance est toutefois visible pour les

autres spécimens, bien que les écarts soient légèrement différents d'un spécimen à l'autre. On constate sur cette figure que les déplacements latéraux mesurés par les deux méthodes sont pratiquement identiques.

La Figure A.6-7b présente l'écart entre les déplacements mesurés par les vérins et ceux mesurés par les cordes de contrôle. On constate, dans ce cas, qu'il y a un léger écart entre les déplacements latéraux mesurés des deux. Cet écart croît à mesure que le déplacement inter-étage imposé au cadre augmente. Par ailleurs, l'écart entre les méthodes n'est pas symétrique. En effet, lorsque le déplacement imposé est négatif, l'écart entre les déplacements croît de façon importante alors qu'il demeure approximation constant lorsque le déplacement est positif. Ce résultat confirme alors les hypothèses initiales à savoir que d'autres phénomènes influencent le mouvement horizontal du cadre, tel que le mouvement vertical, la torsion et la flexion de la poutre. La mesure des déplacements horizontaux par les vérins est plus affectée que celle faite par les cordes de contrôle compte tenu de la longueur sur laquelle cette erreur est distribuée. Les écarts maximums sont atteints lorsque le cadre atteint son déplacement maximal durant un cycle. Les écarts maximums atteints varient approximativement entre 2 et -5 mm. Ce dernier déplacement survient à un déplacement imposé de $0,8\% h_s$, soit à environ un déplacement de 33 mm. L'écart entre les deux méthodes représente alors une erreur de 15% par rapport à l'obtention des déplacements par les cordes de contrôle. On peut donc penser que l'ajout de corde de contrôle semble avoir été un choix efficace permettant d'améliorer la précision et le contrôle du déplacement horizontal par rapport aux déplacements mesurés par les vérins.

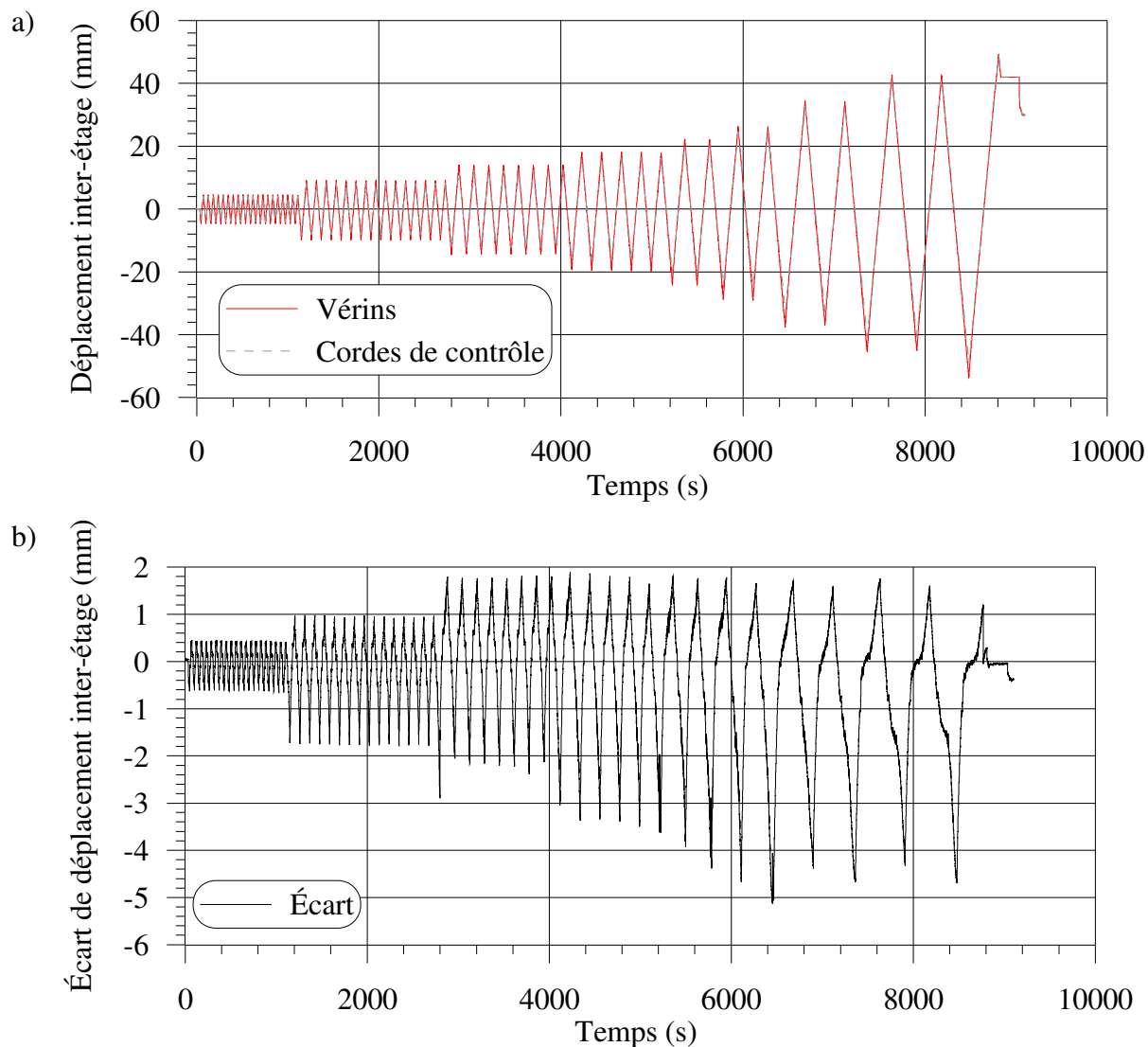


Figure A.6-7: Déplacement latéral du cadre pour le spécimen no. 6 : a) comparaison entre les deux méthodes; b) écart de déplacement latéral du cadre mesuré entre les déplacements obtenus par les vérins et ceux obtenus par les cordes de contrôle.

A.6.2.2 Mouvement de la poutre supérieure

Huit jauges de déformations ont été installées sur la poutre supérieure. Ces jauges ont permis d'évaluer l'effort axial passant dans la poutre. Cette section présente une évaluation du comportement de la poutre supérieure. Les résultats présentés dans cette section proviennent du spécimen no. 16, mais le comportement présenté est représentatif de l'ensemble des essais réalisés.

La Figure A.6-8 compare les déformations mesurées par l'aile supérieure (jauge no. 1) et par l'aile inférieure (jauge no. 7), qui sont installées aux extrémités extérieures des ailes du côté nord, en fonction du temps. La jauge du bas (no. 7) affiche des déformations négatives beaucoup plus importantes que la jauge no. 1. Ce phénomène survient lorsque la poutre supérieure est comprimée, sous un déplacement inter-étage négatif (la diagonale continue est alors en tension). La poutre supérieure affiche alors une instabilité sous cette charge axiale. Elle fléchit dans un mode de flexion négatif, pour lequel l'aile supérieure est tendue et l'aile inférieure comprimée. Par conséquent, la contrainte de tension dans la partie supérieure vient annuler les contraintes de compression, mais dans l'aile inférieure, ces contraintes s'additionnent.

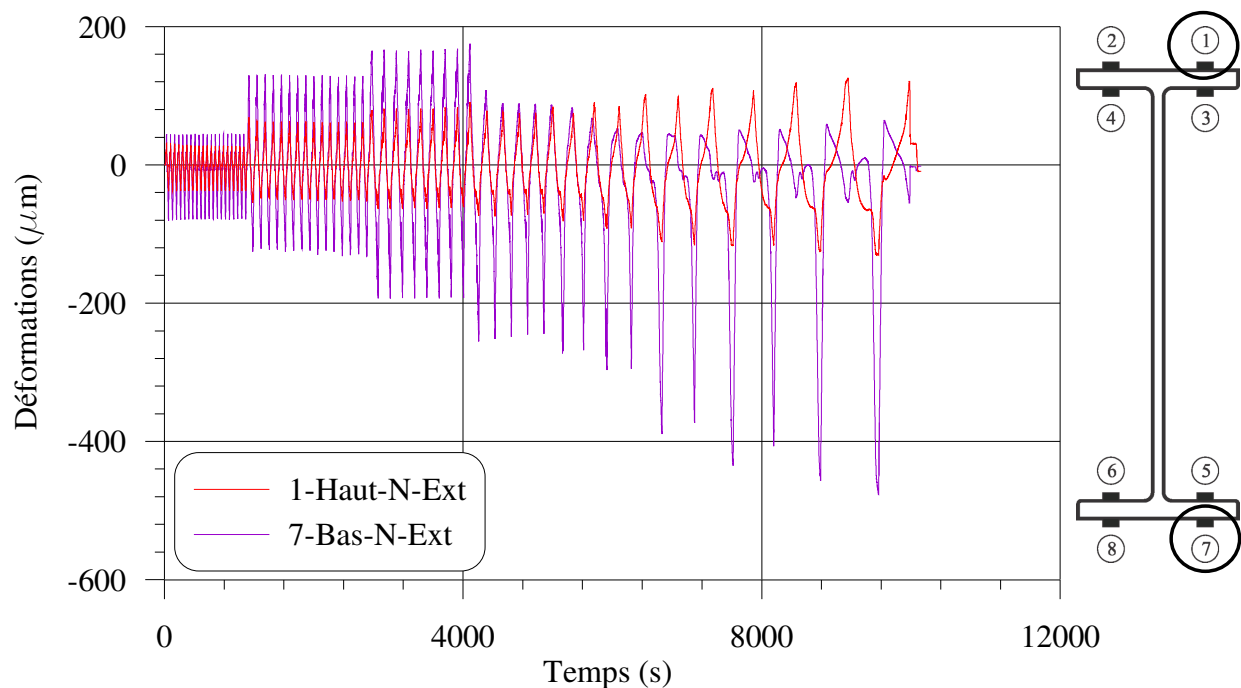


Figure A.6-8: Comparaison entre les déformations dans les jauges nos. 1 et 7 de la poutre supérieure pour le spécimen no. 16 en fonction du temps.

La Figure A.6-9 compare les déformations des deux jauges sur l'aile inférieure extérieure de la poutre en fonction du temps, soient les jauges nos. 7 et 8. Cette comparaison illustre que les deux jauges situées à la même profondeur ne se déforment pas de manière identique. À cet effet, cette différence provient d'une instabilité locale qui se produit à l'aile inférieure du côté Nord (côté des jauges nos. 1, 3, 5, 7). Le même phénomène a d'ailleurs été observé en comparant les jauges à chacune des profondeurs, soient les jauges nos. 1 et 2, 3 et 4, 5 et 6. Par conséquent, on peut

conclure que, sous un effort de compression (déplacement inter-étage négatif), la poutre subit une flexion dans son axe faible qui la porte à flamber du côté Sud (côté des jauges nos. 2, 4, 6 et 8).

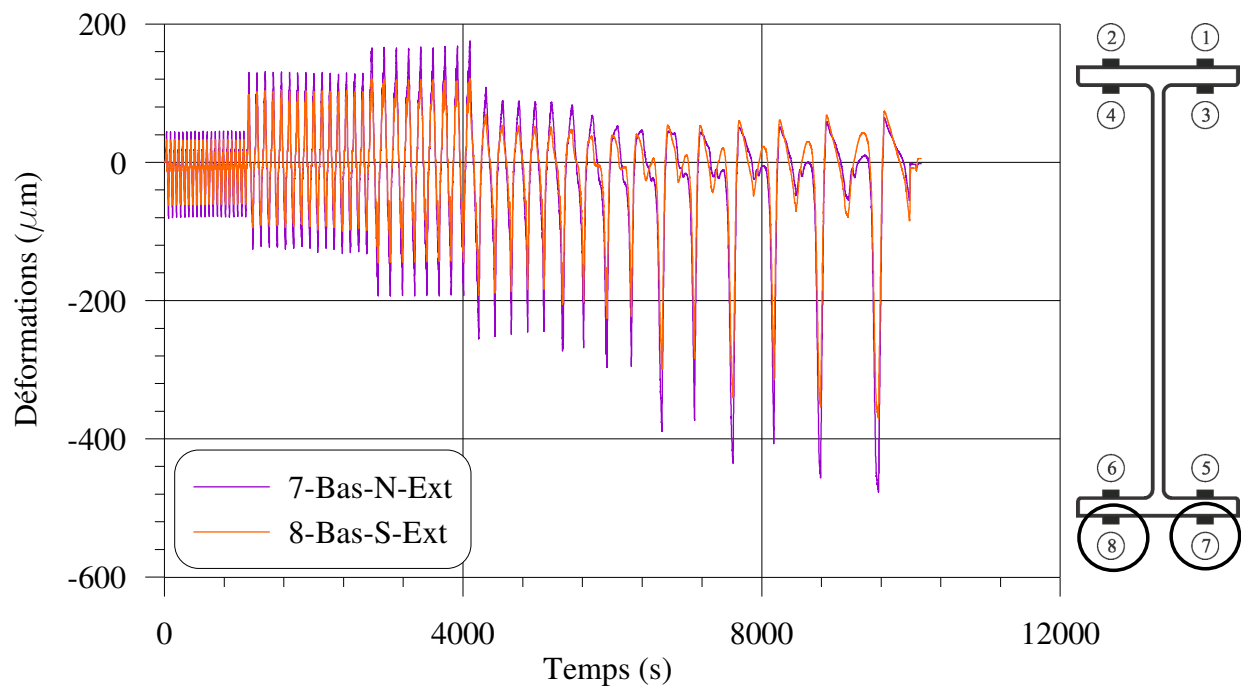


Figure A.6-9: Comparaison entre les déformations dans les jauges nos. 7 et 8 de la poutre supérieure pour le spécimen no. 16 en fonction du temps.

La Figure A.6-10 présente la comparaison des déformations mesurées entre les jauges nos. 2 et 4, qui sont les deux jauges de part et d'autre de l'aile supérieure du côté Sud en fonction du temps. On constate dans cette figure que les déformations dans les deux jauges sont très similaires, mais que la déformation est légèrement supérieure dans la jauge no. 4 étant donnée qu'elle est située à une profondeur plus basse. Cette différence s'explique une fois de plus par la flexion qui fait en sorte que la contrainte de tension est inférieure pour cette jauge. De façon similaire, ce comportement est identique pour toutes les jauges de part et d'autre de l'aile, soit les jauges nos. 1 et 3, 5 et 7 et 6 et 8.

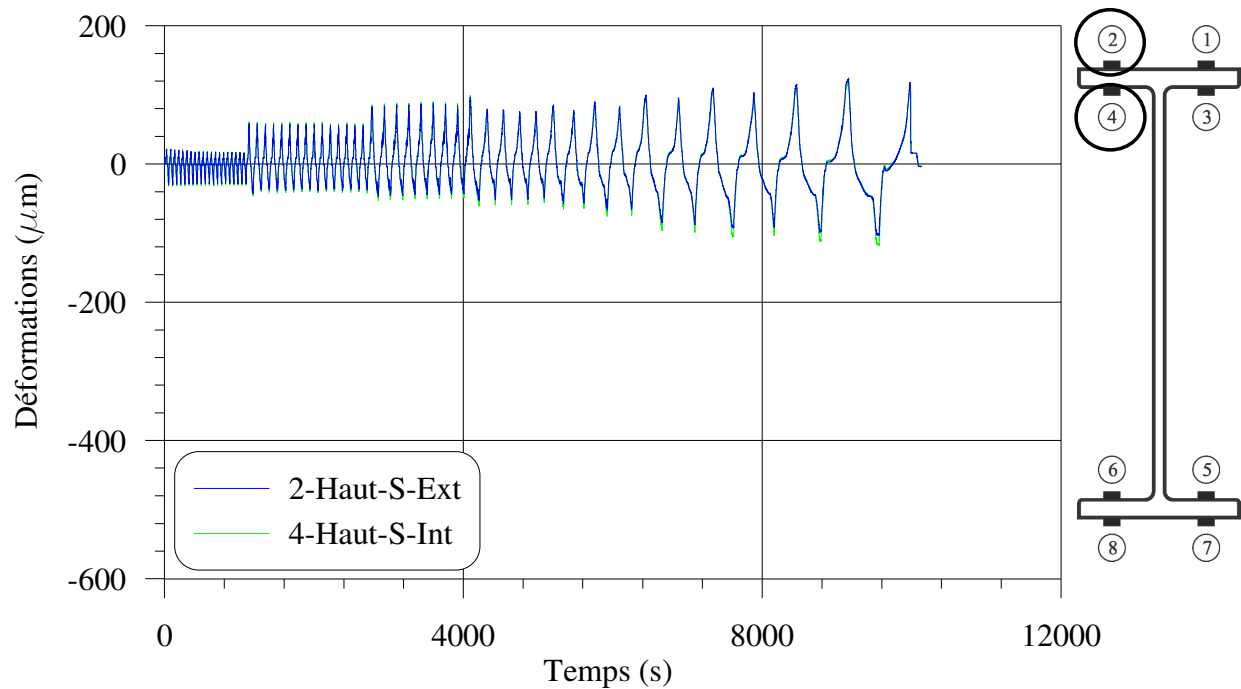


Figure A.6-10: Comparaison entre les déformations dans les jauges nos. 2 et 4 de la poutre supérieure pour le spécimen no. 16 en fonction du temps.

