

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE ET CONCEPTION DE FUSIBLES DUCTILES
TRAVAILLANT EN TRACTION POUR L'AMÉLIORATION DE
L'EFFICACITÉ DES CONTREVENTEMENTS PARASISMIQUES EN ACIER

ELIE ST-ONGE

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)

OCTOBRE 2012

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE ET CONCEPTION DE FUSIBLES DUCTILES
TRAVAILLANT EN TRACTION POUR L'AMÉLIORATION DE
L'EFFICACITÉ DES CONTREVENTEMENTS PARASISMQUES EN ACIER

Présenté par : ST-ONGE Elie

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

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

Mme KOBOEVIC Sanda, Ph. D., présidente

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

Mme TIRCA Lucia, Ph. D., membre

DÉDICACE

À ma femme, mon ami Eric et mon mentor

Ut tensio sic vis

« Telle extension, telle force »

Robert Hooke

(1635-1703)

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier toutes les personnes impliquées qui ont permis la réalisation de ce projet de recherche. Je remercie, tout d'abord, mon directeur de recherche, M. Robert Tremblay, pour le soutien financier, son optimisme inébranlable, son temps, ainsi que pour m'avoir guidé tout au long de mon projet de recherche. Nos nombreuses discussions m'ont permis une meilleure compréhension du domaine du génie des structures, et surtout, de me surpasser dans l'acquisition et la maîtrise de nouvelles connaissances.

Ensuite, je remercie l'entreprise partenaire, Lainco inc., qui a financé une majeure partie de ma bourse industrielle et fourni tous le matériel et les spécimens nécessaires. Plus spécifiquement, je remercie MM. Eric Lachapelle et Martin Lachapelle, ainsi que les gens dans l'usine qui ont fabriqué mes spécimens, de même que le personnel du département de détail qui ont réalisé mes dessins de fabrication.

Également, je remercie tout le personnel du laboratoire de structure de l'École Polytechnique, de même que les auxiliaires qui ont travaillé sur mes spécimens et qui m'ont aidé durant mes essais. Plus particulièrement, je remercie MM. Guillaume Cossette, Martin Leclerc, Patrice Bélanger, Marc Charbonneau, David Ek et Mme Marie-Ève Gagné.

Je remercie également le Fond de recherche Nature et technologies du Québec (FQRNT) pour l'octroi de la bourse industrielle de même que la compagnie Atlas tube qui a fait don des profilés tubulaires utilisés dans mes essais. De plus, je tiens à exprimer personnellement ma gratitude aux membres du jury qui ont examiné ce mémoire.

Enfin, je tiens à remercier ma femme, Mme Alexandra Rocque, pour sa patience et son soutien, et qui un matin de juin 2008, m'a convaincu d'entreprendre ce projet de maîtrise.

RÉSUMÉ

Les études antérieures ont démontré que l'ajout d'un fusible ductile en acier, FDA, dans les diagonales des cadres contreventés concentriques travaillant en tension-compression des bâtiments d'un étage, s'avère être un moyen simple et efficace pour réduire la résistance excessive des diagonales, et rendre ainsi la conception par capacité plus attrayante. Le fusible composé de quatre cornières à section réduite est celui qui a été proposé. Par contre, l'information disponible à ce jour n'est pas suffisante pour permettre son application en pratique. L'objectif de ce projet était de poursuivre le travail entamé par Kassis (2008) ainsi que de développer des règles pour la conception et la fabrication de ces fusibles.

Plus de quinze essais sur des cornières individuelles, sans et avec défauts, ont été effectués, afin d'étudier l'influence négative que peut avoir une encoche (défaut) sur la capacité de déformation d'un fusible. Également, plusieurs simulations par éléments finis ont été effectuées afin de compléter l'étude. Il s'en est dégagé qu'un défaut réduit considérablement la ductilité du fusible, comparativement à sa contrainte ultime. De plus, il a été montré que la profondeur du défaut était le paramètre le plus critique et qu'un défaut d'au plus 0.25 mm de profondeur, soit 1.25% de la largeur réduite avant défaut de l'aile de la cornière, n'affecte pas de manière significative le comportement inélastique du fusible. Également, il a été observé que la résistance des cornières utilisées était 5% plus élevée que celle provenant des coupons de caractérisation. Suite à cette constatation, le programme expérimental B a été ajouté. Les essais de ce programme ont confirmé la variation des propriétés mécaniques à l'intérieur de la section d'une cornière. Ainsi, la partie centrale, formée par l'intersection des ailes et du rayon de congé entre les ailes, est moins ductile et affiche une résistance beaucoup plus élevée que l'aire d'acier contenue dans les ailes. Par conséquent, la conception du fusible fait de cornières devrait être basée sur les propriétés mécaniques d'une des quatre cornières, une fois découpée, plutôt que sur celles du coupon de caractérisation des cornières, à moins d'ajuster les valeurs de résistance mesurées de ce dernier. D'ailleurs, une méthode d'ajustement des propriétés mécaniques a été proposée dans le mémoire. Les fusibles découpés dans une plaque d'acier ont été également proposés comme autre solution à cette variabilité.

Plusieurs analyses par éléments finis ont été réalisées pour étudier l'influence de la géométrie de la zone de transition sur la capacité de déformation du fusible. Les simulations ont montré que cette zone n'affectait pas de manière significative le comportement de la partie réduite du fusible. En outre, un rayon de transition minimal de 60 mm a été suggéré. De plus, un rapport des largeurs du fusible, b/b_F , supérieur à 1.6 est nécessaire afin de bien contenir l'ensemble de la plastification du fusible entre les deux zones de transition, avant les soudures d'attache du fusible. Ensuite, une méthode de conception basée sur la ductilité du fusible a été proposée pour les fusibles faits de cornières ou de fusibles en plaque. Une première méthode de conception a été également présentée pour former les charnières dans les plaques de transfert des diagonales, plutôt que dans les goussets.

Enfin, les travaux se sont terminés par l'accomplissement de plus de 28 essais en laboratoire sur des diagonales courtes et longues, soumises à un chargement statique cyclique, avec des FDA faits de cornières à section réduite et des fusibles formés dans une plaque d'acier. Les essais sur les diagonales courtes ont permis de valider la possibilité de concevoir les fusibles pour la valeur de résistance au deuxième flambement de la diagonale. Les essais ont également montré l'importance d'avoir des cordons de soudure continus le long de la boîte de confinement, de même qu'ils ont permis de valider les critères d'élancement proposés. Quant aux diagonales longues, les essais ont permis de valider la méthode de conception proposée : toutes les diagonales ont largement atteint, voire dépassé, les déformations inélastiques anticipées. Il est donc envisageable d'associer un facteur de modification pour la ductilité, R_d , de 4.0 pour ce type de système. Finalement, des recherches supplémentaires devront suivre pour élaborer les critères de conception de la boîte de confinement. Jusqu'à présent, aucune analyse sur la contribution de cette boîte n'a encore été réalisée. Et d'ailleurs, les essais sur les diagonales longues avec fusibles formés dans une plaque d'acier ont montré la nécessité d'une boîte suffisamment rigide, pour éviter tout dommage résultant de l'action de la diagonale et du fusible sur la boîte de confinement.

ABSTRACT

Previous studies have demonstrated that the addition of a ductile steel fuse in the diagonal braces of single story concentric braced frames working in tension-compression, turns out to be a simple and effective way to reduce the excessive resistance of the diagonals, and thus making the capacity design more attractive. The ductile steel fuse consisting of four angles with reduced section is one that has been proposed. By cons, the information available to date is insufficient to allow its application in the practice. The objective of this project was to continue the work begun by Kassis (2008) and to develop the rules for the design of these fuses.

More than fifteen tests on individual angles, with and without defect, were performed to study the negative influence that may have a notch on the deformation capacity of a fuse. In addition, several finite element simulations were also performed to complete this study. It has emerged that a notch significantly reduced the ductility of the fuse, compared to its ultimate strength. Moreover, it was shown that the depth of the notch was the most critical parameter, and a notch of 0.25 mm (or less) in depth, the equivalent of 1.25% the width of the leg of the angle without the notch, did not affect significantly the ductile behavior of the fuse. It was also observed that the resistance of the angles used was 5% higher than from the steel characterization with coupons. Following this, experimental program B was added. This experimental program has confirmed the variation in mechanical properties within a section of angles. Thus, the central part, formed by the intersection of the legs and the fillet radius between the legs, is less ductile and display resistance values much higher than those in the legs part, making it difficult to predict the resistance as well as the deformation of the fuse. Therefore, the design of the fuse made of steel angles should be based on the mechanical properties of one of the fuse angles, after being cut, instead of the properties from the coupon characterization, unless adjusting the resistance values of the coupon. A method for adjusting those values has been proposed in this work. However, fuses cut from a steel plate have been also proposed as another alternative solution to this mechanical variability.

Several finite element analyzes were conducted to study the influence of the geometry of the transition zone, on the deformation capacity of a fuse. Simulations showed that this zone did not affect significantly the behavior of the reduced portion of the fuse. Moreover, a minimum transition radius of 60 mm has been suggested. Also, a minimum ratio of the fuse widths, b/b_F , more than 1.6 is required to keep all the yielding of the fuse between the two transition parts, without any plastic demand at the fuse welds. A design method, based on the ductility of the material, has been proposed for the design of fuses, made of angles or plates. Also, a first design method has been presented, for the formation of the plastic hinges into the paddle plates of the diagonal brace, instead of the gusset plates.