Finalement, la Figure A.6-11 présente la déformation moyenne enregistrée pour l'ensemble des jauges en fonction du temps. Il est effectivement approprié de calculer la déformation moyenne de la poutre en considérant l'ensemble des jauges, puisqu'il y a toujours équilibre dans la section. Autrement dit, lorsqu'une jauge se déforme davantage sous l'effort de compression causé par la flexion, il y a un effort de tension qui réduit une jauge opposée. Par conséquent, tel qu'il a été démontré à la section précédente, les déformations de la poutre qui permettent de calculer les charges dans les diagonales permettent d'obtenir des résultats proches de ceux obtenus lorsque des jauges sont directement installées sur la diagonale.

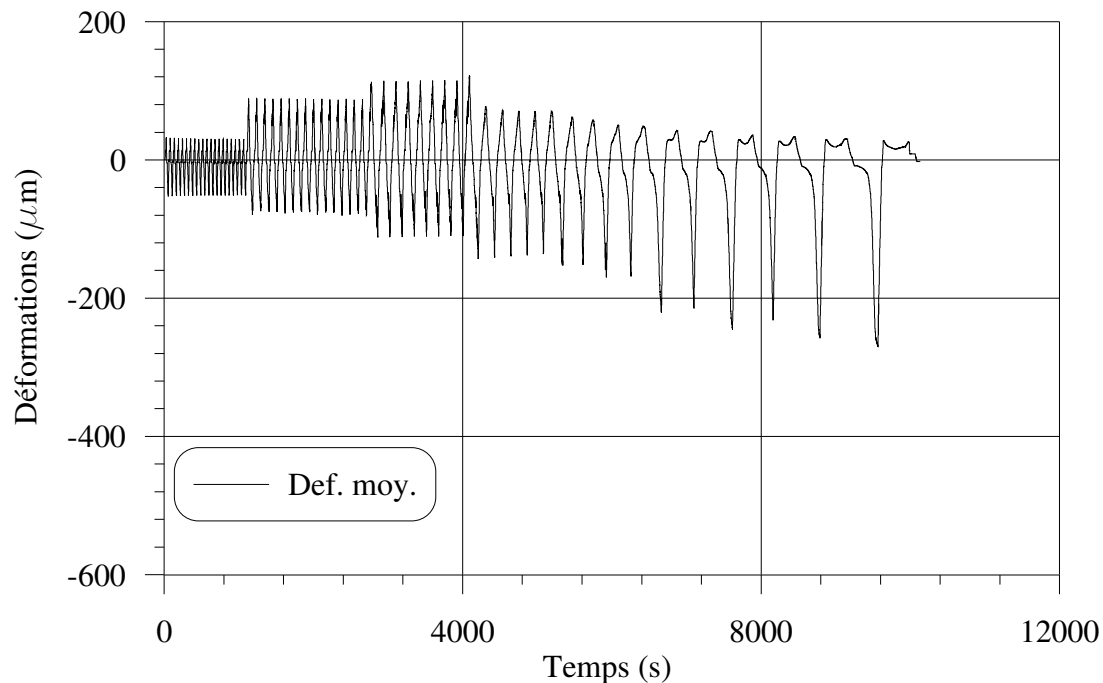


Figure A.6-11: Déformations moyennes des jauges de la poutre supérieure pour le spécimen no. 16 en fonction du temps.

A.6.2.3 Déplacement vertical des poutres

Le déplacement vertical de la poutre supérieure a été mesuré par des capteurs de déplacement à corde, de type potentiomètre. Deux capteurs étaient situés sur l'aile supérieure de la poutre inférieure et étaient attachés à l'aile inférieure de la poutre supérieure, à l'est et à l'ouest du cadre. Cette section fait donc référence à la section 3.2.5.4.

Il était nécessaire d'effectuer ces vérifications pour s'assurer que les imperfections observées sur les hystérésis des spécimens étaient bien liées au mouvement vertical des poutres du cadre. De plus, il était nécessaire d'obtenir ces données afin de développer un modèle numérique qui puisse recréer les observations faites au laboratoire, incluant l'effet de ces imperfections. La Figure A.6-12 met en évidence les imperfections observées sur l'hystérésis du cisaillement inter-étage du spécimen no. 8. Si le comportement avait été parfait, le segment dans la portion encadré aurait été parfaitement rectiligne. Ce type d'imperfection peut être observé sur toutes les hystérésis présentées aux chapitres 4 et 5.

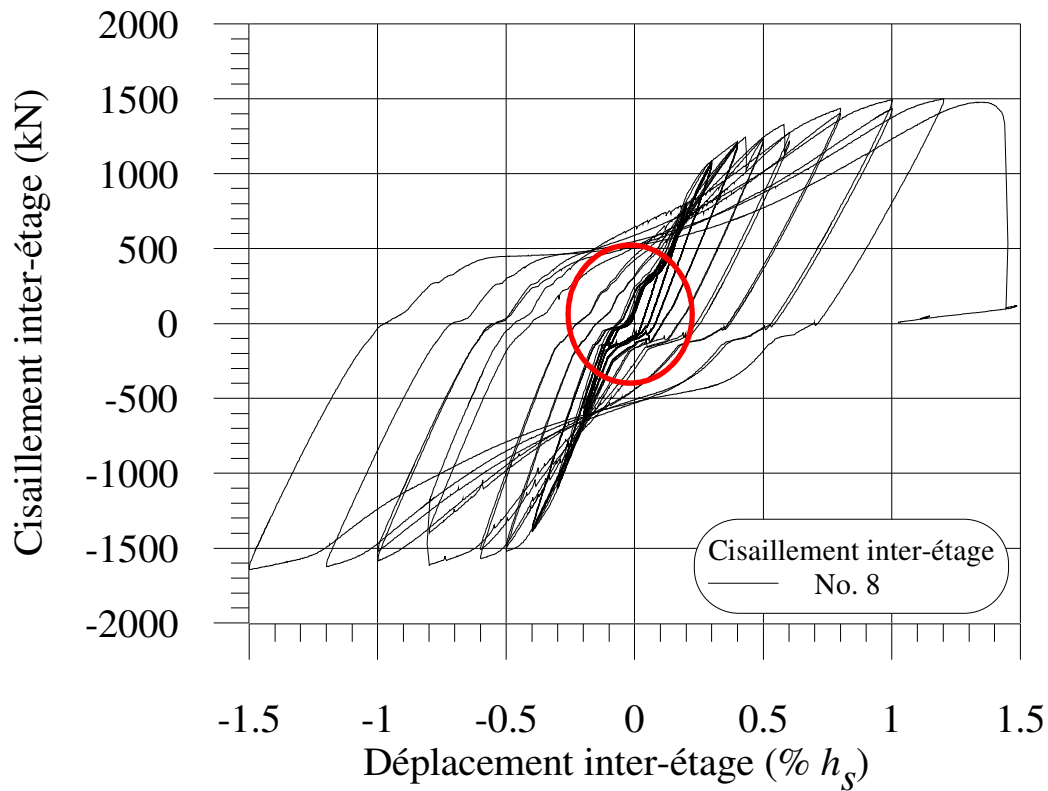


Figure A.6-12: Cisaillement inter-étage du spécimen no. 8.

La Figure A.6-13 met d'abord en relation trois graphiques, soit le déplacement inter-étage imposé au cadre, les déplacements verticaux enregistrés par les cordes de mesure et finalement le cisaillement inter-étage appliqué par les vérins. Ces graphiques sont présentés pour le spécimen no. 8, mais les mêmes observations ont été constatées pour les autres essais. On peut notamment remarquer que les déplacements verticaux sont cycliques, autrement dit, le même déplacement vertical survient pour tous les cycles de mêmes amplitudes. Ainsi, les déplacements verticaux sont fonction du déplacement imposé au cadre.

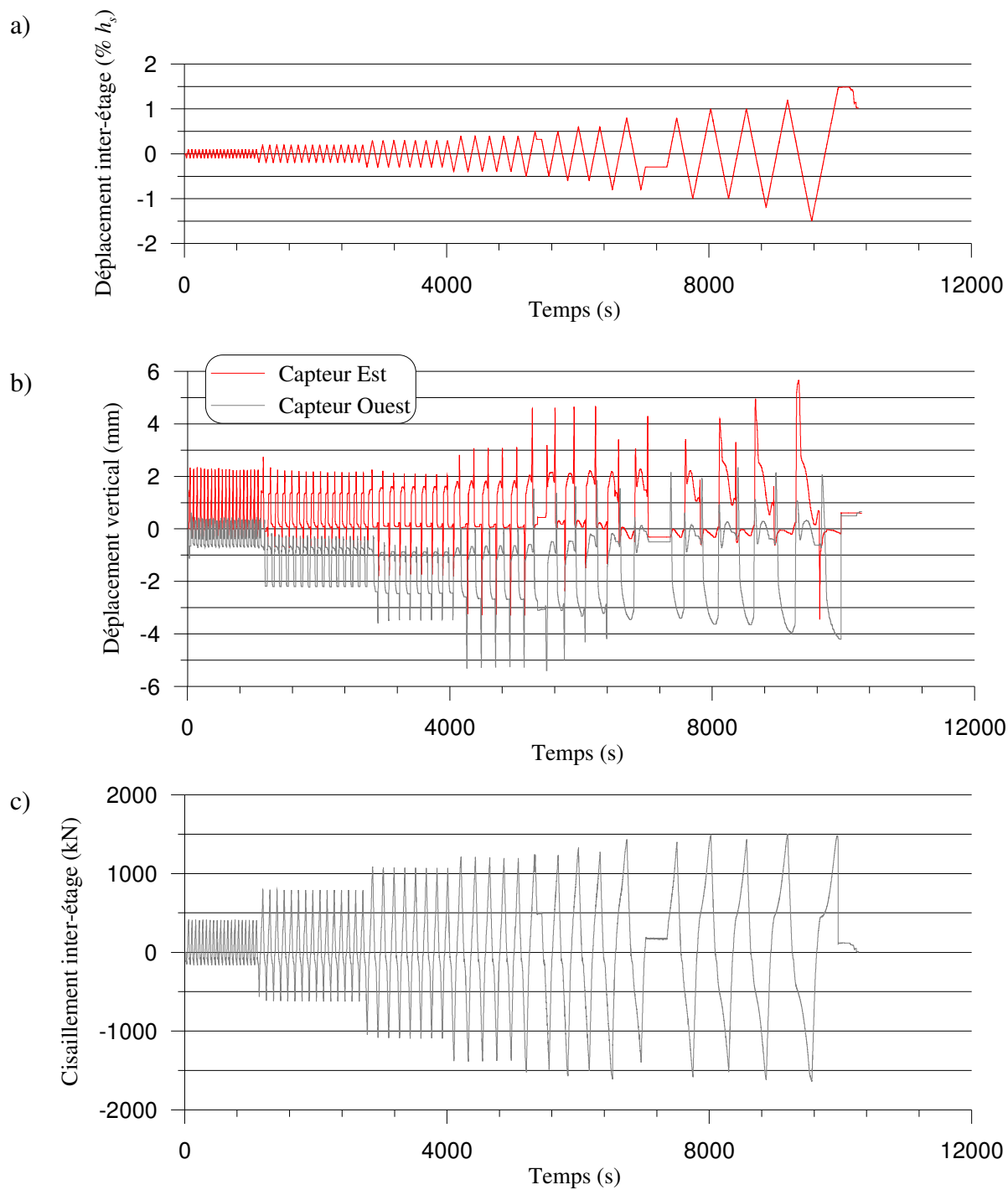


Figure A.6-13: Déplacement vertical des poutres en fonction du temps pour le spécimen no. 8.

La Figure A.6-14 illustre quant à elle les mêmes graphiques que ceux présentés précédemment, mais en se concentrant uniquement sur des cycles dont l'amplitude des déplacements inter-étage imposés au cadre est de $0,2\% h_s$. Sur ces graphiques, deux lignes verticales ont été tracées,

lorsque le déplacement inter-étage imposé au cadre est nul, ou autrement dit, lorsque le cadre est complètement droit. Cette ligne verticale arrive simultanément à un changement rapide des déplacements verticaux. Ainsi, la ligne verticale à gauche (à approximativement $t \approx 1770$ s) intercepte un mouvement subit de l'extrémité ouest de la poutre. De façon similaire, la ligne verticale à droite (à approximativement $t \approx 1820$ s) intercepte un mouvement subit de l'extrémité est de la poutre. Ces observations démontrent conséquemment que la poutre subit une translation verticale lorsque la direction de chargement du cadre est inversée. On peut également constater que ce phénomène influence le cisaillement inter-étage qui est appliqué (Figure A.6-14a). En effet, étant donné que le protocole de chargement est contrôlé par déplacement, la translation verticale des poutres entraîne également un mouvement horizontal et par le fait même, ce mouvement entraîne une modification du taux de chargement à appliquer par les vérins.

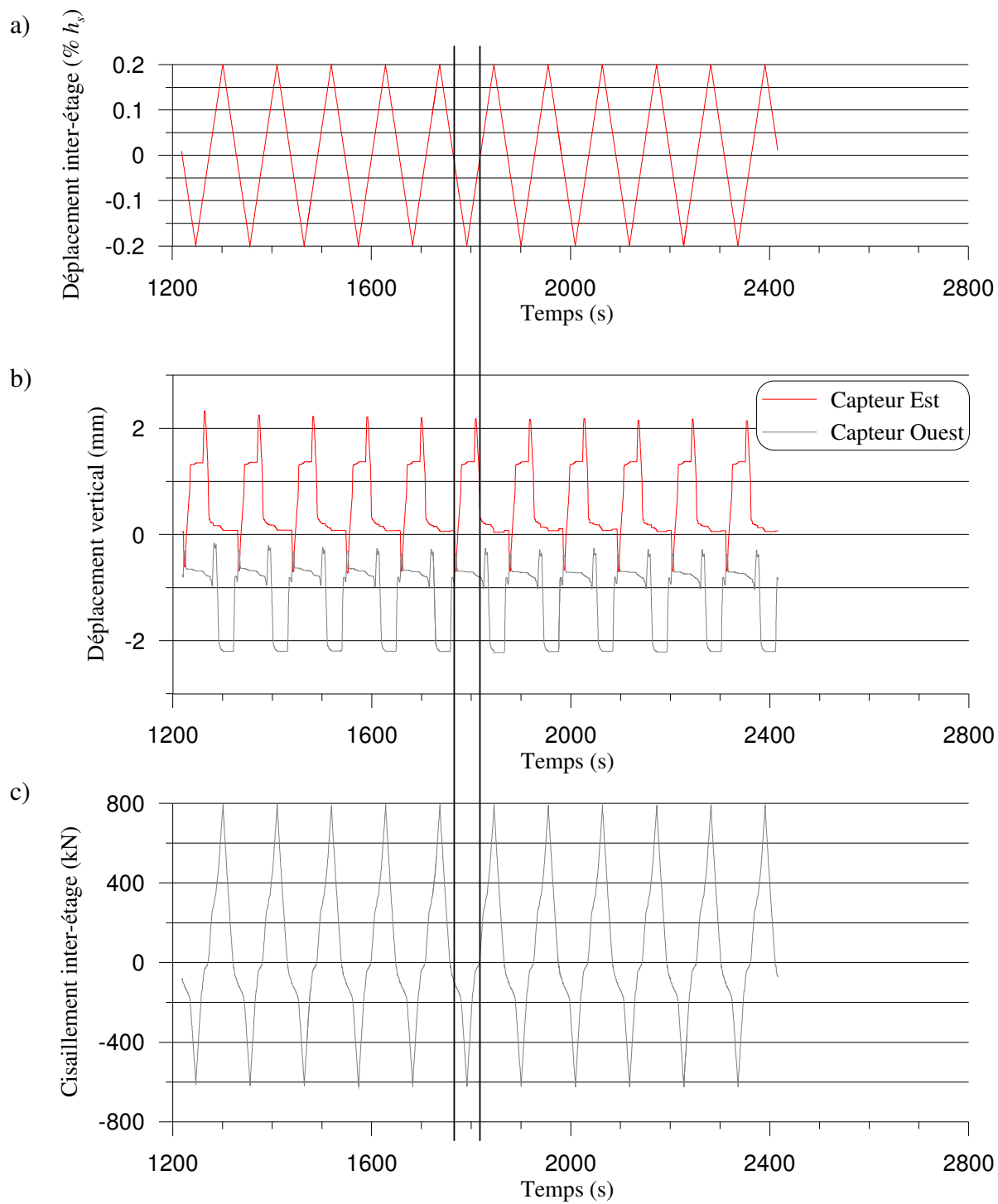


Figure A.6-14: Déplacement vertical des poutres sous des cycles de $0,2\% h_s$ en fonction du temps: a) déplacement inter-étage; b) déplacement vertical mesuré; c) cisaillement inter-étage appliqué.

A.6.3 Comparaison des déplacements hors-plan mesurées selon les méthodes

Les déplacements hors-plan ont été mesurés par des capteurs de déplacement à cordes, de type potentiomètre. Pour mesurer le déplacement hors-plan du centre du contreventement (point de mesure no. 5), deux méthodes ont été employées. Ces méthodes sont notamment décrites à la section 3.2.5.3. D'une part, le déplacement hors-plan du contreventement a été mesuré par des capteurs de déplacement à corde, de type potentiomètre. Ces capteurs étaient situés sur un cadre en acier situé à 5 m du cadre vertical. Le déplacement au centre du contreventement a également été obtenu par triangulation. Dans ce cas, trois capteurs étaient positionnés sur le mur de réaction et les déplacements dans toutes les directions pouvaient alors être connus. La triangulation est donc la méthode la plus précise entre les deux.

Pour pratiquement tous les spécimens, les déplacements hors-plan obtenus par les cordes situés sur le cadre à 5 m du cadre vertical sont supérieurs aux déplacements hors-plan obtenus par triangulation. Ceci est dû au fait que la corde capte le déplacement total, c'est-à-dire le déplacement dans toutes les directions. Ce déplacement est donc plus important que le déplacement hors-plan uniquement.

La Figure A.6-15 illustre la comparaison du déplacement hors-plan au centre de la diagonale continue pour le spécimen no. 5, selon que celui-ci soit obtenu par les cordes situés sur le cadre à 5 m du cadre vertical ou par triangulation. On y présente également la différence entre les deux méthodes (trait noir). On constate que, de façon générale, les deux méthodes donnent des déplacements hors-plan ayant des allures similaires. Toutefois, les déplacements obtenus par la méthode du cadre situé à 5 m sont globalement supérieurs à ceux obtenus par triangulation.

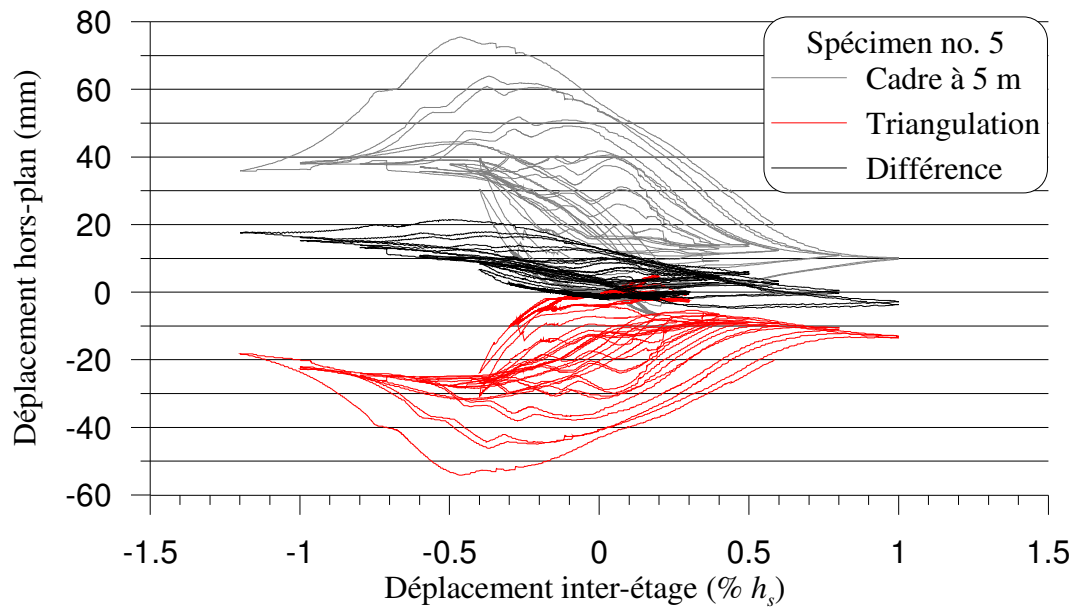


Figure A.6-15: Comparaison du déplacement hors-plan au centre de la diagonale continue pour le spécimen no. 5 par les deux méthodes employées en fonction du déplacement inter-étage.

La Figure A.6-16 montre à nouveau les différents déplacements hors-plan enregistrés au centre de la diagonale continue pour le spécimen no. 5, mais cette fois-ci, en fonction du temps. On peut constater sur ce graphique que le déplacement hors-plan est environ constant pour la même amplitude de déplacement inter-étage imposé. En général, la différence maximale entre les deux méthodes survient lorsque le déplacement hors-plan est maximal.

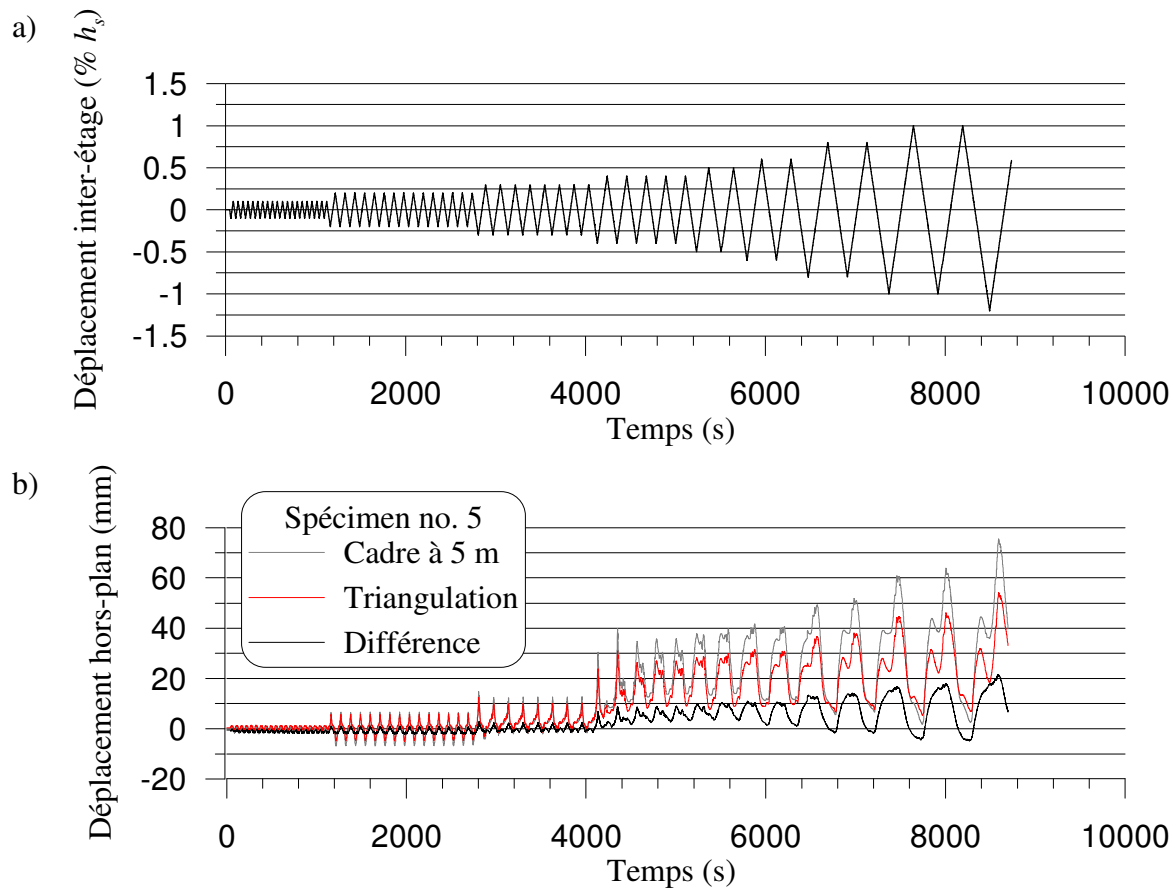


Figure A.6-16: Comparaison du déplacement hors-plan au centre de la diagonale continue pour le spécimen no. 5 par les deux méthodes employées en fonction du temps.

En se basant sur les remarques énoncées ci-dessus, on présente au Tableau A.6-4 les données utilisées pour évaluer l'erreur entre les deux méthodes de mesure. On a d'abord calculé la moyenne des déplacements hors-plan maximums obtenus par les capteurs situés à 5 m du cadre vertical ($\Delta_{moy. \text{ cadre à } 5 \text{ m}}$) et la moyenne des déplacements hors-plan maximums obtenus par triangulation ($\Delta_{moy. \text{ triangulation}}$) pour chaque amplitude différente. À titre d'exemple, pour un déplacement de $0,1\% h_s$, il y a 20 cycles et la moyenne de ces 20 déplacements hors-plan maximums est égale à 0,56 mm et -1,29, selon la méthode de mesure utilisée. On rappelle qu'en fonction de la convention de signe (voir section 3.2.6), les signes des déplacements hors-plan entre les deux méthodes sont différents. D'autre part, on a uniquement utilisé les déplacements hors-plan apparaissant lorsque la diagonale continue est comprimée, car c'est l'instabilité de la diagonale qui nous intéresse. On présente, par la suite, la différence entre les déplacements hors-plan mesurés par les deux méthodes. Pour le calcul de la différence, un signe négatif signifie que

le déplacement hors-plan mesuré par le cadre situé à 5 m est inférieur à celui mesuré par triangulation. Un signe positif signifie que le déplacement hors-plan mesuré par le cadre situé à 5 m est supérieur à celui mesuré par la triangulation. L'erreur est calculée en divisant la différence par le déplacement hors-plan obtenu par triangulation, lequel étant considéré comme étant la valeur la plus exacte. Finalement, la moyenne des erreurs est calculée et on obtient pour ce spécimen une moyenne de 32,7%.

Tableau A.6-4: Données utilisés pour évaluer l'erreur entre les deux méthodes de mesure du déplacement hors-plan pour le spécimen no. 5.

Déplacement du cycle (% h_s)	Moyenne des déplacements hors-plan maximums – Spécimen no. 5			
	$\Delta_{moy. \text{ cadre à 5 m}}$ (mm)	$\Delta_{moy. \text{ triangulation}}$ (mm)	Différence (mm)	Erreur (%)
0,1	0,56	-1,29	-0,72	56,2
0,2	6,59	-5,78	0,80	-13,9
0,3	12,81	-10,36	2,45	-23,7
0,4	35,34	-27,01	8,34	-30,9
0,5	38,83	-29,36	9,48	-32,3
0,6	41,22	-31,20	10,03	-32,1
0,8	50,51	-37,39	13,12	-35,1
1,0	62,40	-45,34	17,06	-37,6
Moyenne (abs.) :				32,7

Si on répète ces observations pour l'ensemble des spécimens étudiés, on peut alors obtenir une valeur d'erreur entre les deux méthodes pour chacun des spécimens en fonction du déplacement inter-étage imposé. Ces erreurs sont présentées à la Figure A.6-17. On constate sur cette figure que l'erreur est généralement constante, pour un même spécimen, pour des déplacements imposés au cadre entre 0,2% h_s et 0,8% h_s . De façon générale, l'erreur entre les deux méthodes se situe entre -20% et -40%. Le signe devant l'erreur apparait suite à la convention de signe. Dans ce cas, une valeur négative signifie que la différence en déplacements hors-plan mesurés par les deux méthodes est entre 20 et 40% supérieur à celui mesuré par triangulation. Une plus grande variabilité existe lorsque le déplacement inter-étage imposé au cadre est de 0,1 % h_s et de 1% h_s . On note également que de façon générale, l'erreur entre les deux méthodes est inférieure à 0,1% h_s .

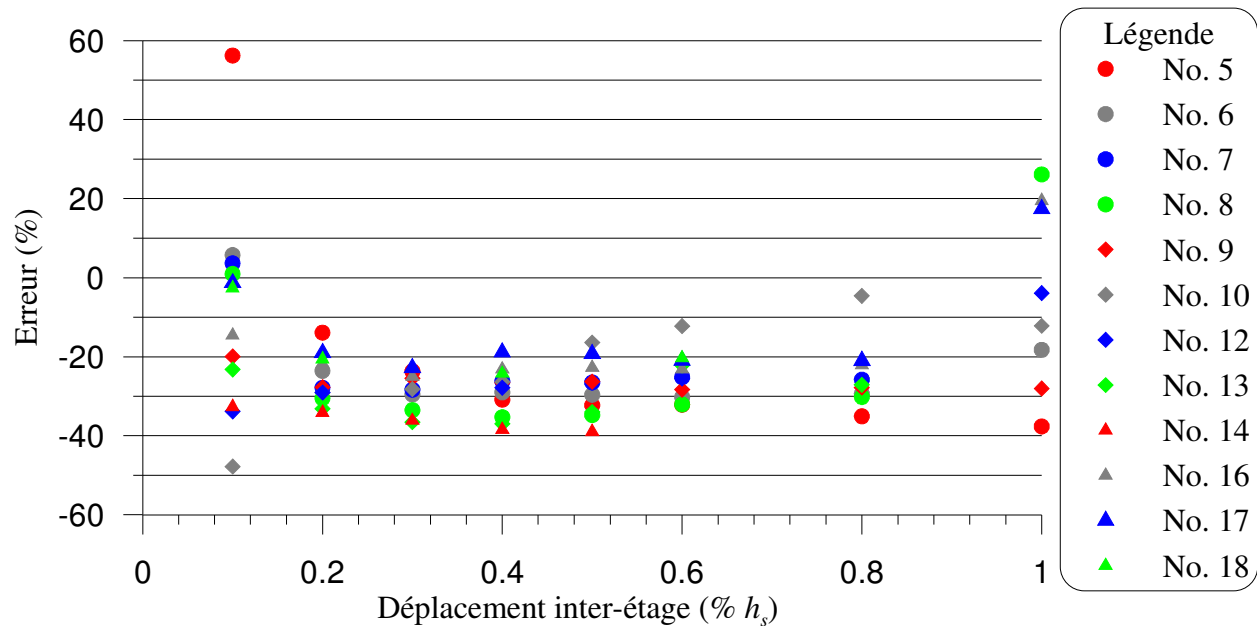


Figure A.6-17: Erreurs obtenus entre les deux méthodes de mesure des déplacements hors-plan en fonction du déplacement inter-étage.

On calcule ensuite la moyenne de l'erreur (en valeur absolue) à un déplacement inter-étage, pour chaque spécimen, de la même manière que celle présentée au Tableau A.6-4. Les moyennes obtenues sont représentées graphiquement à la Figure A.6-18. Les spécimens nos. 2, 3, 4 et 11 ont été retirés. Pour les spécimens nos. 2 et 4, les résultats ont été retirés, car le protocole de chargement n'a pas été respecté. Dans ce cas, on veut tenir compte des déplacements maximums enregistrés pour chacun des déplacements anticipés. Pour les spécimens nos. 3 et 11, il s'est produit une erreur lors de l'acquisition des données, car celles-ci sont erronées.

En observant le graphique ci-dessous, on peut remarquer que l'erreur entre les deux méthodes est située généralement entre 20 et 30% de la mesure qui a été enregistrée par les cordes de mesure. Bien que l'erreur ait été calculée en valeur absolue, les déplacements hors-plan mesurés obtenus par les capteurs situés à 5 m du cadre vertical sont dans la plupart des cas supérieurs aux déplacements hors-plan obtenus par triangulation. Si on fait la moyenne de toutes les moyennes, on obtient une erreur moyenne de 26,3%. Ceci signifie par conséquent que les déplacements hors-plan obtenus par les capteurs situés à 5 m du cadre vertical sont probablement 26,3% supérieurs aux déplacements hors-plan réels.