The work ended with the completion of over 28 tests on short and long diagonal braces under low-cycle static loading, with fuses made of steel angles with reduced section and fuses shaped in a steel plate. Tests on short diagonals have validated the possibility of designing the fuses for the resistance value at the second buckling of the diagonal. Also, tests have shown the importance of having continuous weld seams along the buckling restraining box. Those tests have also been used to validate the proposed slenderness criteria's. As for the long diagonal, the tests have validated the proposed design method, based on the second buckling load of the brace. All diagonals have largely met or exceeded the level of anticipated inelastic deformations. It would be therefore possible to associate a modification factor for ductility, R_d , of 4.0 for this type of system. Finally, further research should follow, to develop design criteria for the containment box. So far, no analysis of the contribution of the containment box has been made. And besides, tests on long diagonals with fuses shaped in a steel plate showed the need of a rigid box, to prevent damage resulting from the action of the diagonal and the fuse on the containment box.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIII
LISTE DES FIGURES.....	XV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXVIII
LISTE DES ANNEXES.....	XXXII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Généralités.....	1
1.2 Problématique.....	2
1.3 Objectifs	6
1.4 Méthodologie et organisation du mémoire.....	7
CHAPITRE 2 REVUE LITTÉRAIRE	9
2.1 Calcul aux états limites	9
2.1.1 Indice de sécurité.....	9
2.1.2 Coefficient de tenue du matériau	11
2.2 Conception parasismique au Canada.....	13
2.2.1 Coefficient de ductilité, R_d	14
2.2.2 Coefficient de sur-résistance, R_o	14
2.2.3 Dérive latérale	15
2.3 Dimensionnement de SRFS à ductilité modérée.....	15

2.4	Recherches antérieures sur les FDA.....	16
2.4.1	Phase 1.....	16
2.4.2	Phase 2.....	18
2.4.3	Phase 3.....	20
2.4.4	Travaux de Daniel Kassis.....	22
2.4.5	Autres fusibles et assemblages.....	26
2.5	Conclusion.....	28
CHAPITRE 3	PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES ACIERS	30
3.1	Caractérisation de l'acier.....	30
3.1.1	Essai de traction normalisé.....	30
3.2	Propriétés mécaniques des aciers utilisés.....	36
3.3	Équation de l'écrouissage.....	47
3.4	Programme d'essai E.....	57
3.4.1	Coupons C-B-P313	58
3.4.2	Coupons C-B-P250	61
3.5	Conclusion.....	65
CHAPITRE 4	COMPORTEMENT INDIVIDUEL DES FUSIBLES	68
4.1	Programme d'essai A : défauts de fabrication	69
4.1.1	Concentration de contrainte	69
4.1.2	Essais de traction en laboratoire.....	71
4.1.3	Reproduction numérique par éléments finis des résultats des essais	114
4.2	Optimisation de la zone de transition.....	151
4.3	Programme expérimental B : variation de F_y dans une cornière	174
4.3.1	Variation de la limite élastique (F_y)	174

4.3.2	Influence du procédé de fabrication sur la performance du fusible	187
4.4	Conclusion.....	189
CHAPITRE 5 CONCEPTION DES FUSIBLES DUCTILES		193
5.1	Coefficient de tenue pour les fusibles ductiles.....	193
5.1.1	Propriétés mécaniques du matériau connues.....	195
5.1.2	Propriétés mécaniques du matériau inconnues.....	197
5.2	Résistance probable en compression, au 2 ^e flambement.....	198
5.3	Ajustement du coefficient de sur-résistance, R_0	201
5.4	Résistance en traction d'un FDA	203
5.5	Résistance probable en traction d'un FDA	205
5.6	Longueur du fusible, L_F	207
5.7	Facteur de sécurité sur la déformation à l'ultime.....	216
5.8	Étapes de conception d'un fusible ductile en acier	217
5.8.1	Détermination de l'effort de conception de la diagonale	217
5.8.2	Choix de la diagonale.....	218
5.8.3	Résistances probables de la diagonale, en traction et en compression.....	218
5.8.4	Résistances pondérées du FDA	219
5.8.5	Calcul et vérification de la géométrie du fusible.....	221
5.8.6	Résistance probable anticipée en traction du FDA	226
5.8.7	Longueur minimale requise du FDA.....	229
5.8.8	Critères d'élancement local et global	230
5.8.9	Autres vérifications et dimensionnement des soudures du FDA	235
5.9	Conception des assemblages et détails.....	240
5.9.1	Conception de la boîte de confinement	240

5.9.2	Conception des assemblages	246
5.9.3	Détails des fusibles ductiles en acier	254
5.10	Comportement anticipé du cadre contreventé avec FDA.....	256
5.11	Conclusion.....	260
CHAPITRE 6	ESSAIS SUR FDA ET DIAGONALES AVEC FDA	261
6.1	Programme C : essais cycliques sur diagonales courtes avec FDA	261
6.1.1	Banc d'essai et protocole.....	262
6.1.2	Essais sur FDA faits de quatre cornières à section réduite	265
6.1.3	Essais sur FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier	287
6.1.4	Discussion	303
6.2	Programme D : essais cycliques sur diagonales longues avec FDA	305
6.2.1	Choix des diagonales.....	305
6.2.2	Banc d'essai.....	307
6.2.3	Description des essais et protocole.....	311
6.2.4	Diagonales sans FDA	315
6.2.5	Diagonales avec FDA faits de quatre cornières à section réduite	328
6.2.6	Diagonales avec FDA faits de fusibles découpés dans une plaque d'acier.....	346
6.2.7	Conclusion.....	374
CONCLUSION		377
RECOMMANDATIONS		383
BIBLIOGRAPHIE ET RÉFÉRENCES		384
ANNEXES		391

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1 : Propriétés mécaniques des profilés	39
Tableau 3.2: Valeurs des constantes de calibration A et B	53
Tableau 3.3: Propriétés mécaniques C-B-P313.....	61
Tableau 3.4: Propriétés mécaniques C-B-P250.....	64
Tableau 4.1: Données et résultats du programme expérimental A	76
Tableau 4.2: Données et résultats du programme expérimental A (suite)	76
Tableau 4.3: Valeurs de P_{yF} , selon l'aire de section A_F' et A_F' min	90
Tableau 4.4: Données et résultats des analyses par ÉF, sur l'effet des défauts	139
Tableau 4.5: Données et résultats des analyses par ÉF, sur l'effet des défauts (suite)	139
Tableau 4.6: Résumé des essais en laboratoire et des analyses par ÉF sur l'effet des défauts	144
Tableau 4.7: Données des modèles par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition.	153
Tableau 4.8: Résultats des analyses par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition	154
Tableau 4.9: Données des modèles par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition (analyses supplémentaires).....	165
Tableau 4.10: Résultats des analyses par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition (analyses supplémentaires).....	166
Tableau 4.11: Données des fusibles du programme expérimental B	182
Tableau 4.12: Résultats des essais du programme expérimental B.....	182
Tableau 4.13: Données statistiques moyennes de résistance des cornières	186
Tableau 5.1: Statistique des propriétés géométriques des fusibles	195
Tableau 5.2: Données statistiques moyennes de résistance des plaques testées	197
Tableau 5.3: Valeurs de résistances probables proposées.....	206
Tableau 5.4: Variabilité de ϵ_u	217

Tableau 6.1: Données des FDA faits de cornières, programme expérimental C	265
Tableau 6.2: Résultats des FDA faits de cornières, programme C : comparaison entre coupon et observé	285
Tableau 6.3: Résultats des FDA faits de cornières, programme C : comparaison entre théorique et observé	286
Tableau 6.4: Déformations totales à l'ultime et à la rupture des huit FDA faits de cornières	286
Tableau 6.5: Données des FDA faits de plaques, programme expérimental C	288
Tableau 6.6: Résultats des FDA faits de fusibles découpés dans une plaque, programme C : comparaison entre coupon et observé	301
Tableau 6.7: Déformations totales à l'ultime et à la rupture des huit FDA faits de fusibles en plaque	302
Tableau 6.8: Bâtiments de l'étude de récurrence	305
Tableau 6.9: Données des diagonales (diagonales sans FDA)	316
Tableau 6.10: Résultats des 3 essais sur les diagonales sans FDA	326
Tableau 6.11: Propriétés des FDA faits de cornières, programme expérimental D	329
Tableau 6.12: Géométrie des défauts, programme expérimental D	329
Tableau 6.13: Propriétés des diagonales (diagonales avec FDA en cornière)	329
Tableau 6.14: Résultats des deux essais de diagonales avec FDA faits de cornières et sans défaut	344
Tableau 6.15: Résultats des quatre diagonales avec FDA faits de cornières, sans et avec défauts	345
Tableau 6.16: Données des FDA faits de plaques, programme expérimental D	346
Tableau 6.17: Données des diagonales (diagonales avec FDA en plaque)	348
Tableau 6.18: Résultats des cinq diagonales avec FDA fait de fusibles en plaque	372
Tableau 6.19: Résultats des cinq diagonales avec FDA fait de fusibles en plaque	372