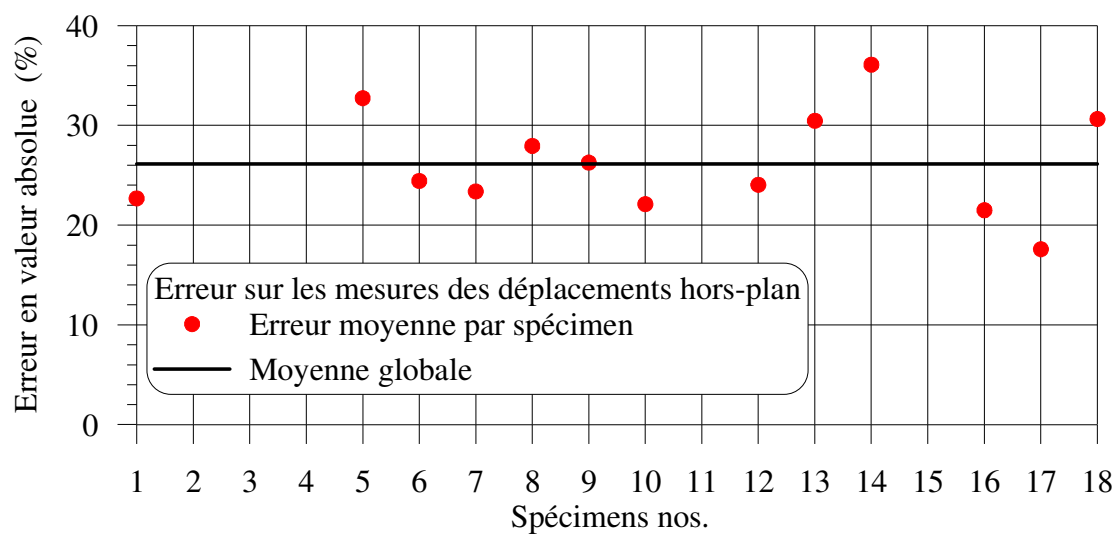


Figure A.6-18: Erreurs moyennes sur les mesures des déplacements hors-plan pour chacun des spécimens.

ANNEXE A.7 – VALIDATION DU MODÈLE SAP2000

L'analyse élastique réalisée pour évaluer la distribution des forces élastiques dans les diagonales en fonction du point d'application de la charge. Le modèle est validé dans cette annexe et réfère à la section 5.3.1. Afin de valider le modèle, les réactions aux appuis ont été vérifiées afin que celles-ci correspondent à la charge appliquée. Par ailleurs, la déformée du cadre est présentée à la Figure A.7-1 et elle représente adéquatement la déformée observée au laboratoire. Le déplacement horizontal du nœud situé au sommet de la colonne est 7,7 mm. Cette valeur représente le déplacement attendu pour un contreventement en X, tel que calculé par l'équation (A.7-1), tirée de Stafford et Coull (1991).

$$\Delta = \frac{V}{2E} \left[\frac{d^3}{L^2 A_d} \right] = \frac{1000}{2 \cdot 200} \left[\frac{8541^3}{7500^2 \cdot 3620} \right] = 7,6mm \quad (A.7-1)$$

Dans cette équation, V est le cisaillement appliqué, E est le module élastique des diagonales, d est la longueur de la diagonale, L est la distance horizontale entre les poteaux et A_d est l'aire des diagonales. Le déplacement horizontal est donc de 7,6 mm, ce qui proche de la valeur obtenue par SAP2000 de 7,7 mm. Ces trois vérifications démontrent alors que le modèle est valide.

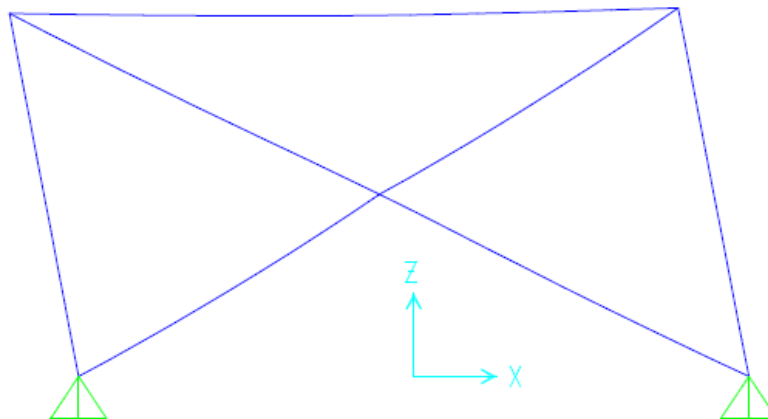


Figure A.7-1: Déformée du cadre.

ANNEXE A.8 – DIMENSIONNEMENT DE BÂTIMENTS ET ANALYSES DYNAMIQUES

Le choix des contreventements pour les essais a été basé principalement sur les diverses limitations expérimentales ainsi que sur les objectifs de recherche. Ces contreventements sont toutefois susceptibles de se retrouver dans des bâtiments réels. L'objectif de cette annexe est de développer une approche afin de déterminer les dimensions de bâtiments pour lesquels les contreventements HSS127x127x8.0 et HSS102x102x6.4 seraient requis. On présente alors les objectifs de la démarche, les hypothèses quant aux choix des bâtiments, l'évaluation des charges de dimensionnement, l'évaluation des dimensions des bâtiments, la conception de la structure, les caractéristiques des bâtiments, l'analyse dynamique et les conclusions de cette annexe.

A.8.1 Objectifs de la démarche

Il est nécessaire de déterminer des bâtiments pour lesquels les contreventements étudiés sont utilisés pour rencontrer deux objectifs. Le premier objectif était de développer un protocole de chargement pour les structures de type construction conventionnelle (type CC). Cet objectif a été réalisé principalement par M. Tremblay et par M. Davaran. Les bâtiments utilisés pour obtenir le protocole de chargement ne sont pas ceux présentés dans cette annexe mais plutôt ceux développés par M. Davaran. Les bâtiments employés ont été développés selon les exigences du Code National du Bâtiment Canadien (CNBC 2010) et de la norme canadienne sur les structures d'acier (CSA S16-09). Pour plus d'informations à cet effet, le lecteur peut se référer à Gélinas et *al.* (2012). Le deuxième objectif est d'évaluer le comportement réel de bâtiments pour lesquels le comportement des diagonales seraient celui observé expérimentalement. En effet, il a été mentionné au chapitre 4 qu'il est nécessaire de connaître les déplacements réels attendus afin de conclure sur divers aspects. Cet objectif sera réalisé en utilisant les bâtiments présentés dans ce chapitre, les bâtiments développés par M. Davaran et peut-être des bâtiments supplémentaires, dépendamment des résultats qui seront obtenus. Cet objectif fera l'objet du sujet de maîtrise de Sophie Decaen et permettra d'évaluer l'influence du flambement des assemblages de contreventements en X sur la réponse dynamique du bâtiment.

A.8.2 Hypothèses sur les bâtiments

Les bâtiments étudiés ne présenteront aucune irrégularité et varieront entre 2 et 4 étages. Ils auront comme usage d'être des bureaux de travail et ils seront considérés comme des bâtiments de catégorie d'importance normale. Le type de conception sismique sera soit de type modérément ductile (type MD) ou soit en construction conventionnelle (type CC). Pour les bâtiments de type CC, la hauteur des bâtiments ne dépassera pas 15 m, car des mesures supplémentaires doivent être considérées lorsque cette hauteur est excédée. Les bâtiments seront situés dans deux villes canadiennes, soit à Montréal (Québec) et à Victoria (Colombie-Britannique). Ces deux villes ont été retenues puisqu'elles représentent deux zones canadiennes dont la sismicité est importante. Le type de sol considéré est un sol de classe C. Les espacements entre les poteaux et l'espacement entre les étages pour les baies contreventées correspondront aux dimensions du cadre sismique utilisé pour les essais. Ainsi, les poteaux seront espacés de 7,5 m tandis que la hauteur inter-étage sera de 4,087 m. Les contreventements seront également conçus pour travailler en tension-compression et un profilé entre le HSS127x127x8.0 et HSS102x102x6.4 sera utilisé au moins dans chacun des bâtiments.

A.8.3 Évaluation des charges de dimensionnement des bâtiments

Cette section présente les charges de dimensionnement des bâtiments. L'ensemble de cette section se réfère au CNBC 2010. Pour le calcul des bâtiments, il faut établir les charges permanentes (D), les charges vives (L), les charges de neige (S), les charges de vent (W) et les charges sismiques (E).

La charge morte comporte la charge morte au toit, la charge morte des planchers et la charge morte du revêtement extérieur. Les toits seront constitués d'un tablier métallique. Ainsi, ces charges sont estimées à 1,3 kPa. Au niveau des planchers, ceux-ci seront constitués d'un tablier métallique et d'une dalle en béton. Dans ce cas, la charge du plancher est estimée à environ 3,6 kPa. Des cloisons, ayant une charge de 1,0 kPa, doivent également être considérées. La charge des planchers est alors égale à 4,6 kPa. Finalement, on fait l'hypothèse que le revêtement des murs extérieurs est de 1,5 kPa.

Les charges d'utilisation dépendent de l'usage du bâtiment. Pour un bâtiment ayant comme usage d'être utilisé pour des bureaux, la charge spécifiée est de 2,4 kPa. Au toit, la charge vive

minimale spécifiée est de 1,0 kPa, mais celle-ci ne doit pas être combinée avec la charge de neige. Étant donné que la charge de neige est supérieure à la charge vive spécifiée pour le toit pour les deux villes, seule la neige au toit sera considérée. La charge vive peut également être réduite selon l'importance de l'aire tributaire, telle que présentée à l'équation (A.8-1). Dans cette équation, F_r est le facteur de réduction de la charge vive et B est la surface tributaire de la charge vive pour l'élément de structure évalué.

$$F_r = 0,3 + \sqrt{9,8 / B} \quad (\text{A.8-1})$$

Les charges nominales de neige et de pluie sont de $S_s = 2,6$ kPa et $S_r = 0,4$ kPa pour Montréal et $S_s = 1,1$ kPa et $S_r = 0,2$ kPa pour Victoria. En tenant compte des conditions d'exposition, les charges de neiges sont de 2,48 kPa pour Montréal et de 1,08 kPa pour Victoria.

Les pressions de vent nominales pour une période de retour de 1/50 ans sont de 0,42 kPa pour la ville de Montréal et de 0,57 kPa pour la ville de Victoria. Ces pressions doivent être ajustées pour tenir compte de différents paramètres d'exposition. Pour les bâtiments étudiés, les charges de vent sont faibles comparativement aux charges sismiques compte tenu de la hauteur et de la localisation de ces derniers. Par conséquent, le système de résistance aux forces latérales est dimensionné pour reprendre les charges sismiques. Les forces résultantes de vent dépendent du bâtiment et seront données pour chacun des bâtiments à la section A.8.4.6. Pour les éléments n'assurant pas la stabilité de la structure, il faut également considérer les pressions de vent extérieures ainsi que les pressions (ou succions) de vent intérieures.

Pour évaluer les charges sismiques, il faut employer soit la méthode des forces statiques équivalentes ou une méthode d'analyse dynamique. Pour les bâtiments étudiés, la méthode de la force statique équivalente peut être employée puisque les bâtiments sont réguliers, possèdent une période fondamentale (T_a) inférieure à 2,0 s et ont une hauteur inférieure à 60 m. Les périodes fondamentales sont présentées au Tableau A.8-1. Le cisaillement à la base de la structure est alors donné selon l'équation (A.8-2). L'analyse dynamique sera néanmoins réalisée pour raffiner les dimensions des bâtiments et pour valider les hypothèses émises lors du premier dimensionnement.

$$V = \frac{S(T_a) \cdot M_v \cdot I_E \cdot W}{R_d R_o} \quad (\text{A.8-2})$$

Dans cette équation, $S(T_a)$ est l'accélération spectrale à la période fondamentale de la structure (T_a), M_v est le coefficient tenant compte des effets des modes supérieurs sur le cisaillement à la base, I_E est le facteur d'importance sismique, W est le poids du bâtiment, R_d est le coefficient de réduction associé à la ductilité et finalement R_o est le coefficient de réduction associé à la sur-résistance. Seul W est inconnu puisqu'il dépend des dimensions du bâtiment. Pour tous les cas étudiés, M_v et I_E sont égaux à 1,0. Pour des structures de type MD, $R_d = 3,0$ et $R_o = 1,3$ tandis que pour des structures de type CC, $R_d = 1,5$ et $R_o = 1,3$. Il faut également s'assurer que la charge sismique ait une valeur minimale (V_{min}). Compte tenu de la sismicité des deux villes, le cisaillement minimal ne contrôle en aucun cas la charge sismique de dimensionnement. Une valeur de cisaillement maximal au sol (V_{max}) est également spécifiée, tel que présenté à l'équation (A.8-3).

$$V_{max} = \frac{\frac{2}{3} S(0,2) \cdot I_E \cdot W}{R_d R_o} \quad (\text{A.8-3})$$

Dans cette équation, $S(0,2)$ est l'accélération spectrale pour une période de 0,2 s. La période fondamentale T_a du bâtiment est estimée par des équations empiriques. Les équations pour approximer T_a sont présentées dans l'article [4.1.8.11. 3)] et dépendent du type de système de résistance aux forces latérales qui est utilisé. Pour des contreventements en acier positionnés en X, le système correspond à une ossature contreventée et on emploie l'équation (A.8-4) pour estimer cette période.

$$T_a = 0,025 h_n \quad (\text{A.8-4})$$

La hauteur h_n est la hauteur hors sol du niveau le plus élevé de la partie principale de l'ouvrage exprimée en mètres (m). Puisqu'une analyse modale sera réalisée, il est possible d'employer la période obtenue de cette analyse. Toutefois, cette période ne doit pas excéder 2 fois la période empirique, tel qu'il est mentionné à l'article [4.1.8.11. 3) d)]. Étant donné, que généralement, la période obtenue de l'analyse modale est supérieure à cette limite, on estimera la période naturelle à $2T_a$ pour les calculs du cisaillement à la base selon la méthode des forces statiques équivalentes. Les périodes fondamentales et les accélérations spectrales pour des bâtiments variant entre 2 et 4 étages à Montréal et à Victoria sont présentées au Tableau A.8-1.

Tableau A.8-1: Périodes fondamentales empiriques et accélérations spectrales pour des bâtiments de hauteurs différentes.

Nombre d'étages	h_n (m)	T_a (s)	$S(T_a)$ - Montréal (s)	$S(T_a)$ - Victoria (s)
2	8,174	0,4087	0,4104	0,9356
3	12,261	0,6131	0,2716	0,7205
4	16,348	0,8174	0,2021	0,5407

L'ensemble des charges ont alors été définis et ces charges sont résumées au Tableau A.8-2. Tel que mentionné précédemment, il reste les charges de vent et les charges sismiques à déterminer, puisque celles-ci dépendent des dimensions des bâtiments.

Tableau A.8-2: Résumé des charges utilisées pour la conception des bâtiments.

Charges	Montréal (kPa)	Victoria (kPa)
D_{toit}	1,3	3,9
$D_{plancher}$	4,6	4,6
D_{mur}	1,5	1,5
L	2,4	2,4
S	2,48	1,08

A.8.4 Évaluation des dimensions des bâtiments

Cette section présente la méthodologie pour évaluer les dimensions des bâtiments. À moins d'avis contraire, les articles mentionnés dans cette section proviennent du Code National du Bâtiment Canadien (CNCB 2010). Tel que mentionné précédemment, le seul paramètre inconnu permettant d'évaluer la charge sismique est le poids du bâtiment (W), qui dépend des dimensions du bâtiment. À cet effet, le poids du bâtiment représente la charge permanente à laquelle il faut ajouter 25% de la charge de neige sur les toits, ainsi que le contenu de tout réservoir et 60% du poids de stockage. Le poids du bâtiment doit être calculé selon l'article [4.1.8.11. 4)]. Le poids des murs est distribué aux étages en prenant la moitié du poids au-dessus de l'étage et la moitié de la hauteur de l'étage du dessous. L'équation (A.8-5) présente l'équation pour le calcul du poids du bâtiment W .

$$W = \sum_{i=1}^n W_i \quad (\text{A.8-5})$$

Dans cette équation, W_i est le poids à chaque étage et n est le nombre d'étages. Pour évaluer le poids du bâtiment pouvant être admis, il faut d'abord distribuer l'effort sismique à chacun des niveaux. Il faut également prendre en compte deux effets supplémentaires, soit la torsion accidentelle et les effets de deuxième ordre ($P-\Delta$).

A.8.4.1 Déplacement vertical des poutres

La distribution des efforts sismiques doit se faire à chaque étage, tel que le CNBC 2010 le stipule à l'article [4.1.8.11. 6)]. Cette distribution est réalisée selon l'équation (A.8-6).

$$F_x = \frac{(V - F_t)W_x h_x}{\sum_{x=1}^n W_x h_x} \quad (\text{A.8-6})$$

Dans cette équation, F_x est l'effort à l'étage, F_t représente la force qui doit être appliquée au toit, W_x est le poids de l'étage et h_x est la hauteur totale à partir de la base du bâtiment. Pour une période naturelle supérieure à 0,7 s, il faut concentrer une force supplémentaire au toit, comme il est indiqué aux équations (A.8-7) et (A.8-8).

$$\text{Si } T_a \leq 0,7 \text{ s} \quad F_t \leq 0 \quad (\text{A.8-7})$$

$$\text{Si } T_a > 0,7 \text{ s} \quad F_t = 0,07 \cdot T_a \cdot V \leq 0,25V \quad (\text{A.8-8})$$

Pour des bâtiments de 2 ou de 3 étages, aucune masse ne doit être concentrée à la toiture puisque la période fondamentale T_a est inférieure à 0,7 s (voir Tableau A.8-1). Toutefois, pour les bâtiments de 4 étages, un effort doit être considéré au toit, dépendamment de l'effort sismique à la base. Finalement, le cisaillement à chaque étage (V_x) est alors donné par l'équation (A.8-9).

$$V_x = \sum_x^n F_x \quad (\text{A.8-9})$$

A.8.4.2 Effort de torsion

Le CNBC 2010 exige qu'une torsion accidentelle soit appliquée au bâtiment pour considérer l'incertitude quant à l'emplacement réel du centre de masse et du centre de rigidité. À cet effet, lorsque $B \leq 1,7$ ou $I_E F_a S_a(0,2) < 0,35$, l'article [4.1.8.11. 10)] indique que la torsion (T) doit être

considérée en supposant une excentricité équivalente à 10% de la dimension perpendiculaire à l'effort sismique (D_n) à chaque niveau du bâtiment selon les équations (A.8-10) et (A.8-11).

$$T = F_x (e + 0,10D_n) \quad (\text{A.8-10})$$

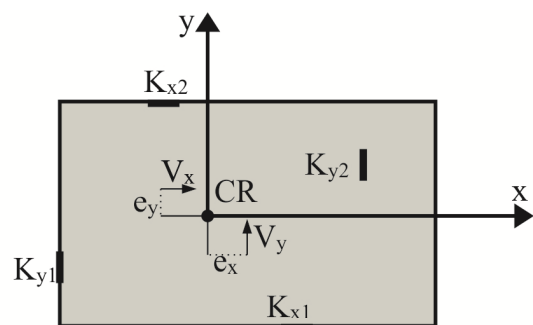
$$T = F_x (e - 0,10D_n) \quad (\text{A.8-11})$$

Dans ces équations, F_x est la force sismique à l'étage x et e est l'excentricité entre le centre de masse (CM) et le centre de rigidité (CR) dans la direction étudiée. Le paramètre B est le paramètre qui établit la sensibilité à la torsion. Il s'agit de calculer le rapport de B_x pour chaque étage de façon indépendante et pour chacune des directions orthogonales selon l'équation (A.8-12). La valeur de B correspond à la valeur maximale de B_x dans les deux directions orthogonales.

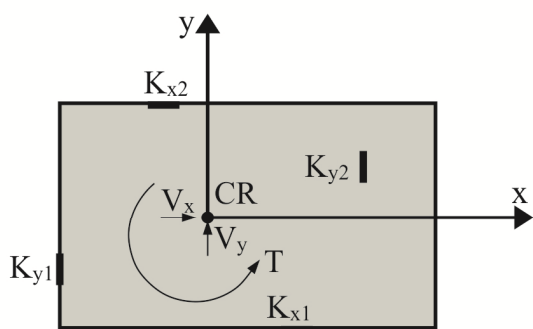
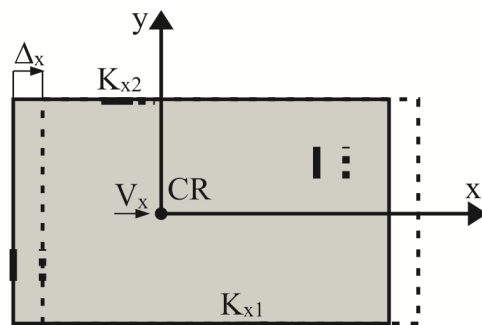
$$B_x = \delta_{\max} / \delta_{\text{ave}} \quad (\text{A.8-12})$$

Dans cette équation, δ_{\max} correspond au déplacement maximal de l'étage aux extrémités de la structure dans la direction du séisme produit par les forces statiques équivalentes à une distance de $\pm 0,10D_{nx}$ du centre de gravité pour chaque étage x . Le δ_{ave} correspond au déplacement moyen aux extrémités de la structure à l'étage x pour les mêmes forces. Pour les bâtiments étudiés, ce critère ($B \leq 1,7$) est respecté aisément compte tenu de la régularité des bâtiments.

Pour évaluer les efforts de torsion dans les diagonales, une méthode s'appliquant pour les bâtiments d'un étage avec un diaphragme rigide a été employée (Beaulieu et *al.* 2008), tel que montré à la Figure A.8-1.

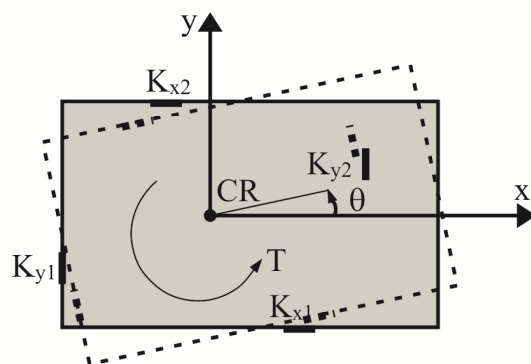
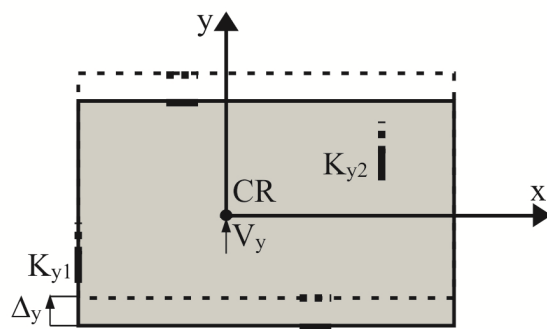


a) Géométrie et charges



$$T = V_y e_x - V_x e_y$$

b) Charges appliquées au centre de rigidité



c) Déformations selon les trois degrés de liberté

Figure A.8-1: Comportement d'une structure d'un seul étage avec diaphragme rigide (Beaulieu et al. 2008).

Cette méthode consiste à décomposer le mouvement du diaphragme selon les trois degrés de liberté. On peut alors obtenir le déplacement du diaphragme selon l'axe des x (Δ_x), le déplacement du diaphragme selon l'axe des y (Δ_y) et la rotation du diaphragme à partir de l'axe des x (θ). En établissant l'équilibre des mouvements, on obtient les équations (A.8-13) à (A.8-18).

$$\sum_{i=1}^m K_{xi} \Delta_x = V_x \quad (\text{A.8-13})$$

$$\Delta_x = \frac{V_x}{\sum_{i=1}^m K_{xi}} \quad (\text{A.8-14})$$

$$\sum_{j=1}^m K_{yi} \Delta_y = V_y \quad (\text{A.8-15})$$

$$\Delta_y = \frac{V_y}{\sum_{j=1}^m K_{yi}} \quad (\text{A.8-16})$$

$$\sum_{i=1}^m (K_{xi} \theta y_i^2) + \sum_{j=1}^n (K_{yj} \theta x_j^2) = T \quad (\text{A.8-17})$$

$$\theta = \frac{T}{\sum_{i=1}^m (K_{xi} y_i^2) + \sum_{j=1}^n (K_{yj} x_j^2)} \quad (\text{A.8-18})$$

Dans ces équations, K_x et K_y sont les rigidités dans les directions x et y tandis que V_x et V_y sont les forces sismiques appliquées. Il est ensuite possible d'évaluer les déformations pour chacun des éléments de résistance aux forces latérales en utilisant les équations (A.8-19) et (A.8-20).

$$\Delta_{xi} = \Delta_x - \theta \cdot y_i \quad (\text{A.8-19})$$

$$\Delta_{yi} = \Delta_y - \theta \cdot x_i \quad (\text{A.8-20})$$

La position du centre de rigidité est calculée en additionnant le produit de la rigidité perpendiculaire à l'axe recherché par le bras de levier dans la direction de l'axe et en divisant ce produit par la somme des rigidités, tel que montré aux équations (A.8-21) et (A.8-22).

$$CR_x = \frac{\sum_{j=1}^n K_{yj} x_j}{\sum_{j=1}^n K_{yj}} \quad (\text{A.8-21})$$

$$CR_y = \frac{\sum_{i=1}^m K_{xi} y_i}{\sum_{i=1}^m K_{xi}} \quad (\text{A.8-22})$$

Il convient de rappeler que cette méthode s'applique uniquement pour des bâtiments d'un étage avec une toiture rigide. Par conséquent, la méthode ne s'applique pas directement pour les bâtiments étudiés. Néanmoins, cette méthode permet d'estimer les efforts dans les contreventements pour une disposition et une rigidité quelconque des contreventements dans le bâtiment. En posant des charges unitaires, il est alors possible d'obtenir un facteur α , qui correspond à la force sismique reprise par le contreventement le plus sollicité.

A.8.4.3 Effets de deuxième ordre $P-\Delta$

La rigidité latérale d'une structure est réduite par la présence de charges de compression que l'on nomme les effets du deuxième ordre (effets $P-\Delta$). Puisque l'analyse de la structure est réalisée dans une position non-déformée, il faut tenir compte de ces effets en multipliant l'effort sismique par un coefficient U_2 . L'équation du paramètre U_2 est donnée ci-dessous et elle se trouve à l'article [27.1.8.2] dans la norme S16-09.

$$U_2 = 1 + \left(\frac{\sum C_f R_d \Delta_f}{\sum V_f h} \right) \leq 1,4 \quad (\text{A.8-23})$$

Dans cette équation, C_f correspond aux charges de gravités, $R_d \Delta_f$ représente le déplacement latéral attendu de la structure, V_f représente la charge latérale appliquée et h est la hauteur de l'étage. Il faut également s'assurer que le coefficient U_2 soit inférieur ou égal à 1,4. Pour des contreventements de type CC, le facteur U_2 utilisé peut être celui présenté à l'article [8.4.2] de la norme S16-09. Par contre, pour le dimensionnement des bâtiments présentés dans ce mémoire, le coefficient U_2 présenté à l'équation (A.8-23) a été employé pour les bâtiments de type CC. Pour prendre en compte ces charges, il faut d'abord calculer la charge en compression à chaque étage (C_f) selon l'équation (A.8-24).

$$\sum C_f = D + E + 0,5L + 0,25S \quad (\text{A.8-24})$$

Étant donné que le déplacement latéral attendu de la structure est inconnu à ce stade, celui-ci est supposé être égal à 0,5% de la hauteur totale du bâtiment. Dans ce cas, on peut obtenir les équations (A.8-25) et (A.8-26).

$$R_d \Delta_f = 0,005h \quad (\text{par hypothèse}) \quad (\text{A.8-25})$$

$$U_2 = 1 + \left(\frac{0,005 \sum C_f}{\sum V_f} \right) \quad (\text{par hypothèse}) \quad (\text{A.8-26})$$

Il faut également appliquer une charge latérale fictive à la structure (V_{Hx}), tel qu'il est exigé à l'article [8.4.1] de la norme S16-09. Cette charge fictive correspond à 0,5% des charges de gravité et elle vise à représenter un défaut de rectitude à la structure. De manière générale, la plastification de la pièce se produit juste avant le développement de l'instabilité de la pièce, augmentant alors le déplacement horizontal à cet instant. L'équation de la charge fictive est présentée à l'équation (A.8-27).

$$V_{Hx} = 0,005 \sum C_f \quad (\text{A.8-27})$$

A.8.4.4 Calcul des efforts sismiques

Aux étapes précédentes, les différents paramètres de l'équation du cisaillement à la base d'une charge sismique de la méthode simplifiée ont été traités. La méthodologie employée pour considérer la torsion accidentelle a ensuite été discutée. Finalement, le facteur U_2 a été défini afin de considérer les effets P- Δ . Le cisaillement que doit reprendre le contreventement le plus sollicité (V_{xc}) est alors donné par l'équation (A.8-28).

$$V_{xc} = U_2 (\alpha V_x + V_{Hx}/n) \quad (\text{A.8-28})$$

Dans cette équation, V_x est le cisaillement inter-étage résultant de la distribution des charges sismiques F_i . Le coefficient α est le rapport maximal que reprend le contreventement le plus sollicité par rapport à la force totale pour inclure les effets de torsion. Le paramètre n est le nombre de contreventements utilisés dans la direction de l'effort sismique. Cette équation représente l'effort horizontal qui doit être repris par un contreventement. Comme les contreventements utilisés sont des contreventements en X, qui ont toujours deux membrures et que la capacité de ces membrures est évaluée en compression (effort axial), l'effort sismique pour concevoir les diagonales est donné par l'équation (A.8-29).

$$C_E = \frac{V_{xc}}{2 \cos \theta} \quad (\text{A.8-29})$$

L'angle θ est égal à $28,59^\circ$, mesuré entre le plan horizontal et la diagonale.

A.8.4.5 Résistances des diagonales de contreventement

Deux types de contreventements sont utilisés, soit les profilés HSS127x127x8.0 et les profilés HSS102x102x6.4. L'acier utilisé est la nuance ASTM A500 gr. C ($F_y = 345$ MPa). Puisque les contreventements travaillent en tension-compression, la résistance en compression gouverne le dimensionnement. Les propriétés géométriques nécessaires pour le calcul de la résistance pour le HSS127x127x8.0 sont: $A = 3400$ mm² et $r = 48,3$ mm tandis que pour le HSS102x102x6.4, elles sont: $A = 2170$ mm² et $r = 38,6$ mm. La longueur de flambement considérée correspond à la longueur centre-à-centre des poutre-colonne. Il s'agit de la longueur généralement utilisée en pratique. Compte tenu des dimensions du cadre, la longueur de flambement de la diagonale est de 8541 mm. Les résistances en compression sont obtenues en assumant que la diagonale continue apporte un support à la diagonale comprimée en appliquant un facteur K égal à 0,5 à la longueur de flambement considérée. Les résistances en compression sont alors de 530 kN et de 250 kN pour les profilés HSS127x127x8.0 et HSS102x102x6.4 respectivement.

A.8.4.6 Choix des bâtiments

Les équations permettant d'évaluer les charges sismiques ont été présentées précédemment. Comme il a été mentionné, le poids du bâtiment est l'inconnu et celui-ci dépend des dimensions du bâtiment. Les spécimens étudiés au laboratoire peuvent se rassembler en huit combinaisons. Chacune des combinaisons réfèrent à au moins un spécimen étudié et, donc, à un profilé de diagonale et un type de conception. Par ailleurs, pour chacun de ces types, la ville et le nombre d'étages peuvent différer. Pour les types CC, le nombre d'étages est limité à 3 puisque la hauteur du bâtiment ne doit pas dépasser 15 m. Les combinaisons possibles de bâtiments sont présentées au Tableau A.8-3. Puisque le nombre d'étage et l'étage étudié varient, le nombre de combinaisons devient très important.

Tableau A.8-3: Combinaisons de bâtiments possible.

No.	Spécimens nos.	Profilés	Type	Ville	Nombre d'étages	Étage étudiée
1	1, 2, 3, 4, 15	HSS127x127x8.0	MD	Montréal	2, 3, 4	1, 2, 3, 4
2	1, 2, 3, 4, 15	HSS127x127x8.0	MD	Victoria	2, 3, 4	1, 2, 3, 4
3	5, 6, 7, 8, 9, 10, 11	HSS127x127x8.0	CC	Montréal	2, 3	1, 2, 3
4	5, 6, 7, 8, 9, 10, 11	HSS127x127x8.0	CC	Victoria	2, 3	1, 2, 3
5	12	HSS102x102x6.4	MD	Montréal	2, 3, 4	1, 2, 3, 4
6	12	HSS102x102x6.4	MD	Victoria	2, 3, 4	1, 2, 3, 4
7	13, 14	HSS102x102x6.4	CC	Montréal	2, 3	1, 2, 3
8	13, 14	HSS102x102x6.4	CC	Victoria	2, 3	1, 2, 3

Il faut alors fixer les critères suivants :

- Ville (Montréal ou Victoria);
- Type de conception sismique (type MD ou type CC);
- Nombre d'étages du bâtiment (2, 3 ou 4);
- Nombre de contreventements par direction (n) (minimum de 2 contreventements par direction);
- Positions des contreventements dans le bâtiment (doivent être définies de manières variables en fonction des dimensions du bâtiment);
- Profilé étudié (HSS127x127x8.0 ou HSS102x102x6.4);
- Étage étudié (1, 2, 3 ou 4);
- Largeur du bâtiment.