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1: Configurations d'ossatures à contreventements concentriques acceptées pour un SRFS à ductilité modérée, $R_d = 3.0$	1
Figure 1.2: Comparaison de l'effort de conception des assemblages, pour SRFS de type CC et de type MD.....	3
Figure 1.3: Comportement d'une diagonale sans FDA et avec FDA (Kassis et Tremblay, 2008) ..	4
Figure 1.4: Détail du fusible avec 4 cornières à section réduite à l'étude (Kassis et Tremblay, 2008).....	4
Figure 2.1: Distribution possible de S et R (Kennedy & Aly, 1980)	10
Figure 2.2: Variabilité de la marge de sécurité Z (Beaulieu et <i>al.</i> , 2008)	11
Figure 2.3: Fusibles testés (Tremblay et Bouatay, 1999a).....	17
Figure 2.4: Fusibles testés (Rezai et <i>al.</i> , 1999)	18
Figure 2.5: Fusibles testés (Rezai et <i>al.</i> , 1999)	19
Figure 2.6: Fusibles testés (Tremblay et Bouatay, 1999b).....	20
Figure 2.7: Fusibles testés (Tremblay et Bouatay, 1999b).....	21
Figure 2.8: Résultats des essais sur les cornières individuelles (Kassis, 2008)	23
Figure 2.9: Résultats des essais cycliques (Kassis, 2008).....	26
Figure 2.10: Autres fusibles étudiés (Tremblay et <i>al.</i> , 2011; Bonetti, 2009).....	27
Figure 3.1: Courbe caractéristique de l'acier (Beaulieu et <i>al.</i> , 2008)	31
Figure 3.2: Phase de rupture d'un acier ductile (Callister, 2001)	33
Figure 3.3: Courbes caractéristiques pour différentes nuances d'acier (Beaulieu et <i>al.</i> , 2008)	34
Figure 3.4: Détail des coupons 40-200 et 13-50	36
Figure 3.5: Courbe caractéristique de la cornière L-51x51x6.4.....	40
Figure 3.6: Courbe caractéristique de la cornière L-51x51x4.8.....	40
Figure 3.7: Courbe caractéristique de la cornière L-76x76x6.4.....	41

Figure 3.8: Courbe caractéristique de la plaque PL-127x6.4.....	41
Figure 3.9: Courbe caractéristique de la plaque PL-127x8.0.....	42
Figure 3.10: Courbes d'écrouissage réelles versus synthétiques de CSi.....	49
Figure 3.11: Courbes d'écrouissage synthétiques de CSi versus proposée.....	50
Figure 3.12: Courbes d'écrouissage réelles versus synthétiques de Park et proposée.....	51
Figure 3.13: Courbes d'écrouissage réelles et synthétique proposée, pour C-A-L2.....	52
Figure 3.14: Courbes d'écrouissage synthétiques des profilés utilisés pour FDA.....	54
Figure 3.15: Comparaison des courbes synthétiques avec A et B propres, et A et B suggérés	55
Figure 3.16: Courbes synthétiques de chaque profilé, avec A et B suggérés	56
Figure 3.17: Rupture des coupons 1 à 4, C-B-P313.....	58
Figure 3.18: Rupture des coupons 5 et 6, C-B-P313.....	59
Figure 3.19: Détail de la rupture des coupons 5 et 6, C-B-P313.....	59
Figure 3.20: Comparaison du procédé de découpe utilisé, coupons C-B-P313.....	60
Figure 3.21: Rupture des six coupons, C-B-P250.....	62
Figure 3.22: Détail de la rupture des coupons 1 et 2, C-B-P250.....	62
Figure 3.23: Comparaison du procédé de découpe utilisé, coupons C-B-P250.....	63
Figure 4.1: Concentration de contrainte dans une plaque sous tension (Pilkey, 1997).....	69
Figure 4.2: Plastification graduelle autour d'une entaille (Pilkey, 2005)	70
Figure 4.3: Dessins de fabrication des cornières du programme A	72
Figure 4.4: Fabrication finale des cornières du programme A.....	72
Figure 4.5: Banc d'essai du programme A.....	74
Figure 4.6: Hypothèse de la variation de F_y d'une cornière.....	78
Figure 4.7: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-0-0	80
Figure 4.8: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-1R-2	81

Figure 4.9: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-1R-4	82
Figure 4.10: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-1E-2/10.....	83
Figure 4.11: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-8R-2	84
Figure 4.12: Courbes σ - ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-0-0 (sans défaut).....	85
Figure 4.13: Courbes P- ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-0-0 (sans défaut).....	86
Figure 4.14: Courbes P- ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-1R-2 (avec défaut).....	87
Figure 4.15: Courbes P- ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-1R-4 (avec défaut).....	87
Figure 4.16: Courbes P- ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-1E-2/10 (avec défaut).....	88
Figure 4.17: Courbes P- ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-8R-2 (avec défaut).....	88
Figure 4.18: Courbes P- ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-1R-4 (avec défaut).....	89
Figure 4.19: Courbes P- ϵ_{TF} des ailes du spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut).....	91
Figure 4.20: Courbes P- ϵ_{TF} des ailes du spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)	92
Figure 4.21: Courbes P- ϵ_{TF} des ailes du spécimen F-A-38-20-1R-4_1 (avec défaut)	92
Figure 4.22: Courbes P- ϵ_{TF} des ailes du spécimen F-A-38-20-1E-2/10_2 (avec défaut).....	93
Figure 4.23: Courbes P- ϵ_{TF} des ailes du spécimen F-A-38-20-8R-2_3 (avec défaut)	93
Figure 4.24: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)	94
Figure 4.25: Lectures des jauges du bas, spécimen F-A-38-20-0-0_1 (sans défaut)	95
Figure 4.26: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)	96
Figure 4.27: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-0-0_2 (sans défaut)	97
Figure 4.28: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-1R-2_2 (avec défaut)	98
Figure 4.29: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-1R-4_1 (avec défaut) ...	100
Figure 4.30: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-1E-2/10_1 (avec défaut)	101
Figure 4.31: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-8R-2_3 (avec défaut) ...	102
Figure 4.32: Effet des défauts sur le comportement des fusibles (a)	103

Figure 4.33: Effet des défauts sur le comportement des fusibles (b)	104
Figure 4.34: Effet des défauts (Pilkey, 2005).....	105
Figure 4.35: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction de la profondeur du défaut – (a).....	106
Figure 4.36: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction de la profondeur du défaut – (b)	107
Figure 4.37: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2}$ – (a)	108
Figure 4.38: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2}$ – (b)	109
Figure 4.39: Effet des défauts sur le comportement des fusibles (c)	110
Figure 4.40: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF} '), en fonction de la profondeur du défaut	111
Figure 4.41: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF} '), en fonction du rapport $A_F \text{ min}/A_F$	112
Figure 4.42: Effet des défauts sur la charge ultime et la déformation totale du fusible.....	113
Figure 4.43: Courbe d'ingénierie et courbe réelle (Callister, 2001)	115
Figure 4.44: Modèle et résultats ABAQUS du coupon C-A-L2	118
Figure 4.45: Courbes résultats d'ABAQUS pour calibration du matériau	120
Figure 4.46: Modèle ABAQUS du spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)	121
Figure 4.47: Maillage du modèle ABAQUS	122
Figure 4.48: Contraintes principales S33 : a) Sous une charge produisant une contrainte moyenne dans la section réduite de 400 MPa; b) à la fin de l'essai.	123
Figure 4.49: Courbes σ - ϵ_{TF} mesurée et prédites par ÉF, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)	125
Figure 4.50: Courbes σ - ϵ_{TF} mesurée et prédites par ÉF, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)	126

Figure 4.51: Courbes σ - ϵ au début de la section réduite, mesurée et prédites par ÉF.	127
Figure 4.52: Déformation du fusible sur la section réduite, au début de la zone de transition	129
Figure 4.53: Déformation totale approximative, à la fin de la zone de transition.....	130
Figure 4.54: Modèles ABAQUS du spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut).....	131
Figure 4.55: Maillage du modèle de la demi-cornière	132
Figure 4.56: Comparaison des deux modèles pour le spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)	133
Figure 4.57: Courbes P- ϵ mesurée et prédite par ÉF, spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)	134
Figure 4.58: Courbes P- ϵ_{TF} mesurée et prédite par ÉF, spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)	136
Figure 4.59: Forme des défauts analysés par simulations numériques (ÉF).....	138
Figure 4.60: Courbes de résultats P- ϵ_{TF} des analyses par ÉF (avec transitions)	141
Figure 4.61: Courbes de résultats P- ϵ_F des analyses par ÉF (sans transitions)	142
Figure 4.62 : Courbes P- ϵ_F pour une même profondeur de défaut (4 mm) et pour différentes formes du défaut.....	143
Figure 4.63: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction de la profondeur du défaut, D_n	145
Figure 4.64: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2}$	146
Figure 4.65: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction du rapport $A_{F \min} / A_F$	147
Figure 4.66: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF}), en fonction de la profondeur du défaut	148
Figure 4.67: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF}), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2}$	149
Figure 4.68: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF}), en fonction du rapport $A_{F, \min} / A_F$	150