En fixant ces paramètres, un seul paramètre est inconnu et il s'agit de la longueur du bâtiment. On itère alors la longueur du bâtiment de sorte que la force C_E dans la diagonale sélectionnée soit égale à la résistance des contreventements étudiés (C_r). L'équation (A.8-30) représente l'équation qu'il faut satisfaire.

$$\frac{C_E}{C_r} = 1 \quad (\text{A.8-30})$$

Lorsque les dimensions du bâtiment sont obtenues, il faut également vérifier que le cisaillement peut être repris par la toiture et les planchers. Deux bâtiments ont alors été retenus tel que présentés au Tableau A.8-4. Les deux bâtiments retenus comportent deux étages, sont conçus selon le type CC et ils sont situés à Montréal et à Victoria respectivement. Le premier bâtiment a une largeur de 30 m et une longueur de 37,5 m tandis que le deuxième bâtiment a une largeur de 22,5 m et une longueur de 28 m. Pour les deux bâtiments, le profilé HSS102x102x6.4 est employé pour le niveau 2. Le profilé HSS127x127x8.0 est également employé pour le premier bâtiment. Dans les deux cas, deux contreventements sont employés par direction ($n = 2$) et les contreventements sont situés sur le périmètre extérieur du bâtiment.

Tableau A.8-4: Bâtiments dimensionnés.

No.	Type	Ville	Nombre d'étages	Étages étudiées	Profilés	Largeur (m)	Longueur (m)	n
1	CC	Montréal	2	1 et 2	2 profilés	30	37,5	2
2	CC	Victoria	2	2	HSS102x102x6.4	22,5	28	2

Les efforts de dimensionnement pour les deux bâtiments sont présentés aux Tableaux A.8-5 et A.8-6 suivants. Dans ces tableaux, on retrouve les efforts sismiques élastiques et la force résultante horizontale de vent (V_W) permettant d'effectuer le dimensionnement des diagonales. On constate alors que les forces sismiques sont nettement supérieures et contrôle alors le dimensionnement des diagonales. Le flux de cisaillement maximal que le tablier doit résister ($1,5S_f$) est également présenté. D'autre part, il convient de mentionner que les charges de conception C_E et $1,5S_f$ sont supérieures aux résistances des diagonales étudiées et des tabliers employés. En effet, lorsque l'analyse dynamique sera réalisée, les charges obtenues selon cette méthode seront généralement inférieures à celles obtenues par la méthode des forces statiques équivalentes. La vérification finale de ces éléments est alors réalisée dans la section traitant de l'analyse dynamique.

Tableau A.8-5: Efforts de dimensionnement pour la stabilité du bâtiment no. 1.

Niveaux	Charge sismique						Vent	Tablier
	V_x (kN)	U_2 ()	V_{Hx} (kN)	V_{xc} (kN)	α ()	C_E (kN)	V_W (kN)	$1,5S_f$ (kN/m)
2	833	1,013	11	479	0,561	273	17	24,0
1	1805	1,024	43	1059	0,561	603	51	29,0

Tableau A.8-6: Efforts de dimensionnement pour la stabilité du bâtiment no. 2.

Niveaux	Charge sismique						Vent	Tablier
	V_x (kN)	U_2 ()	V_{Hx} (kN)	V_{xc} (kN)	α ()	C_E (kN)	V_W (kN)	$1,5S_f$ (kN/m)
2	839	1,006	5	476	0,561	271	17	31,8
1	1976	1,012	24	1134	0,561	646	52	43,9

A.8.5 Conception de la structure

Cette section présente la méthodologie employée pour le dimensionnement de la charpente. La conception est réalisée selon le calcul aux états limites ultimes et doit rencontrer les exigences de la norme CSA S16-09. À moins d'avis contraire, l'ensemble des articles cités dans cette section réfère à cette norme. La Figure A.8-2 illustre le plan d'un bâtiment typique. La nomenclature employée pour les poteaux et les poutres est définie dans les sections suivantes. Cette section traitera alors de la méthodologie employée pour le dimensionnement des contreventements, des planchers, des poteaux et des poutres. L'acier utilisé pour les profilés HSS est la nuance ASTM A500 gr. C ($F_y = 345$ MPa). Pour les profilés W, l'acier utilisé est la nuance ASTM A992 ($F_y = 345$ MPa).

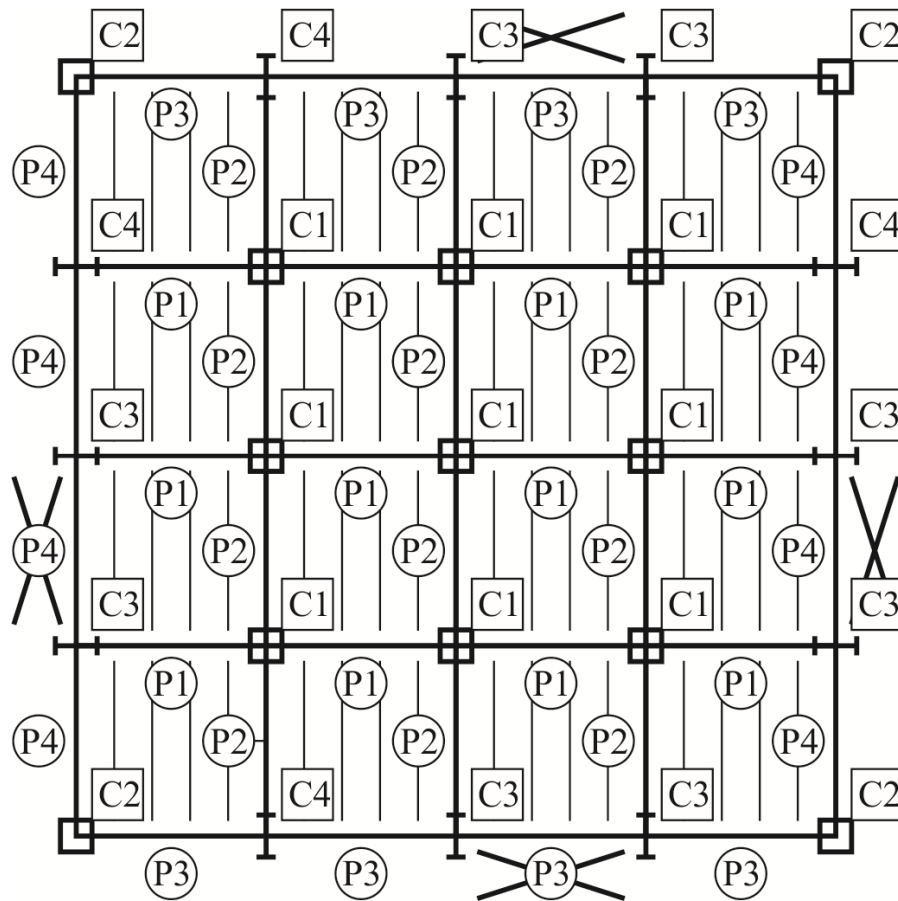


Figure A.8-2: Bâtiment typique.

A.8.5.1 Dimensionnement des contreventements

Les contreventements utilisés sont des profilés HSS et ils sont conçus pour travailler en tension-compression. La résistance en compression contrôle alors le dimensionnement des diagonales. Les efforts de dimensionnement pour les contreventements ont été présentés à la section A.8.4.6. Les longueurs de flambement sont considérées comme étant les longueurs centre-à-centre du cadre, soit de 8541 mm. Puisque les contreventements sont positionnés en X, le facteur K est égal à 0,5 sur la longueur de flambement. À chacun des étages, la même section est employée pour tous les contreventements. Les contreventements de type MD doivent également satisfaire les exigences particulières quant aux limites d'élancement des parois. Ces limites ont été présentées au chapitre 1.

A.8.5.2 Dimensionnement des planchers et de la toiture

Les planchers et la toiture doivent être conçus pour résister aux charges gravitaires et pour assurer la fonction de diaphragme, c'est-à-dire pour transférer le cisaillement inter-étage provenant des charges sismiques vers le système de contreventements. Ils doivent également satisfaire les états limites de service quant au respect des critères de flèche et de la vibration des planchers. Ce dernier critère n'a toutefois pas été vérifié. Le transfert de l'effort de cisaillement sismique est effectué sur toute la largeur et sur toute la longueur du bâtiment. Pour les bâtiments conçus en construction conventionnelle, le cisaillement horizontal est multiplié par $R_d = 1,5$. Pour les bâtiments conçus de type MD, le tablier doit résister aux efforts de cisaillement obtenus pour les efforts anticipés (V_u). Il n'est toutefois pas nécessaire que la résistance du tablier soit supérieur au cisaillement calculé avec $R_d R_o = 1,3$, tel que mentionné à l'article [27.1.2].

Les toitures ont été réalisées en employant un tablier métallique en acier. Pour les bâtiments situés à Victoria, le cisaillement inter-étage devient rapidement très important et la résistance du tablier est devenu est critère important pour obtenir les dimensions du bâtiment. Les planchers ont été réalisés par l'utilisation d'une dalle en béton de densité normal d'une épaisseur de 65 mm. Il aurait été possible d'utiliser une dalle avec un béton léger, mais cette solution n'a pas été examinée.

Pour simplifier la conception, le choix des toitures et des planchers a été uniformisé pour tous les bâtiments. Ces choix sont présentés aux Tableaux A.8-7 et A.8-8. La portée du tablier est assumée être de 1500 mm. Les attaches aux supports sont des points de soudure de 19 mm (19 mm puddle weld). Les feuilles du tablier métallique sont attachées entre elles par des boutons de perforation (button punch). Pour les tabliers utilisés aux étages, un tablier métallique combiné avec du béton de densité normal et d'une épaisseur de 65 mm a été employé. Dans ce cas, un indice « c » a été ajouté au type de tablier pour signifier qu'il y a du béton. Dans ce tableau, Q est la résistance au cisaillement et G' est le module de cisaillement effectif.

Tableau A.8-7: Choix des toitures et des planchers pour le bâtiment no. 1.

Niveau	Ville	Type	Épaisseur (mm)	Portée (mm)	Support	Espacement	Q (kN/m)	G' (kN/mm)
2	Montréal	P-3615	1,52	1500	36/11	300 mm o/c	24,6	26,4
1	Montréal	P-3615-c	0,76	1500	36/4	600 mm o/c	43,0	427

Tableau A.8-7: Choix des toitures et des planchers pour le bâtiment no. 2.

Niveau	Ville	Type	Épaisseur (mm)	Portée (mm)	Support	Espacement	Q (kN/m)	G' (kN/mm)
2	Victoria	P-3615	1,52	1500	36/11	150 mm o/c	30,2	26,9
1	Victoria	P-3615-c	0,91	1500	36/4	300 mm o/c	45,3	429

A.8.5.3 Dimensionnement des poteaux

Le dimensionnement des poteaux doit être réalisé de manière appropriée puisque ceux-ci ont une influence sur la réponse dynamique de la structure en contribuant à la rigidité latérale du bâtiment. Les poteaux utilisés dans des bâtiments de type MD doivent satisfaire les exigences spécifiées à l'article [27.5.5]. Les colonnes doivent résister aux efforts de gravité ainsi que des efforts anticipés des contreventements. Les colonnes qui sont situés à l'extérieur des baies contreventées doivent satisfaire les exigences des classes à 1, 2 et 3 pour des éléments en flexion. Les colonnes doivent être également continues sur deux étages ou plus pour empêcher la formation d'un étage faible. Les poteaux situés dans la baie contreventée doivent respecter les limites de sections de classe 1 ou 2 pour des éléments en compression-flexion. Par ailleurs, ces poteaux doivent résister à un moment additionnel égal à $0,2ZF_y$ dans la direction de la baie contreventée. Pour les poteaux utilisés dans les bâtiments de type CC, ces exigences ne s'appliquent pas et le dimensionnement se fait comme n'importe quelle pièce comprimée.

Par mesure de simplification, les poteaux ont été regroupés en quatre catégories, numérotés C-1, C-2, C-3 et C-4. La nomenclature des poteaux fait référence à la Figure A.8-2. Les poteaux C-1 sont les poteaux intérieurs et qui portent uniquement des charges gravitaires. Les poteaux C-2 sont les poteaux dans les coins du bâtiment. Ils portent une charge gravitaire, mais également une charge en flexion dans les deux directions du poteau causée par les charges de vent. Les poteaux

C-3 sont les poteaux de la baie contreventée sur le périmètre extérieur du bâtiment. Ils reprennent les charges gravitaires, une charge de flexion causée par le vent et une charge de compression sismique causée par la diagonale en tension. Les poteaux C-4 sont les poteaux à l'extérieur qui reprennent les charges de compression gravitaires et la flexion causée par le vent. Ils ne résistent pas aux efforts sismiques. Tels qu'il a été mentionnée, les charges de vent sont reprises par les poteaux. En fait, on assume que des lisses horizontales avec des tirants sont disposées entre les poteaux et les poutres. Ces lisses permettent de supporter le revêtement extérieur de la structure. Elles permettent également de reprendre les charges de vent. Une lisse horizontale supérieure est généralement localisée sous la poutre et reprend les efforts dans les tirants. Les réactions des tirants sont ensuite transférées aux poteaux. Les lisses ne sont pas conçues pour ces bâtiments puisqu'ils n'ont aucune influence sur le comportement dynamique de la structure. Par contre, puisque ce type de conception est employé, les poutres ne reprennent donc aucune flexion selon leur axe faible. Le poteau sera par conséquent l'élément qui résistera aux efforts de vent. Pour des fins de simplification, la charge de vent est considérée comme une charge uniformément répartie appliquée sur le poteau.

Pour les bâtiments de 2 étages, les poteaux seront continus sur la hauteur totale du bâtiment. Dans tous les cas, les valeurs des coefficients de longueurs effectives K_x et K_y sont égaux à 1,0. La longueur de flambement considérée est égale à la hauteur de l'étage, soit de 4087 mm.

A.8.5.4 Dimensionnement des poutres

Le choix des poutres a peu d'impact quant à la réponse dynamique de la structure. Néanmoins, le dimensionnement des poutres est effectué selon les spécifications de la norme. Pour ce faire, toutes les charges appliquées sur la structure ont été considérées comme étant des charges uniformément réparties. De plus, la variation du moment n'a pas été pris en compte dans le calcul du déversement élastique (ω_1 est égal à 1,0). Tel qu'on peut le voir à la Figure A.8-2, les poutres principales sont toujours situées dans la direction E-O. Les poutres secondaires sont quant à elles situées dans la direction N-S. On considère que les poutres secondaires seront utilisées entre les poteaux mais que des poutrelles seront employées entre ces poutres secondaires. Ils sont alors appuyés sur la poutre principale. Ces poutrelles n'ont pas été dimensionnées. Les poutres doivent développer une résistance supérieure aux efforts ainsi que respecter le critère de flèche de $L/240$.

Les poutres sont regroupées selon quatre types de poutres. Les poutres P-1 et P-2 sont respectivement les poutres principales et les poutres secondaires situées à l'intérieur du bâtiment et qui reprennent des charges gravitaires seulement. Les poutres P-3 et P-4 sont respectivement les poutres principales et les poutres secondaires qui reprennent les charges gravitaires en plus d'efforts de compression causés par les charges sismiques. Ces poutres sont situées sur le pourtour extérieur du bâtiment. Pour des fins de simplification, toutes les poutres sur un même axe seront identiques. La charge de compression maximale sera employée pour le dimensionnement des poutres. Les poutres secondaires ont été considérées comme étant supportées latéralement sur toute leur longueur. Les poutres principales sont quant à elles supportées latéralement au niveau des poutrelles, soit à un espacement de 1500 mm.

A.8.6 Caractéristiques des bâtiments

Le plan du bâtiment no. 1 est présenté à la Figure A.8-3. Le bâtiment est localisé à Montréal, comporte deux étages et est de type CC. Les dimensions du bâtiment sont de 30 m de largeur par 37,5 m de longueur. Un contreventement en X est disposé à chaque extrémité du bâtiment. Le choix des diagonales de contreventements, des poteaux et des poutres est présenté aux Tableaux A.8-9 à A.8-11.

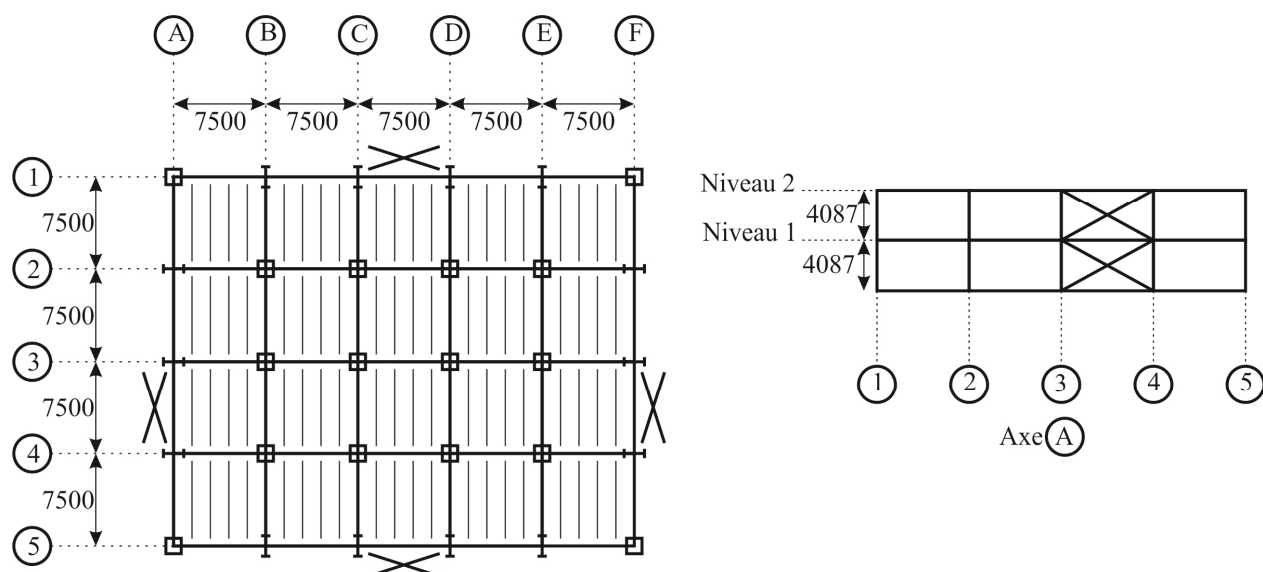


Figure A.8-3: Plan du bâtiment no. 1.

Tableau A.8-9: Choix de contreventements pour le bâtiment no. 1.

Niveaux	Contreventements	A (mm ²)	Classe	C_f (kN)	C_r (kN)	T_u (kN)	C_u (kN)	C'_u (kN)
2	HSS102x102x6.4	2170	1	273	250	---	---	---
1	HSS127x127x8.0	3400	1	603	530	---	---	---

Tableau A.8-10: Choix des poteaux pour le bâtiment no. 1.

No. Colonne	Niveaux	Section	Aire	Classe
C-1	1 et 2	HSS178x178x6.4	3850	2
C-2	1 et 2	HSS127x127x6.4	2690	1
C-3	1 et 2	W200x46	5860	3
C-4	1 et 2	W150x30	3810	2

Tableau A.8-11: Choix des poutres pour le bâtiment no. 1.

No. Poutre	Niveaux	Direction	L (mm)	$b_{trib.}$ (mm)	L_s (mm)	Profilé	A (mm ²)
P-1	2	E-O	7500	7500	1500	W460x52	6 630
P-2	2	N-S	7500	1500	0	W310x21	2 690
P-3	2	E-O	7500	7500	1500	W360x33	4 170
P-4	2	N-S	7500	1500	0	W250x18	2 270
P-1	1	E-O	7500	7500	1500	W460x74	9 450
P-2	1	N-S	7500	1500	0	W310x24	3 040
P-3	1	E-O	7500	7500	1500	W410x46	5 890
P-4	1	N-S	7500	1500	0	W310x21	2 690

Le plan du bâtiment no. 2 est présenté à la Figure A.8-4. Le bâtiment est localisé à Victoria, comporte deux étages et est de type CC. Les dimensions du bâtiment sont de 22,5 m de largeur par 30 m de longueur. Un contreventement en X est disposé à chaque extrémité du bâtiment. Le choix des diagonales de contreventements, des poteaux et des poutres est présenté aux Tableaux A.8-12 à A.8-14.

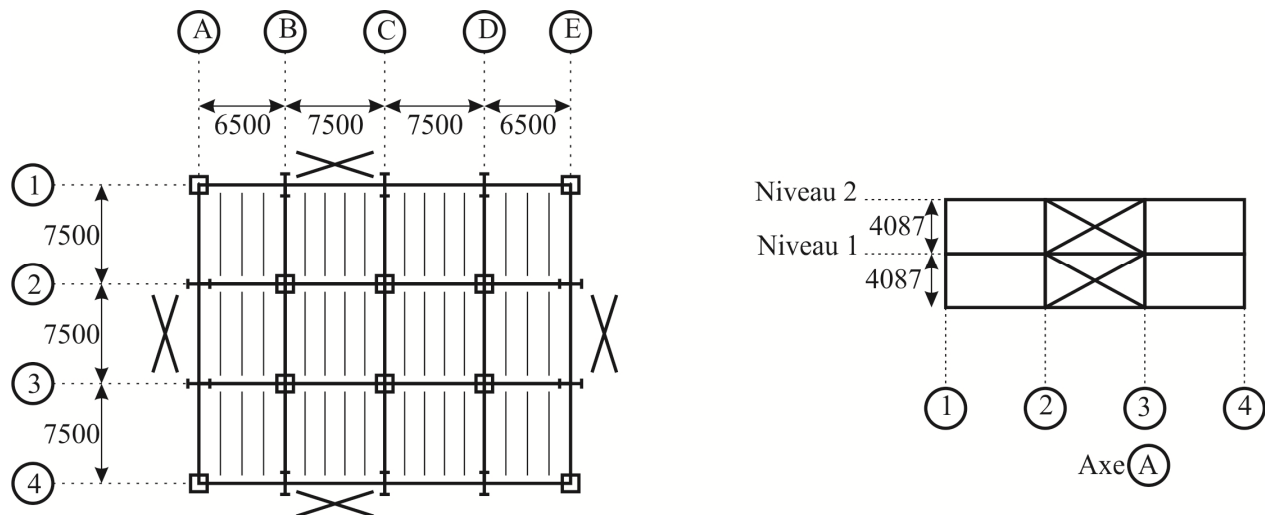


Figure A.8-4: Plan du bâtiment no. 2.

Tableau A.8-12: Choix de contreventements pour le bâtiment no. 2.

Niveaux	Contreventements	A (mm ²)	Classe	C_f (kN)	C_r (kN)	T_u (kN)	C_u (kN)	C'_u (kN)
2	HSS102x102x6.4	2170	1	275	250	---	---	---
1	HSS152x152x6.4	3380	1	646	657	---	---	---

Tableau A.8-13: Choix des poteaux pour le bâtiment no. 2.

No. Colonne	Niveaux	Section	Aire	Classe
C-1	1 et 2	HSS178x178x6.4	3850	2
C-2	1 et 2	HSS127x127x6.4	2690	1
C-3	1 et 2	W200x46	5860	3

Tableau A.8-14: Choix des poutres pour le bâtiment no. 2.

No. Poutre	Niveaux	Direction	L (mm)	$b_{trib.}$ (mm)	L_s (mm)	Profilé	A (mm ²)
P-1	2	E-O	7500	7500	1500	W310x39	4 940
P-2	2	N-S	7500	1500	0	W200x15	1 900
P-3	2	E-O	7500	7500	1500	W310x24	3 040
P-4	2	N-S	7500	1500	0	W200x15	1 900
P-1	1	E-O	7500	7500	1500	W460x74	9 450
P-2	1	N-S	7500	1500	0	W310x24	3 040
P-3	1	E-O	7500	7500	1500	W410x46	5 890
P-4	1	N-S	7500	1500	0	W310x21	2 690

A.8.7 Analyse dynamique des bâtiments

Cette section présente l'analyse dynamique des bâtiments conformément à celle prescrite par le CNBC 2010 pour les deux bâtiments conçus. Dans un premier temps, la procédure sera décrite telle que mentionnée selon le CNBC 2010. Par la suite, les modèles seront décrits ainsi que les résultats des analyses dynamiques.

A.8.7.1 Procédure de l'analyse dynamique

La réalisation de l'analyse dynamique doit se faire en créant deux modèles numériques. Dans le premier modèle, les déplacements latéraux dans les directions autres que celles dont les forces sismiques agissent doivent être empêchés. Les rotations autour de l'axe vertical doivent également être restreintes. Ces opérations visent à obtenir une période naturelle et le cisaillement à la base du bâtiment dans les mêmes conditions que ceux obtenus par la méthode des forces statiques équivalentes. Le deuxième modèle est ensuite réalisé en permettant les déplacements latéraux et les rotations pour l'ensemble des degrés de libertés. Dans ce deuxième modèle, on inclue également les effets de torsion et celui-ci doit être calibré pour respecter les exigences du CNBC 2010 qui sont décrits ci-dessous.

En employant le premier modèle, il est alors possible d'obtenir la période fondamentale. Pour l'évaluation de la période naturelle du bâtiment, il faut considérer la rigidité apportée par les autres éléments lorsque ces éléments réduisent la période fondamentale par plus de 15%, tel qu'il est spécifié à l'article [4.1.8.3. 7)]. Elle doit également être considérée pour le calcul de l'irrégularité de la structure sans toutefois permettre de rendre un système irrégulier devenir régulier par l'ajout de la rigidité de ces éléments. Pour les bâtiments étudiés, la rigidité apportée par les poteaux sera considérée, ce qui est plus représentatif de la réalité. Il est également possible d'obtenir le cisaillement élastique à la base obtenu selon l'analyse dynamique linéaire (V_e). Selon le commentaire du CNBC 2010, une règle simple pour déterminer le nombre de modes nécessaires pour valider l'analyse et de s'assurer qu'au moins 90% de la masse totale est comprise dans la masse combinée contributive de tous les modes utilisées dans l'analyse. Étant donné que le bâtiment est situé sur un sol autre que de catégorie F et que la valeur de R_d est supérieure à 1,5, la valeur de calcul du cisaillement élastique dynamique à la base (V_{ed}) est obtenue en multipliant le cisaillement V_e par le coefficient présenté à l'équation (A.8-31). Si ce coefficient est supérieur à 1, le cisaillement élastique dynamique V_{ed} est alors égal à V_e .

$$\frac{2}{3} \frac{S(0,2)}{S(T_a)} \leq 1,0 \quad (\text{A.8-31})$$

Il faut ensuite appliquer un facteur de calibration au cisaillement élastique à la base V_{ed} afin de tenir compte du comportement non-linéaire de la structure. Le facteur de calibration correspond à

$I_E/R_d R_o$. Ainsi, la valeur du cisaillement à la base dynamique (V_d) est alors obtenue selon l'équation (A.8-32).

$$V_d = \left(\frac{I_E}{R_d R_o} \right) V_{ed} \quad (\text{A.8-32})$$

Le cisaillement V_d représente le cisaillement à la base dynamique qui doit être considéré dans l'analyse dynamique. Il faut toutefois s'assurer que cette valeur respecte les exigences du CNBC 2010. À cet effet, lorsque la structure est régulière, V_d doit être supérieur ou égal à $0,8V$. Lorsque la structure est irrégulière et qu'elle nécessite une analyse dynamique, le cisaillement à la base considéré doit être la valeur maximale entre V_d et V . Dans les deux cas, V est le cisaillement à la base élastique obtenu par la méthode des forces statiques équivalentes, tel que présenté à l'équation (A.8-2). Le cisaillement à la base V doit être déterminé en employant la période fondamentale obtenue de l'analyse modale, tout en respectant la période minimale prescrite par le CNCB 2010. On rappelle que cette limite est égale à 2 fois la période empirique pour les contreventements en acier.

$$\text{Structure régulière} \quad V_d = \left(\frac{I_E}{R_d R_o} \right) V_{ed} \geq 0,8V \quad (\text{A.8-33})$$

$$\text{Structure irrégulière} \quad V_d = \left(\frac{I_E}{R_d R_o} \right) V_{ed} \geq V \quad (\text{A.8-34})$$

Le cisaillement élastique à la base obtenu par l'analyse spectrale du premier modèle est V_e . Il faut donc ajuster le modèle pour que le cisaillement que l'on obtienne en réalisant l'analyse soit V_d , selon les équations (A.8-33) et (A.8-34). Par conséquent, les résultats du modèle doivent alors être multipliés par le facteur de calibration (FC), présenté à l'équation (A.8-35).

$$FC = V_d / V_e \quad (\text{A.8-35})$$

Le deuxième modèle peut alors être développé afin d'obtenir les efforts et les déplacements. Ce modèle doit d'abord être calibré par le facteur de calibration FC afin que le cisaillement à la base corresponde au cisaillement V_d . Dans ce modèle, il faut également tenir compte de l'effet des moments de torsion causés par les forces sismiques selon l'une des deux méthodes suivantes. La première méthode consiste à appliquer un couple de torsion causé par $(\pm 0,10 D_{nx})F_x$ à chaque niveau x . Dans cette méthode, F_x est obtenu par l'analyse dynamique élastique ou par les forces à

chaque étage obtenues par la méthode des forces statiques présenté à l'équation (A.8-6) multiplié par $R_d R_o / I_E$. La deuxième méthode peut seulement être employée si la valeur de B est inférieure à 1,7. Dans ce cas, il est permis d'utiliser une analyse dynamique tridimensionnelle où les centres de gravité sont décalés d'une distance de $\pm 0,05 D_{nx}$. Le deuxième modèle permet ainsi d'obtenir directement les efforts dans la structure. Toutefois, pour obtenir les bons déplacements, il faut prendre les déplacements obtenus de l'analyse dynamique et les multiplier par $R_d R_o$.

A.8.7.2 Description des modèles numériques

Le logiciel employé pour réaliser l'analyse dynamique est le logiciel ETABS. La géométrie du bâtiment est d'abord définie dans le logiciel. Deux matériaux sont employés, soit l'acier et le béton. La nuance d'acier ASTM A992 est employée pour l'acier, en définissant le module élastique égal à 200 000 MPa. Le poids volumique et la masse volumique des matériaux sont mis égal à 0, car le poids de ces éléments est considéré dans le calcul du poids de la structure. Les sections sont directement prises dans la base de données d'ETABS préparé par le Canadian Institute of Steel Construction (CISC). La modélisation inclue les colonnes, les contreventements et les poutres du cadre contreventée. Les autres poutres ont été omises dans le modèle puisque leur contribution à la rigidité de la structure est nulle. Les planchers ont été définis comme des éléments de type coque. L'épaisseur de la dalle a été fixée à 1,0 pour l'effet de membrane et pour la flexion. En effet, il n'est pas nécessaire de définir une épaisseur réelle compte tenu que le tablier sera considéré comme étant rigide. Les modèles des deux bâtiments sont présentés à la Figure A.8-5.

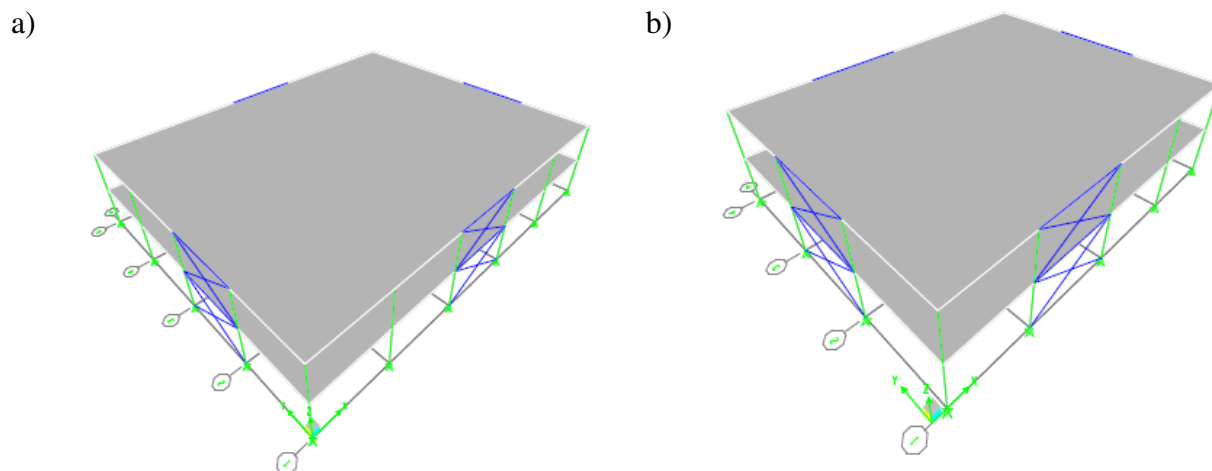


Figure A.8-5: Modèle ETABS des bâtiments pour : a) Montréal; b) Victoria.