Figure 4.69: Effet des restrictions de section (Pilkey, 2005)	151
Figure 4.70: Détail de la zone de transition des cornières du programme expérimental A	152
Figure 4.71: Déformation à l'ultime du fusible pour les pentes 2:1 et 3:1, en fonction du rayon de congé	155
Figure 4.72: Courbes force-déformation du fusible, pour $R = 80$ mm et pour les pentes 2:1 et 3:1	156
Figure 4.73: Déformation à l'ultime des zones de transition pour les pentes 2:1 et 3:1, en fonction du rayon de congé	157
Figure 4.74: Courbes force-déformation des zones de transition pour la pente 2:1	158
Figure 4.75: Courbes force-déformation des zones de transition pour la pente 3 :1	158
Figure 4.76: Contraintes $S_{33} = 346$ MPa, modèle 2:1 & $R = 114$ mm	159
Figure 4.77: Contraintes $S_{33} = 425$ MPa, modèle 3:1 & $R = 0$ mm	160
Figure 4.78: Contraintes $S_{33} = 353$ MPa et 359 MPa, modèles 2:1 & $R = 60$ et 3:1 & $R = 60$..	161
Figure 4.79: Contraintes $S_{33} = 360$ MPa, modèles 2:1	162
Figure 4.80: Contraintes $S_{33} = 429$ MPa, modèle 2:1 & $R = 80$ mm	163
Figure 4.81: Modèle ABAQUS (spécimen 2:1 & $R = 0$ mm), conditions frontières et maillage	164
Figure 4.82: Contour des contraintes S_{22} élastiques ($\sigma_{\max} = 189$ à 249 MPa), modèles avec pente 2:1 et $b/b_F = 1.9$	167
Figure 4.83: Contour des contraintes S_{22} élastiques ($\sigma_{\max} = 216$ et 203 MPa), modèles avec pente 2:1 et $b/b_F = 1.55$	168
Figure 4.84: Contour des contraintes S_{22} élastiques ($\sigma_{\max} = 198$ et 206 MPa), modèles avec pente 3:1 et $b/b_F = 1.55$	168
Figure 4.85: Contour des contraintes S_{22} au début de la plastification (S_{22} moyen = 342 MPa), pente 2:1 et $b/b_F = 1.9$	170
Figure 4.86: Contour des contraintes S_{22} à l'ultime, pente 2:1 et $b/b_F = 1.9$	171
Figure 4.87: Contour des contraintes S_{22} à l'ultime, pente 2:1 et $b/b_F = 1.55$	172

Figure 4.88: Contour des contraintes S22 à l'ultime, pente 3:1 et $b/b_F = 1.55$	172
Figure 4.89: Contour des contraintes S22 à l'ultime, pente 3:1 et $b/b_F = 1.9$	173
Figure 4.90: Variation des propriétés mécaniques (Adluri & Madugula, 1995).....	175
Figure 4.91: Variation des propriétés mécaniques (Haidar, 1996)	176
Figure 4.92: Dessins de fabrication des spécimens.....	177
Figure 4.93: Assemblage final des spécimens	178
Figure 4.94: Détails du montage (deuxième série d'essais).....	179
Figure 4.95: Flexion de la cornière, première série d'essais.....	179
Figure 4.96: Flexion de la cornière, deuxième série d'essais.....	180
Figure 4.97: Courbes σ - ϵ du programme expérimental B.....	183
Figure 4.98: Variation de F_{yF} en fonction du rapport A_F (ailes)/ A_F (total)	185
Figure 4.99: Résultats des cornières découpées au chalumeau.....	188
Figure 5.1: Résistance probable en compression, au 2 ^e flambement de la diagonale.....	199
Figure 5.2: Résistances probables en compression et résistances mesurées	200
Figure 5.3: Courbe caractéristique synthétique.....	206
Figure 5.4: Déformation du cadre et de la diagonale en traction avec FDA.....	207
Figure 5.5: Détail typique d'un fusible fait dans une plaque	211
Figure 5.6: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 2:1 et $R = 60$ mm	212
Figure 5.7: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 2:1 et $R = 80$ mm	212
Figure 5.8: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 2:1 et $R = 100$ mm	213
Figure 5.9: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 3:1 et $R = 60$ mm	213
Figure 5.10: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 3:1 et $R = 80$ mm	214
Figure 5.11: ϵ_T en fonction de ϵ_F , pour une transition de pente 3:1 et $R = 100$ mm	214
Figure 5.12: Déformation ϵ_{TF} en fonction de la déformation ϵ_F	215

Figure 5.13: Principales dimensions d'un fusible	221
Figure 5.14: Définition de b_F utilisé dans l'Équation 60.....	222
Figure 5.15: Valeurs des rayons de congé des cornières (CSA, 2001)	223
Figure 5.16: Détails d'assemblage d'un fusible à vérifier	224
Figure 5.17: Valeurs suggérées de e_t	225
Figure 5.18: Approche proposée pour la conception par capacité des SRFS avec FDA	226
Figure 5.19: Courbes σ - ϵ préétablies, pour les résistances du Tableau 5.3.....	228
Figure 5.20: Flambement hors-plan possible d'un des fusibles, FDA fait de quatre cornières ...	232
Figure 5.21: Flambements en-plan et hors-plan possibles d'un des fusibles, FDA fait de quatre fusibles découpés dans une plaque.....	233
Figure 5.22: Ajout de cales de stabilité sur le côté des fusibles, FDA fait de quatre fusibles découpés dans une plaque	234
Figure 5.23: Limites de grosseur des soudures d'angle (Beaulieu et <i>al.</i> , 2008)	237
Figure 5.24: Configurations courantes de la boîte de confinement.....	240
Figure 5.25: Flambement d'une des cornières, dû à un manque de cordons de soudure	241
Figure 5.26: Flexion hors-plan d'une des parois de la boîte de confinement	242
Figure 5.27: Dimensions utilisées pour calculer l'inertie de la boîte.....	243
Figure 5.28: Charnière pour permettre la rotation ductile dans le gousset	246
Figure 5.29: Position de la charnière proposée, assemblage boulonné	247
Figure 5.30: Déplacement des charnières d'extrémité lors d'un essai en laboratoire (voir aussi chapitre 6).....	248
Figure 5.31: Comportement et déformation de l'assemblage gousset-diagonale	250
Figure 5.32: Efforts de traction induits dans les boulons par le moment M_F	252
Figure 5.33: Résumé de l'approche de Whitmore et de Thornton	253
Figure 5.34: Détails d'assemblage des deux types de fusible	255

Figure 5.35: Détails d'assemblage de la boîte de confinement assemblée	256
Figure 5.36: Cadre contreventé concentrique typique avec FDA	257
Figure 5.37: 1 ^{er} cycle de plastification du fusible, diagonale 1 tendue au départ	257
Figure 5.38: 2 ^e cycle de plastification du fusible, diagonale 1 tendue au départ	258
Figure 5.39: 1 ^{er} cycle de plastification du fusible, diagonale 2 comprimée au départ	259
Figure 5.40: 2 ^{er} cycle de plastification du fusible, diagonale 2 comprimée au départ	259
Figure 6.1: Montage du programme expérimental C	262
Figure 6.2: Protocole typique du programme expérimental C	263
Figure 6.3: Banc d'essai du programme expérimental C	264
Figure 6.4: Jauges de déformation du spécimen F-C-L-51-38M-600_2	266
Figure 6.5: Dessins de fabrication des fusibles en cornière, programme expérimental C	267
Figure 6.6: Cassure des soudures de la boîte de confinement, F-C-L-30-15-600_1	268
Figure 6.7: Effet d'une boîte soudée aux deux extrémités, F-C-L-30-15-600_1	269
Figure 6.8: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-30-15-600_1 et coupon C-B-L2	270
Figure 6.9: Flambement d'un des quatre fusibles, spécimen F-C-L-30-15-600_1	271
Figure 6.10: Rupture du spécimen F-C-L-30-15-600_1	272
Figure 6.11: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-30-15-600_2 et coupon C-B-L2	273
Figure 6.12: Lecture des jauges de déformation, spécimen F-C-L-30-15-600_2	274
Figure 6.13: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38-600_1 et coupon C-B-L2	275
Figure 6.14: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38-600_2 et coupon C-B-L2	276
Figure 6.15: Rupture du spécimen F-C-L-51-38-600_2	277
Figure 6.16: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38M-600_1 et coupon C-B-L2	278
Figure 6.17: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-51-38M-600_2 et coupon C-B-L2	280
Figure 6.18: Rupture et voilement local, spécimen F-C-L-51-38M-600_2	281

Figure 6.19: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-60-30-600_1 et coupon C-B-L3	282
Figure 6.20: Comparaison des courbes $P-\epsilon_{TF}$, entre le spécimen F-C-L-60-30-600_1 et le spécimen F-B-60-38_1	283
Figure 6.21: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-L-60-30-600_2 et coupon C-B-L3	284
Figure 6.22: Rupture des huit FDA faits de cornières à section réduite	287
Figure 6.23: Dessins de fabrication des fusibles en plaque, programme expérimental C.....	289
Figure 6.24: FDA fait de fusibles découpés dans une plaque d'acier (spécimen F-C-P-65-40-550)	290
Figure 6.25: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-50-30-370 et coupon C-B-P313	291
Figure 6.26: Rupture du spécimen F-C-P-50-30-370.....	292
Figure 6.27: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_1-1 et coupon C-B-P250	293
Figure 6.28: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_1-2 et coupon C-B-P250	294
Figure 6.29: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-750_1 et coupon C-B-P250	295
Figure 6.30: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-750_2 et coupon C-B-P250	296
Figure 6.31: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_2-1 et coupon C-B-P250	298
Figure 6.32: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_2-2 et coupon C-B-P250	299
Figure 6.33: Courbe $P-\epsilon_{TF}$, spécimen F-C-P-65-40-550_3 et coupon C-B-P250	300
Figure 6.34: Rupture des huit FDA faits de plaque.....	303
Figure 6.35: Histogramme de récurrence des diagonales (dimensions des sections en unités impériales).....	306
Figure 6.36: Cadre d'essai du programme expérimental D	307
Figure 6.37: Partie du contreventement simulée (contreventement du bâtiment prototype)	308
Figure 6.38: Photo du banc d'essai du programme expérimental D	309
Figure 6.39: Potentiomètre et charnière (rotule plastique) pour le gousset du bas	310
Figure 6.40: Potentiomètre et charnière (rotule plastique) pour le gousset du haut.....	310