L'analyse dynamique a été réalisée selon la méthode modale du spectre de réponse. Le spectre de réponse est alors défini selon que le bâtiment soit situé à Montréal ou à Victoria. Les accélérations de calcul sont appliquées dans les deux directions orthogonales au bâtiment soit, dans la direction U1 (axe x) et dans la direction U2 (axe y). L'amortissement modal a été fixé à une valeur constante de 5% pour l'ensemble des modes, ce qui assure également la compatibilité avec l'amortissement employé dans le spectre. La combinaison modale employée est la méthode de combinaison quadratique complète (CQC). L'analyse modale est réalisée en résolvant le problème des valeurs propres (eigenvectors). Les effets P- Δ et l'effet des charges fictives ne sont pas incluses dans le modèle car elles seront considérées par la suite.

A.8.7.2.1 Calibration de l'analyse dynamique (modèle 1)

Dans un premier temps, il s'agit de réaliser un premier modèle (modèle 1), d'où un facteur de calibration sera obtenue qui permettra de calibrer le second modèle (modèle 2). Pour ce modèle, il s'agit d'empêcher les translations verticales selon z (UZ) et les rotations autour de l'axe vertical z (RZ). En limitant ces mouvements, le mode de flexion fondamental sera obtenu et il pourra alors être comparé avec le mode flexionnel assumé par la méthode des forces statiques équivalentes. Les résultats de l'analyse spectrale du modèle 1 sont présentés au Tableau A.8-15. Dans ce tableau, on retrouve la période naturelle (T_a) et le cisaillement élastique (V_e) obtenu par ETABS. Compte tenu de la rigidité importante du bâtiment no. 2, les forces élastiques peuvent être réduites pour ce bâtiment en appliquant un facteur de 0,793 au V_e . Pour le bâtiment no. 1, cette réduction n'est pas permise. Le cisaillement élastique dynamique (V_{ed}) peut alors être calculé. La période (T_a) employée pour le calcul du cisaillement élastique selon la méthode des forces statiques équivalentes (V) est présentée. Les résultats des calculs de V et du cisaillement dynamique (V_d) sont présentés. Ce dernier est obtenu selon l'équation (A.8-33). Finalement, le facteur de calibration (FC) est présenté, ce qui représente l'objectif final du premier modèle.

Tableau A.8-15: Paramètres obtenus selon le modèle no. 1 permettant la calibration pour la méthode d'analyse dynamique pour les bâtiments étudiés.

Éléments	Bâtiment no. 1 (Montréal)	Bâtiment no. 2 (Victoria)
T_a (ETABS) (s)	0,3968	0,2927
V_e (ETABS) (kN)	3438	4980
$\frac{2}{3} \frac{S(0,2)}{S(T_a)} \leq 1,0$	$1,007 > \underline{1,0}$	$\underline{0,793} \leq 1,0$
V_{ed} (kN)	3438	3949
T_a employé pour V (s)	$\underline{0,3968} \leq 0,4087$	$\underline{0,2927} \leq 0,4087$
V (kN)	1863	1976
V_d (kN)	1763	2025
$FC = V_d/V_e$	0,513	0,407

A.8.7.2.2 Résultats de l'analyse spectrale (modèle 2)

Le facteur de calibration obtenu, il est alors possible de réaliser l'analyse dynamique pour le modèle 2. Dans ce modèle, on applique d'abord le facteur de calibration au spectre de dimensionnement. De plus, tous les degrés de libertés sont libérés, permettant alors d'obtenir des modes de vibration en torsion. La torsion est considérée en appliquant un couple de torsion accidentel au centre de masse du diaphragme. Dans ce cas, une excentricité de 10% de la largeur perpendiculaire à la direction étudié est considérée. Étant donné que les deux bâtiments sont des structures à 6 degrés de libertés, il y a alors 6 modes fondamentales de vibration. Les résultats des analyses dynamiques sont présentés aux Tableaux A.8-16 et A.8-17 pour les deux bâtiments. Dans ces tableaux, on retrouve la direction dans laquelle les efforts et les déplacements sont maximums, les forces obtenues selon ETABS (C_{ETABS}), les charges pondérées (C_f) et le ratio de sollicitation de la diagonale (C_f/C_r). Les charges pondérées sont obtenues en ajoutant à la force C_{ETABS} les charges fictives divisées par le nombre de contreventement dans une direction (V_{HX}/n) et en multipliant ce total par le facteur U_2 . Ces paramètres ont été obtenus lors de la résolution de l'analyse initiale par la méthode des forces statiques équivalentes et ils se retrouvent dans les Tableaux A.8-5 et A.8-6. Il est à noter qu'il aurait été nécessaire de recalculer le paramètre U_2 avec les déplacements obtenus. Toutefois, il n'est pas nécessaire de considérer les effets $P-\Delta$ compte tenu que l'influence est négligeable. Ces effets ont néanmoins été considérés. Le flux de cisaillement que doit résister le tablier est présenté. Pour tous les cas, la résistance du tablier est

supérieure au flux de dimensionnement obtenu. Les déplacements inter-étage élastiques ($\Delta_{elas.}$) et les déplacements inter-étages attendus ($\Delta_{attendus}$) sont également présentés. Les $\Delta_{elas.}$ sont obtenus directement du logiciel ETABS et correspondent au déplacement maximum du diaphragme. Les $\Delta_{attendus}$ correspondent aux $\Delta_{elas.}$ multipliés par $R_d R_o$. Ces déplacements sont exprimés en pourcentage de la hauteur inter-étage.

Tableau A.8-16: Résultats de l'analyse spectrale du bâtiment no. 1 à Montréal.

Niveaux	Direction	Forces maximales dans les diagonales			Tablier $1,5S_f$ (kN/m)	Déplacements inter-étage	
		C_{ETABS} (kN)	C_f (kN)	C_f/C_r ()		$\Delta_{elas.}$ (% h_s)	$\Delta_{attendus}$ (% h_s)
2	U2	236	244	0,978	28,6	0,167	0,326
1	U2	503	537	1,013	34,3	0,186	0,363

Tableau A.8-17: Résultats de l'analyse spectrale du bâtiment no. 2 à Victoria.

Niveaux	Direction	Forces maximales dans les diagonales			Tablier $1,5S_f$ (kN/m)	Déplacements inter-étage	
		C_{ETABS} (kN)	C_f (kN)	C_f/C_r ()		$\Delta_{elas.}$ (% h_s)	$\Delta_{attendus}$ (% h_s)
2	U2	252	256	1,024	30,0	0,167	0,326
1	U2	611	631	0,960	43,9	0,226	0,441

Pour les deux bâtiments, les efforts maximums dans les diagonales et la demande maximale en déplacements ont été observés au premier niveau pour une accélération dans la direction U2. Le rapport C_f/C_r pour les diagonales est très près de 1,0 pour toutes les diagonales, signifiant que les diagonales sont sollicitées au maximum de leur capacité. Pour deux d'entre elles, le ratio est excédé mais il demeure raisonnable d'accepter le dimensionnement final. Les déplacements inter-étages attendus maximums selon la méthode d'analyse spectrale sont de 0,36% h_s et de 0,44% h_s pour les bâtiments de Montréal et de Victoria respectivement. Ces déplacements correspondent aux déplacements que l'on s'attend d'une analyse linéaire élastique. On s'attend toutefois que ces déplacements soient plus importants pour des bâtiments réels, à cause des divers éléments dans le bâtiment susceptible d'augmenter la déformée. On s'attend alors à des déplacements de l'ordre de 0,7-0,8 % h_s (Gélinas et al. 2012).

Les modes fondamentaux de vibration sont montrés pour le bâtiment no. 2 à Victoria à la Figure A.8-6. Il est à noter que les mêmes modes ont été observés pour le bâtiment no. 1 à Montréal à l'exception que les valeurs des périodes sont différentes. Il y a 6 modes étant données qu'il y a 6 degrés de libertés dynamiques. Le premier mode est un mode torsionnel, le deuxième mode correspond à un déplacement en x tandis que le troisième mode représente un déplacement en y . Les modes 4, 5 et 6 sont similaires aux trois premiers modes pour lesquels il y a un déphasage dans le mouvement des masses.

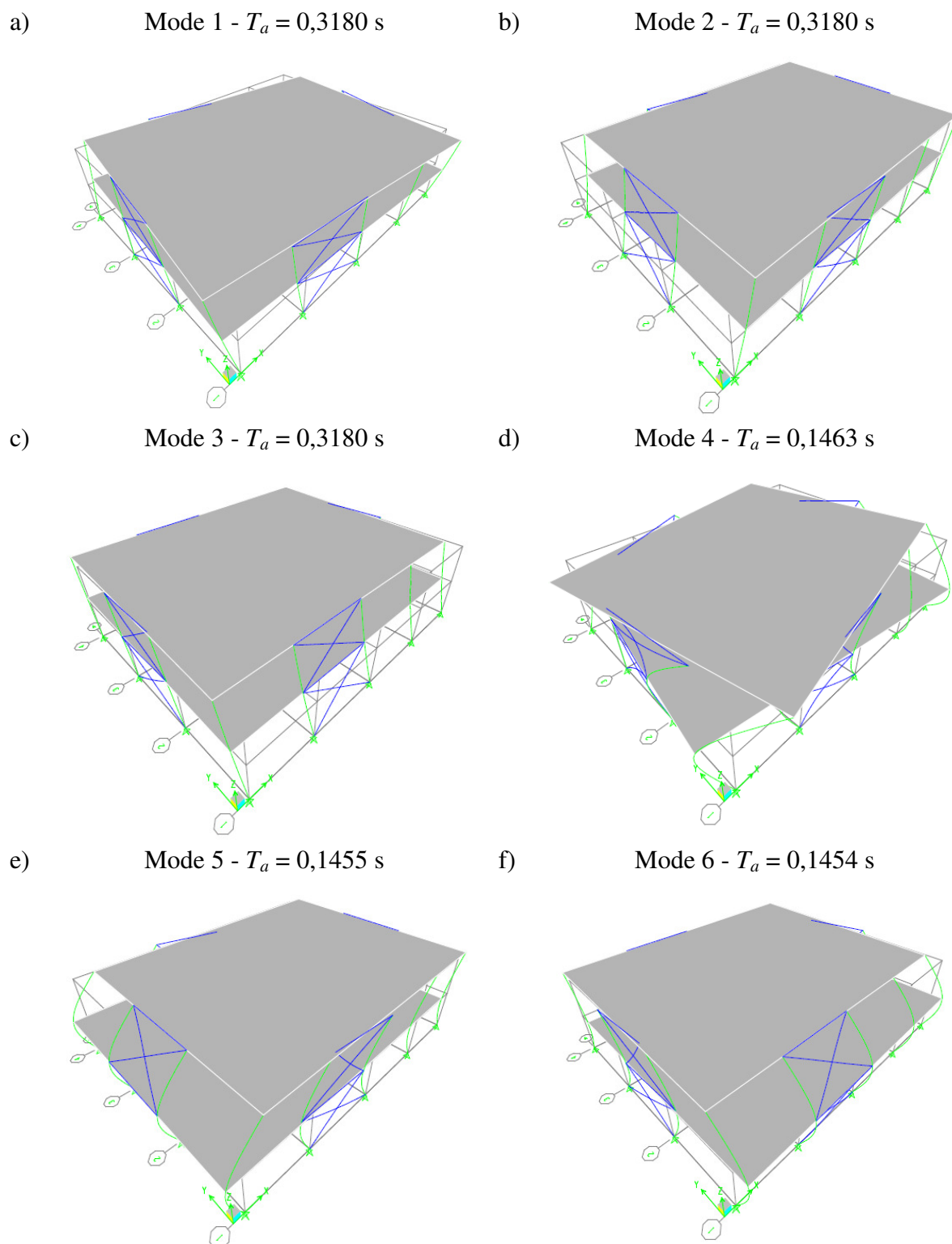


Figure A.8-6: Modes de vibration pour le bâtiment no. 2 situé à Victoria.

Les périodes et les participations modales des différents modes sont présentés aux Tableaux A.8-18 et A.8-19. Dans ces tableaux, UX, UY et UZ sont les rapports de masses modales pour la

direction x, y et z respectivement. De manière similaire, RX, RY et RZ sont les rapports de masses modales pour la rotation autour des axes x, y et z. Les sommes des rapports de masse modale sont également présentées, indiquant la contribution du mode dans la réponse selon les 6 degrés de libertés.

Tableau A.8-18: Rapports de masses modales participantes pour le bâtiment no. 1 à Montréal.

Mode	T_a (s)	UX	UY	UZ	Σ UX	Σ UY	Σ UZ	RX	RY	RZ	Σ RX	Σ RY	Σ RZ
1	0,4332	2,14	0,00	0,00	2,14	0,00	0,00	0,00	2,35	88,77	0,00	2,35	88,77
2	0,4332	88,73	0,00	0,00	90,87	0,00	0,00	0,00	97,55	2,14	0,00	99,90	90,91
3	0,4332	0,00	90,87	0,00	90,87	90,87	0,00	99,90	0,00	0,00	99,90	99,90	90,91
4	0,1971	0,02	0,00	0,00	90,89	90,87	0,00	0,00	0,00	9,07	99,90	99,90	99,98
5	0,1954	9,11	0,00	0,00	100,00	90,87	0,00	0,00	0,10	0,02	99,90	100,00	100,00
6	0,1953	0,00	9,13	0,00	100,00	100,00	0,00	0,10	0,00	0,00	100,00	100,00	100,00

Tableau A.8-19: Rapports de masses modales participantes pour le bâtiment no. 2 à Victoria.

Mode	T_a (s)	UX	UY	UZ	Σ UX	Σ UY	Σ UZ	RX	RY	RZ	Σ RX	Σ RY	Σ RZ
1	0,3180	0,00	3,51	0,00	0,00	3,51	0,00	3,79	0,00	88,72	3,79	0,00	88,72
2	0,3180	92,18	0,00	0,00	92,18	3,51	0,00	0,00	99,72	0,00	3,79	99,72	88,72
3	0,3180	0,00	88,67	0,00	92,18	92,18	0,00	95,93	0,00	3,51	99,72	99,72	92,23
4	0,1463	0,00	0,05	0,00	92,18	92,23	0,00	0,00	0,00	7,72	99,72	99,72	99,95
5	0,1455	7,82	0,00	0,00	100,00	92,23	0,00	0,00	0,28	0,00	99,72	100,00	99,95
6	0,1454	0,00	7,77	0,00	100,00	100,00	0,00	0,28	0,00	0,05	100,00	100,00	100,00

Pour les deux bâtiments, le premier mode (torsion) contribue pour la plus grande partie de la réponse de la rotation de la masse autour de l'axe z. Les deux modes suivants, correspondant à des modes flexionnels en x et en y, contribuent principalement dans la réponse dynamique en x et en y respectivement. La participation totale de la masse est impliquée dans la réponse en employant les 6 modes fondamentaux de vibration. Par conséquent, on peut affirmer que la réponse dynamique obtenue est satisfaisante.

A.8.8 Conclusions de l'annexe

Cette section visait à trouver des bâtiments dont les contreventements étudiés au laboratoire HSS127x127x8.0 et les HSS102x102x6.4 sont employés comme diagonales de contreventements. Une procédure générale a été développée, basée sur la méthode statique des forces équivalentes. Cette méthode permet alors de faire un premier choix de bâtiments. Deux bâtiments ont été conservés, soit l'un à Montréal de 30 m par 37,5 m et le second à Victoria de 22,5 m par 28 m. Les deux bâtiments sont conçus en type CC.

L'analyse dynamique de la structure selon la méthode du spectre de réponse a ensuite été réalisée pour raffiner et valider le dimensionnement préliminaire. Les résultats ont alors démontrés que les diagonales employées dans les bâtiments sont sollicitées à la capacité maximale. Les déplacements inter-étage maximums ont été obtenus et correspondent à 0,36% h_s et 0,44% h_s , pour les bâtiments situés à Montréal et à Victoria respectivement.

Cette analyse donne alors une première idée de la demande possible en déplacement que les bâtiments employant les contreventements étudiés sont susceptible d'avoir. Afin d'avoir un portrait plus détaillé de la demande réelle, des études non-linéaires seront réalisées par Sophie Decaen pour lesquelles des bâtiments similaires seront employés. Dans ces modèles, le comportement observé des diagonales durant les essais sera simulé. Il sera alors possible d'évaluer de manière précise le comportement réel de la structure sous une sollicitation sismique. Pour obtenir des informations supplémentaires, il faut se référer au mémoire de Sophie Decaen lorsque celui-ci sera disponible.