Figure 6.41: Gousset du cadre.....	311
Figure 6.42: Protocole de déplacement imposé à la demi-longueur de la diagonale simulée.....	312
Figure 6.43: Résultat de l'essai à vide du banc d'essai.....	315
Figure 6.44: Position de l'instrumentation, HSS6x6x0.313 (sans FDA).....	316
Figure 6.45: Occurrence du voilement local et de la rupture de la diagonale, HSS6x6x0.313 (sans FDA).....	317
Figure 6.46: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS6x6x0.313 (sans FDA).....	318
Figure 6.47: Formation de deux rotules plastiques, HSS6x6x0.313 (sans FDA).....	319
Figure 6.48: Voilement local de la paroi de la diagonale, HSS6x6x0.313 (sans FDA).....	319
Figure 6.49: Rotule plastique dans la plaque de transfert du bas, HSS5x5x0.313 (sans FDA)...	320
Figure 6.50: Occurrence du voilement local et de la rupture de la diagonale HSS5x5x0.313 (sans FDA).....	321
Figure 6.51: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313 (sans FDA).....	322
Figure 6.52: Dégradation de l'enduit de chaux au droit de l'aire nette, HSS5x5x0.313 (sans FDA)	323
Figure 6.53: Nouvelle position de l'instrumentation, HSS4x4x0.313 (sans FDA).....	324
Figure 6.54: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313 (sans FDA).....	325
Figure 6.55: Déformé de la diagonale à la fin des cycles additionnels, HSS4x4x0.313 (sans FDA)	326
Figure 6.56: Dessins de fabrication des cornières à section réduite, programme expérimental D	328
Figure 6.57: Nouvelle position de l'instrumentation, HSS5x5x0.313 (avec FDA).....	330
Figure 6.58: Nouvelle position de l'instrumentation, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500.....	330
Figure 6.59: Instrumentation du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500.....	331
Figure 6.60: Voilement local et début de la fissuration, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-50.....	332

Figure 6.61: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500	332
Figure 6.62: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500 et coupon C-B-L3	333
Figure 6.63: Rupture des quatre fusibles du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-L-45-30-500	335
Figure 6.64: Écrasement du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500	336
Figure 6.65: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500	336
Figure 6.66: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500 et coupon C-B-L2	337
Figure 6.67: Protocole et point de rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_1C	339
Figure 6.68: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_1C	340
Figure 6.69: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_1C ...	341
Figure 6.70: Protocole et point de rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_4C	342
Figure 6.71: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_4C	343
Figure 6.72: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-L-35-22-500-1R-4_4C ...	344
Figure 6.73: Dessins de fabrication des fusibles en plaque, programme expérimental D (1/2)...	347
Figure 6.74: Dessins de fabrication des fusibles en plaque, programme expérimental D (2/2)...	348
Figure 6.75: Protocole et point de rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300	349
Figure 6.76: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300.....	350
Figure 6.77: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300 et coupon C-B-P250.....	351
Figure 6.78: Déformation d'une des parois de la boîte, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300.....	352
Figure 6.79: Rupture du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-300	353
Figure 6.80: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500.....	354

Figure 6.81: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500 et coupon C-B-P250.....	355
Figure 6.82: Rupture des soudures d'attache de la boîte, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500	356
Figure 6.83: Rupture (a) et déformation en-plan (b) du FDA, HSS4x4x0.313_F-D-P-40-26-500	356
Figure 6.84: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300.....	358
Figure 6.85: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300 et coupon C-B-P250.....	359
Figure 6.86: Flambement de mode supérieur d'un des fusibles, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300	360
Figure 6.87: Rotules plastiques, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-300.....	361
Figure 6.88: Désaxement de la diagonale, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500	362
Figure 6.89: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500.....	363
Figure 6.90: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500 et coupon C-B-P250.....	364
Figure 6.91: Rupture de la diagonale, HSS5x5x0.313_F-D-P-80-50-500	364
Figure 6.92: Protocole et point de rupture du FDA, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500	365
Figure 6.93: Déformation d'une des parois de la boîte, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500.....	366
Figure 6.94: Courbe d'hystérésis normalisée, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500.....	367
Figure 6.95: Courbe $P-\varepsilon_{TF}$ normalisée du FDA, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500 et coupon C-B-P313.....	368
Figure 6.96: Forme ondulée d'un des fusibles, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500.....	369
Figure 6.97: Déplacement hors-plan de la diagonale à la mi-longueur, HSS6x6x0.313 (sans FDA)	370
Figure 6.98: Déplacement hors-plan de la diagonale à la mi-longueur, HSS6x6x0.313_F-D-P-74-46-500.....	371

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

A_d	Aire de la diagonale du contreventement
AD	Analyse dynamique
A_F	Aire de la partie réduite du fusible
A_F'	Moyenne des aires calculées du fusible, dans la section réduite
$A_F'_{\min}$	Aire minimale calculée du fusible au droit du défaut
AISC	American Institute of Steel Construction
b	Largeur brute, aux extrémités du fusible
b_F	Largeur réduite du fusible
$b_F'/2 \min$	Largeur mesurée de l'aile au droit d'un défaut (largeur minimale)
$b_F'/2$	Demi-largeur du fusible; pour les cornières, correspond à la largeur d'une aile
$b_F'/2$	Moyenne des largeurs mesurées de l'aile, dans la partie réduite du fusible
CC	Construction conventionnelle
CF	Conditions frontières
C_f	Effort de compression pondéré
CNB	Code national du bâtiment
C_u	Résistance probable en compression au premier flambement de la diagonale
D_n	Profondeur du défaut (mm)
E	Module élastique de l'acier (= 200 000 MPa)
ÉF	Éléments finis
ÉPM	École Polytechnique de Montréal
FDA	Fusible ductile en acier
F_u	Contrainte ultime nominale

F_{uc}	Contrainte ultime mesurée des coupons de caractérisation
F_{uF}'	Contrainte ultime calculée du fusible
F_y	Limite élastique nominale
F_{yc}	Limite élastique mesurée des coupons de caractérisation
F_{yF}'	Limite élastique calculée du fusible
HSC	Handbook of steel construction
ICCA	Institut canadien de la construction en acier
I_E	Facteur d'importance, donné par la CNB
K_t	Facteur de concentration de contrainte
$L_{c/c}$	Longueur de la diagonale, centre-à-centre des axes
L_F	Longueur de la partie réduite du fusible
$L_{mes.}$	Longueur sur laquelle les allongements ont été mesurés
L_n	Longueur du défaut (mm)
L_T	Longueur de la zone de transition
L_{TF}	Longueur totale de déformation du fusible
$L_{total,F}$	Longueur totale physique du fusible
MD	Ductilité modérée (Moderate Ductility)
MFSE	Méthode de la force statique équivalente
p. ex.	Par exemple
P_{uF}'	Charge ultime mesurée du fusible
$P_{uF}'m$	Valeur moyenne des P_{uF}' des fusibles sans défaut
P_{yF}'	Charge mesurée à l'initiation de la plastification du fusible
$P_{yF}'m$	Valeur moyenne des P_{yF}' des fusibles sans défaut
r	Rayon de congé de la cornière

R	Rayon de congé de la zone de transition
R_d	Facteur de modification pour la ductilité, donné par le CNB
R_o	Facteur de modification pour la sur-résistance, donné par le CNB
$R_{sh,F}$	Facteur d'écrouissage du fusible = F_u/F_y ou F_{uc}/F_{yc} ou F_{uF}/F_{yF}
$R_y F_y$	Limite élastique probable
$R_{yield,F}$	Rapport de la limite élastique mesurée sur la limite élastique nominale, du fusible
s	Pente de la partie linéaire de la zone de transition
SRFS	Système de résistance aux forces sismiques
t	Épaisseur du profilé d'acier
T/C	Tension-compression
t'	Moyenne des épaisseurs mesurées
T_f	Effort de traction pondéré
t_F	Épaisseur de l'acier du fusible
$T_{F,max}$	Résistance en traction maximale anticipée du FDA
T_u	Résistance probable en traction de la diagonale
V	Cisaillement à la base de conception (CNB 2005)
ZAT	Zone affectée thermiquement
α	Rapport géométrique des largeurs du fusible = b/b_F
β	Facteur de sécurité sur la dérive du bâtiment (Δ/h)
δ_F	Allongement du FDA sur la longueur L_F du fusible (excluant les transitions)
$\delta_{F,max}$	Allongement maximal du FDA sur L_F
δ_{max}'	Allongement mesuré à la rupture du fusible
δ_{sh}'	Allongement mesuré à l'initiation de l'écrouissage du fusible
δ_T	Allongement des transitions sur la longueur L_T

δ_{TF}	Allongement total du FDA (incluant les transitions)
$\delta_{TF,max}$	Allongement maximal total du FDA (incluant les transitions)
δ_u'	Allongement mesuré à la contrainte ultime du fusible
δ_u'/L_F	Déformation moyenne approximative, ou totale, du fusible
$\delta_u'm$	Valeur moyenne des δ_u' des fusibles sans défaut
δ_y'	Allongement mesuré à l'initiation de la plastification du fusible
Δ_L	Dérive latérale élastique
Δ_{NL}	Dérive latérale inélastique
$\varepsilon_{F,max}$	Déformation maximale voulue du FDA
$\varepsilon_r = \varepsilon_{rupture}$	Déformation à la rupture
ε_{sh}	Déformation au début de l'écrouissage
ε_{TF}	Déformation moyenne des zones de transition du FDA
ε_u	Déformation à l'ultime
ε_y	Déformation au début de la plastification ($= F_y/E$)
θ	Angle d'inclinaison de la diagonale
φ	Coefficient de tenue du matériau
ω	Angle de la portion linéaire de la zone de transition $= \tan^{-1}(1/s)$

LISTE DES ANNEXES

Annexe 1 : Coupons de caractérisation.....	391
Annexe 2 : Programme expérimental A.....	413
Annexe 3 : Programme expérimental B.....	436
Annexe 4 : Programme expérimental C.....	445
Annexe 5 : Programme expérimental D.....	462
Annexe 6 : Exemples numériques de dimensionnement.....	488

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Généralités

Le séisme de conception adopté dans les codes correspond à un événement exceptionnel, d'une grande intensité. Pour ce type de sollicitations, l'objectif est d'éviter l'effondrement de la structure, mais on accepte qu'elle subisse des dommages. Une façon d'obtenir ce comportement est de choisir un système de résistance aux forces sismiques, SRFS, offrant un comportement ductile pour lequel on peut considérer des efforts sismiques réduits pour sa conception. Au Canada, pour les structures en acier, le concepteur peut choisir parmi plusieurs SRFS offrant divers niveaux de ductilité. On peut regrouper ces systèmes en trois grandes catégories : les murs de refend en acier, les ossatures résistant aux moments et les ossatures à contreventements excentriques ou concentriques. Pour cette dernière catégorie, plusieurs configurations existent, comme celles montrées à la Figure 1.1, pour les SRFS à ductilité modérée.

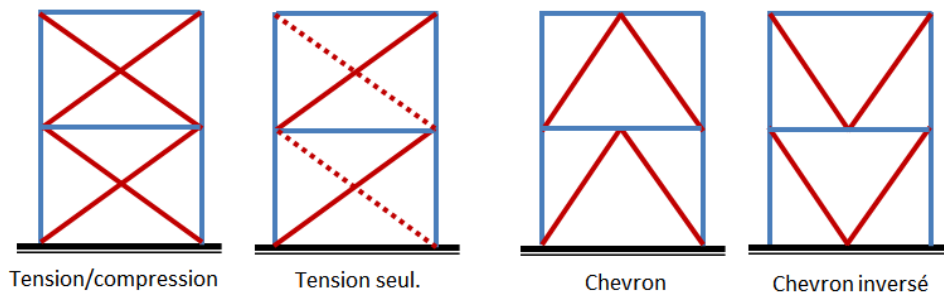


Figure 1.1: Configurations d'ossatures à contreventements concentriques acceptées pour un SRFS à ductilité modérée, $R_d = 3.0$

Plus précisément, pour les contreventements concentriques, on retrouve des dispositions pour les systèmes à ductilité modérée et à ductilité limitée. Dans les deux cas, les diagonales sont conçues pour résister à un effort sismique réduit, mais sont aussi détaillées pour subir des déformations plastiques, sans rupture. Le reste du SRFS de même que le diaphragme de toit doivent être protégés de sorte que leur comportement reste élastique. Ainsi, ils doivent être conçus pour des

efforts correspondant à la résistance probable des diagonales sélectionnées, et non plus à l'effort sismique de conception; c'est ce qu'on désigne la conception basée sur la capacité, ou plus communément, la conception par capacité. Les contreventements concentriques à ductilité modérée (Type MD) agissant en tension-compression (T/C) sont plus couramment utilisés. Pour ces structures, on peut réduire les charges sismiques de conception par un facteur $R_d = 3.0$.

1.2 Problématique

Bien que l'utilisation d'un système à ductilité modérée permette de réduire la charge sismique de conception pour les diagonales, la conception par capacité exigée pour protéger le reste du SFRS a pour cause directe d'augmenter de manière significative la grosseur des autres éléments de la structure dont, en particulier, les assemblages des diagonales, réduisant ainsi les avantages économiques recherchés. Par conséquent, il peut arriver que les SFRS conçus de manière conventionnelle, c'est-à-dire sans détail particulier pour obtenir un comportement ductile et conçus pour des charges sismiques plus élevées, soient plus attrayants.

À titre d'exemple, la diagonale d'un contreventement travaillant en T/C de type MD, est conçue pour résister à l'effort sismique de compression, C_f , qui a été réduit avec le facteur $R_d = 3.0$. Cependant, les assemblages de la diagonale doivent être conçus pour un effort correspondant à la résistance probable en traction de la diagonale choisie, soit : $T_u = A R_y F_y$, où A est l'aire de la section de la diagonale, et $R_y F_y$ est la limite élastique probable de l'acier de la diagonale. Pour un contreventement de type construction conventionnelle (Type CC), le facteur R_d est égal à 1.5; l'effort dans la diagonale est donc deux fois plus grand que pour le type MD. Par contre, on peut concevoir les assemblages de la diagonale pour le même effort sismique, C_f , que celui utilisé pour dimensionner la diagonale, sans toutefois considérer un effort plus grand que T_u . À la Figure 1.2, on compare l'effort de conception pour les assemblages de la diagonale pour les deux types de contreventement, et pour toute la plage d'élancements possibles, KL/r , de la diagonale en compression. On a supposé une diagonale tubulaire de type HSS ($F_y = 345$ MPa et $R_y F_y = 460$ MPa). Malgré que l'effort C_f est deux fois plus élevé pour le contreventement de type CC, on remarque que l'effort de conception des assemblages de la diagonale du contreventement de type

CC est plus faible, lorsque l'élancement excède 90; une situation fréquemment rencontrée dans les bâtiments en acier d'un seul étage. L'impact est d'autant plus important que cet effort de conception pour les assemblages de la diagonale est également utilisé pour la conception de tous les autres éléments du SFRS, incluant le diaphragme de toit. Pour que le contreventement de type MD représente une solution plus économique, il faut donc tenter de minimiser les efforts de conception applicables aux assemblages des diagonales et au reste du SFRS.

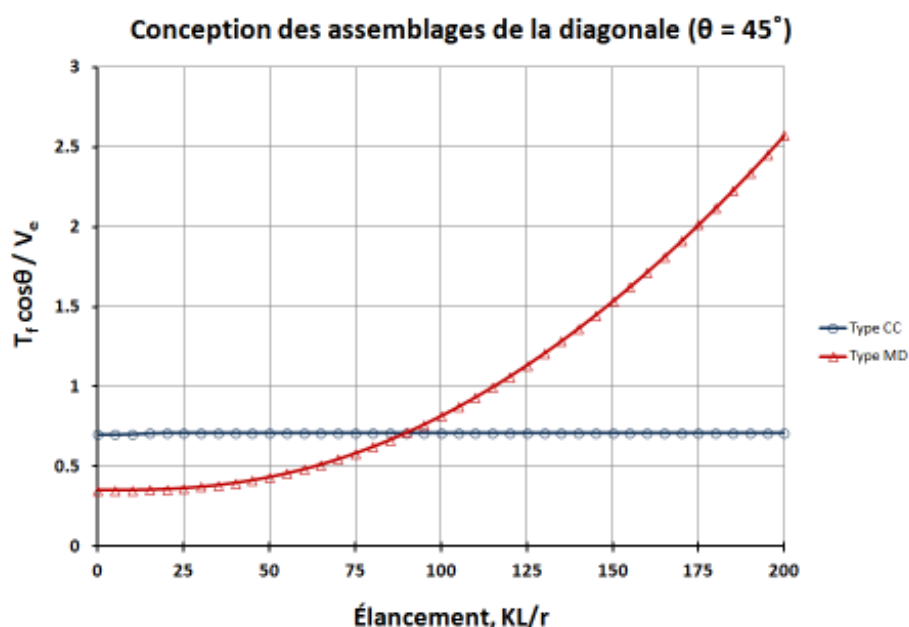


Figure 1.2: Comparaison de l'effort de conception des assemblages, pour SFRS de type CC et de type MD

Face à cette réalité, plusieurs programmes de recherche ont été entrepris pour évaluer si l'ajout d'un fusible ductile en acier (FDA) dans les diagonales des contreventements de Type MD pouvait être avantageux pour les bâtiments d'un seul étage. Ces programmes ont démontré qu'en effet, l'ajout d'un FDA était une solution viable pour réduire la résistance probable en traction des diagonales, et ainsi, rendre les contreventements à ductilité modérée plus attrayants.

Le concept du fusible ductile qui a été proposé pour les contreventements avec diagonales travaillant en tension et compression, est illustré à la Figure 1.3. Comme on peut remarquer, le

fusible est conçu pour réduire la résistance probable en traction de la diagonale ($T_{uF} < T_u$), mais sans affecter sa résistance probable en compression, C_u (C_u demeure inchangée dans les deux cas).

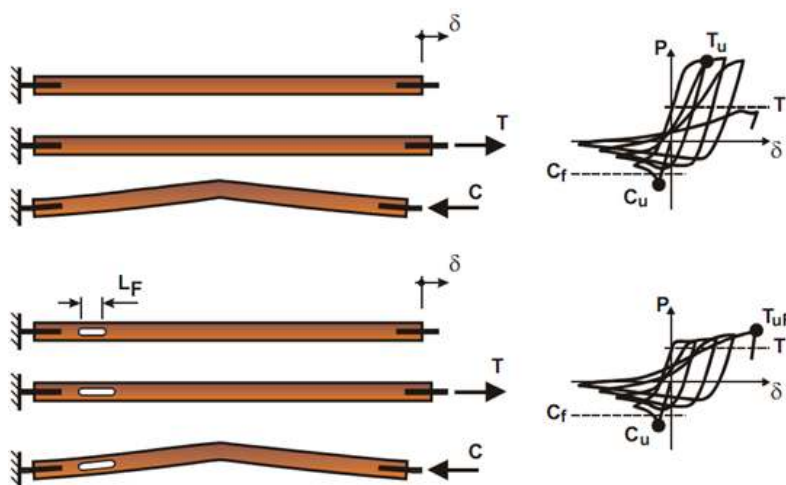


Figure 1.3: Comportement d'une diagonale sans FDA et avec FDA (Kassis et Tremblay, 2008)

Dans les dix dernières années, plusieurs configurations ont été explorées, variant d'un trou ovale dans les parois de la diagonale, jusqu'à l'ajout d'un élément ductile à la diagonale. De ces recherches, le FDA fait de quatre cornières à section réduite est celui qui a été retenu et qui fera l'objet de la présente recherche; ce système est illustré sur la Figure 1.4.

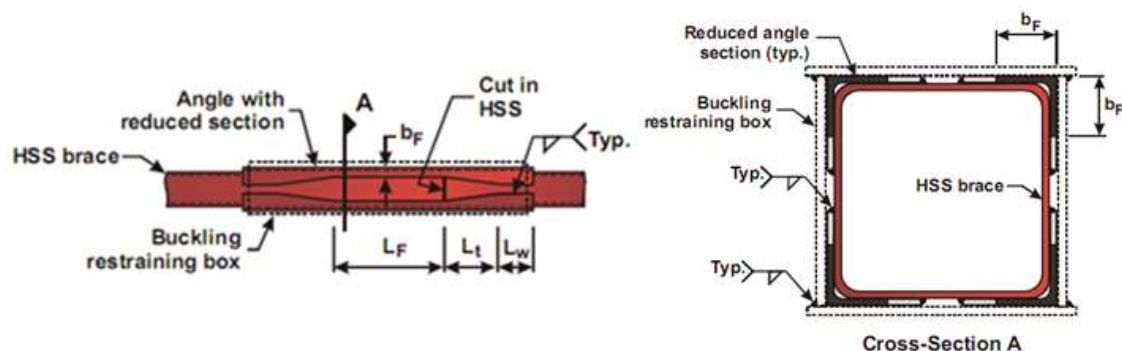


Figure 1.4: Détail du fusible avec 4 cornières à section réduite à l'étude (Kassis et Tremblay, 2008)

La diagonale, de type HSS, est coupée au droit du fusible. Le fusible comprend quatre cornières à section réduite en acier qui assurent le transfert des efforts entre les deux parties de la diagonale. Les cornières sont soudées à ses extrémités à la diagonale, telles que montrées à la Figure 1.4. Dans la partie centrale des cornières, la section est réduite pour obtenir la résistance en traction requise, T_{rF} . De plus, les quatre cornières ont aussi, sur leur section réduite toujours, une résistance en compression supérieure à la résistance probable en compression de la diagonale, C_u . Ainsi, elles demeurent élastiques en compression. Le fusible est au final enveloppé par une boîte de confinement afin d'empêcher le flambement des cornières vers l'extérieur lorsque le fusible est comprimé. La boîte de confinement permet aussi de maintenir la rigidité en flexion de la diagonale au niveau du fusible, et ainsi éviter de réduire la résistance en compression de la diagonale. Enfin, les extrémités des cornières sont élargies afin de contenir la demande inélastique du fusible dans la partie réduite des cornières.

Le fusible fait de quatre cornières a été étudié par Kassis (2008) à l'École Polytechnique de Montréal. Entre autres, ses essais ont montré que ce type de FDA performait bien sous sollicitation cyclique et permettait de réduire la résistance en traction de la diagonale de manière significative. De plus, il a observé que les FDA étaient beaucoup plus avantageux pour les SRFS concentriques travaillant en T/C, conçus selon les dispositions du type MD, que pour le type LD. Par contre, il a noté que la présence d'une encoche (défaut) dans la section réduite des cornières, induite par le procédé de fabrication, pouvait compromettre leur capacité à se déformer dans le domaine plastique. De plus, dans son travail, Kassis ne présente qu'une ébauche de règles pour la conception et la fabrication de ce type de fusible. Ainsi, jusqu'à ce jour, aucune méthode de dimensionnement pratique et complète n'a été proposée. De plus, Kassis a conçu ses spécimens suivant les spécifications pour les contreventements de type LD et MD. Par contre, ses essais ont montré que les FDA pouvaient développer davantage de ductilité.

La compagnie Lainco Inc., fabricant de charpentes de bâtiments en acier depuis une dizaine d'années, est intéressée à utiliser ce type de fusibles dans ses structures et a manifesté le désir de collaborer au développement des règles pratiques pour la conception et la fabrication de ce système.

1.3 Objectifs

Le présent mémoire vise à poursuivre les travaux entamés par Kassis (2008) sur les fusibles ductiles faits de quatre cornières. Plus particulièrement, on désire étudier l'influence des défauts de fabrication sur la capacité de déformation plastique du fusible. Également, nous voulons étudier l'influence de la géométrie des zones de transition sur la déformation du fusible, pour proposer une géométrie permettant de conserver la plastification loin des sections d'extrémités des cornières. De plus, on désire développer une méthode de conception optimale des fusibles qui prendra en compte le comportement inélastique de ceux-ci en termes de force et de déformations. En particulier, les équations pour la résistance ainsi que pour la prédiction de la capacité de déformation du fusible doivent être développées. Nous voulons également explorer la possibilité de concevoir les FDA pour la valeur de la résistance probable en compression au deuxième flambement de la diagonale, plutôt qu'au premier. Ainsi, les FDA devront subir un cycle de déformations inélastiques en compression. Toutes ces propositions doivent être validées par des essais en laboratoire pour permettre l'utilisation du système en pratique.

En parallèle, on veut aussi vérifier la possibilité que les charnières ductiles se formant aux extrémités de la diagonale lors de son flambement, se développent dans les plaques de transfert de la diagonale, plutôt que dans les goussets. Ce concept, utilisé dans les travaux de Kassis (2008), peut aussi contribuer à réduire la taille des assemblages des diagonales. On devra proposer une méthode de dimensionnement simple et sécuritaire pour ce concept.

Enfin, des essais cycliques sur des spécimens de grandeur réelle de contreventements sont prévus, afin d'étudier la possibilité d'associer un facteur de modification sur la ductilité, R_d , plus grand que 3.0, pour les contreventements munis de FDA.

1.4 Méthodologie et organisation du mémoire

Dans le but d'atteindre les objectifs visés, le travail a été divisé en plusieurs étapes qui sont présentées dans six chapitres de ce mémoire. Le mémoire comprend aussi une introduction, une conclusion et six annexes.

Le programme expérimental qui a été complété est divisé en cinq parties distinctes : le programme A, portant sur l'analyse des défauts de fabrication, est présenté au chapitre 4; le programme B, portant sur l'exploration de la variabilité des propriétés mécaniques dans une cornière, est présenté au chapitre 4; le programme C, portant sur les essais cycliques en laboratoire sur des diagonales courtes avec FDA, est présenté au chapitre 6; le programme D, portant sur les essais cycliques en laboratoire sur des diagonales longues sans et avec FDA, est présenté au chapitre 6; et le programme E, qui consiste en une étude comparative entre le procédé de découpe par fraisage et le procédé au plasma est présentée au chapitre 3.

Le premier chapitre introduit le sujet de recherche, présente la problématique visée, décrit le type de fusible étudié, et expose les objectifs poursuivis. Le second chapitre est la revue littéraire. Il présente d'abord la philosophie du dimensionnement aux états limites, ainsi que les règles de calcul à suivre pour les SRFS à ductilité modérée, de même que la description de certains facteurs de modification, utilisés dans le mémoire. En second lieu, ce chapitre présente le recensement des recherches passées sur les FDA. Vient ensuite le troisième chapitre, qui est dédié aux propriétés de l'acier. Un bref rappel des caractéristiques importantes de l'acier est d'abord présenté. Ensuite, toutes les propriétés mécaniques mesurées des différents profilés utilisés au cours de la recherche sont données. Enfin, le chapitre se termine avec la présentation des résultats du programme E.

Le quatrième chapitre porte sur l'exploration de l'influence négative des défauts, programme A, ainsi que sur l'étude de la zone de transition. Les résultats des essais de traction sur les cornières individuelles, sans et avec défauts, sont d'abord présentés. Ensuite, la seconde partie du chapitre porte sur les analyses par éléments finis, réalisées avec le logiciel ABAQUS. D'abord, la calibration du matériau est présentée, suivie de la reproduction de deux essais en laboratoire.

Ensuite, les analyses par simulation numérique d'un éventail de défauts sont présentées, suivies des analyses par ÉF sur l'optimisation de la géométrie des zones de transition. Enfin, le chapitre se termine avec les résultats du programme expérimental B.

Le cinquième chapitre est dédié à la conception des FDA. Le développement des équations de conception utilisées est d'abord présenté, suivi des étapes de conception; les critères de calcul ainsi que les exigences y sont d'ailleurs exposés. De plus, une méthode de dimensionnement pour former les charnières dans les plaques de transfert est présentée. Enfin, le chapitre se termine avec une description du comportement anticipé du système.

Le sixième chapitre traite uniquement des essais en laboratoire sur les diagonales courtes et longues, programme expérimental C et D, respectivement. Tous les résultats y sont présentés, conjointement avec des commentaires et des observations. Enfin, le mémoire se termine par une conclusion sur le projet de recherche ainsi que les apprentissages réalisés.

Le présent mémoire compte six annexes qui présentent les dessins de fabrication des coupons de caractérisation ainsi que des spécimens testés en laboratoire des programmes expérimentaux A, B, C et D. Enfin, l'annexe 6 présente trois exemples numériques de dimensionnement d'un bâtiment d'un étage situé à Laval, avec contreventements concentriques avec FDA.

CHAPITRE 2 REVUE LITTÉRAIRE

Dans ce chapitre, le principe de base du calcul aux états limites est d'abord présenté, de même que la méthode pour déterminer un coefficient de tenue du matériau, utilisé dans les équations de résistance. Suis ensuite les règles de conception parasismique au Canada; à noter que nous nous limitons à définir en détail les quelques paramètres pertinents au présent mémoire. Enfin, ce chapitre fait une revue des principales conclusions des recherches ainsi que des essais antérieurs faits sur les fusibles ductiles en acier, jusqu'à ce jour.

2.1 Calcul aux états limites

Depuis quelques décennies, le calcul aux états limites a été adopté par la plupart des codes nationaux pour la conception des charpentes, dont entre autres le Canada. Cette approche permet de se prémunir d'une défaillance quelconque de l'ouvrage et de s'assurer d'une bonne tenue en service de ce dernier, tout au long de sa vie utile; le but étant d'avoir une résistance pondérée supérieure à l'effet des charges pondérées. Mathématiquement, on peut exprimer le calcul aux états limites sous la forme de l'Équation 1 suivante :

$$(1) \quad \phi R \geq \sum(\alpha_i S_i)$$

où ϕ est le coefficient de tenue du matériau; R , la résistance de la pièce; α_i , le coefficient de pondération de la charge i ; et S_i , l'effet de la charge i .

2.1.1 Indice de sécurité

Il est possible d'établir la probabilité de rupture d'une pièce à partir de la variabilité statistique de sa résistance ainsi que de la variabilité de l'effet des charges qui la sollicitent. Pour ce faire, prenons la Figure 2.1 (Kennedy & Aly, 1980), où l'on présente une distribution possible, en loi normale, de la variabilité des efforts S sur la membrure, ainsi que la variabilité de la résistance R

de celle-ci; $\bar{R}$ étant la valeur moyenne de la résistance, $\bar{S}$ la valeur moyenne des efforts, R_f la résistance pondérée et S_f les charges pondérées. À remarquer que R_f , qui correspond à ϕR , est légèrement supérieur à S_f , qui lui est αS , ce qui est conforme à l'Équation 1 précédente. Cependant, comme on peut le voir, la valeur de S pourrait être supérieure à la plus petite valeur de R , ce qui correspond à la probabilité de rupture. Plus précisément, cette probabilité est définie par l'aire sous la courbe identifiée par la zone grise, au chevauchement des deux courbes de distribution. Idéalement, on voudrait minimiser ce chevauchement, mais il est impossible de concevoir une structure avec une probabilité de rupture nulle (Kulak et Grondin, 2010).

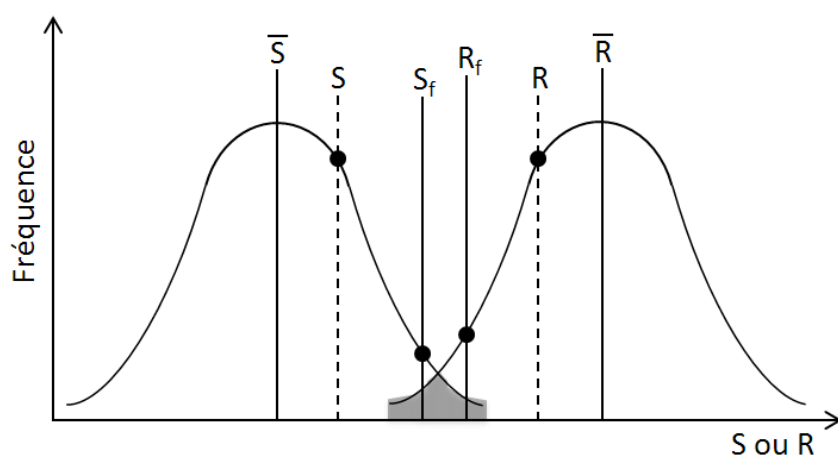


Figure 2.1: Distribution possible de S et R (Kennedy & Aly, 1980)

Plutôt que de travailler avec ces courbes, on peut évaluer la probabilité de rupture à partir de l'indice de sécurité, β , et de la marge de sécurité, Z ; cette dernière correspond à l'excès de résistance par rapport aux charges, c'est-à-dire la différence entre R et S , soit : $Z = R - S$. Ainsi, on associe une probabilité de rupture à un indice de sécurité donné; ce dernier étant obtenu à partir de l'écart-type et de la valeur moyenne de Z , lorsque Z devient nul, soit : $\bar{Z} - \beta\sigma_z = 0$. La Figure 2.2 (Beaulieu et *al.*, 2008) présente la dispersion autour de la valeur moyenne de la marge de sécurité; on peut voir que si $Z < 0$, on aura une défaillance de la pièce, par exemple la rupture, alors qu'à l'inverse, on se trouve dans une condition sécuritaire. En général, on utilise un indice de sécurité de 3 pour la plastification et de 4 pour la rupture. Comme on le verra dans la prochaine section, l'indice de sécurité est utilisé dans la détermination du coefficient de tenue du matériau.

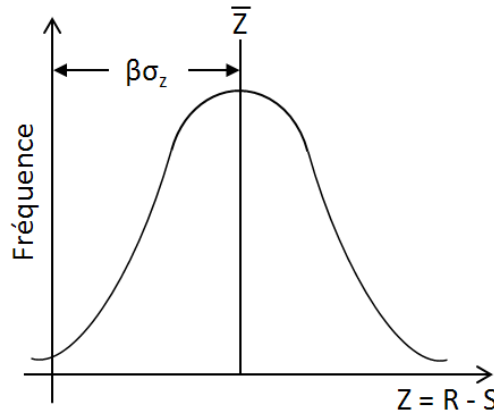


Figure 2.2: Variabilité de la marge de sécurité Z (Beaulieu et *al.*, 2008)

2.1.2 Coefficient de tenue du matériau

Tel que présenté en début de chapitre, le coefficient de tenue du matériau, ϕ , aussi appelé facteur de performance dans bien des articles, reflète la variabilité possible de la résistance d'une pièce. Cette variabilité résulte principalement des hypothèses admises dans les équations permettant de déterminer la résistance, ainsi que de la variabilité des paramètres dont dépend la résistance, telles que les dimensions de la pièce de même que les propriétés mécaniques du matériau (Beaulieu et *al.*, 2008). Plus précisément, on considère trois variables aléatoires indépendantes : le matériau, M , la géométrie, G , et le professionnel, P . La première variable, M , représente les propriétés mécaniques du matériau, tels que la résistance élastique, F_y , ou le module élastique, E ; G , représente les propriétés géométriques d'une pièce, tels que l'aire de section ou le moment d'inertie; et P , représente l'imprécision des équations théoriques de calcul utilisées pour prédire la résistance réelle d'une pièce. Ainsi, à partir de ces trois variables, on peut déterminer un facteur de performance avec l'Équation 2 suivante (Kennedy & Aly, 1980) :

$$(2) \quad \phi = \rho_R e^{(-\beta \alpha_R V_R)}$$

où ρ_R est le coefficient de biais de la résistance, et correspond au rapport de la résistance moyenne actuelle sur la résistance nominale, soit : $\rho_R = \bar{R}/R$; β est l'indice de sécurité visé, tel que présenté précédemment, et vaut 3.0 en structure d'acier; α_R est un facteur de séparation et vaut 0.55; et V_R est le coefficient de variation de la résistance, soit : $V_R = S_{(\rho_R)} / \rho_R$, où s est l'écart-type.

Rappelons qu'en statistique, pour un échantillon donné, le coefficient de variation, CV, ou V dans ce cas-ci, correspond au rapport de l'écart-type sur la moyenne. Le coefficient de biais de la résistance est obtenu de l'Équation 3 suivante, qui représente le produit des coefficients de biais des trois variables indépendantes précédentes (Kennedy & Aly, 1980) :

$$(3) \quad \rho_R = \rho_M \rho_G \rho_P$$

où ρ_M , ρ_G et ρ_P sont les rapports de la moyenne des valeurs mesurées sur la valeur nominale, pour M, G, et P, respectivement. Comme ceux-ci sont des variables aléatoires et indépendantes, alors on peut obtenir le coefficient de variation de la résistance à partir de la racine carrée de la somme des carrés des coefficients de variation de M, G et P, selon l'Équation 4 suivante :

$$(4) \quad V_R = \sqrt{v_M^2 + v_G^2 + v_P^2}$$

À noter que dans des articles plus récents, Kennedy & Baker (1984) et Schmidt & Bartlett (2002), les auteurs utilisent une autre version de l'Équation 2 précédente, pour déterminer le coefficient de tenue du matériau :

$$(5) \quad \phi = \rho_R \frac{\sum \alpha_i S_i}{S} e^{(-\beta \sqrt{V_R^2 + V_S^2})}$$

Sous cette forme, ϕ ne dépend plus uniquement de la variabilité de la résistance, mais également de la variabilité sur les charges. De plus, ils ajoutent une quatrième variable indépendante, d, aux Équations 3 et 4 précédentes. Cette variable est le facteur de discrétisation et permet de tenir compte de la surcapacité provenant du choix restreint des profilés lors de la sélection. Enfin, dans le présent mémoire, nous travaillerons qu'avec les Équations 2 à 4, pour déterminer un coefficient de tenue pour les FDA. Le lecteur peut trouver la procédure à suivre ainsi que quelques exemples sur la détermination du coefficient de tenue, dans le livre de Ziemian (2010).

2.2 Conception parasismique au Canada

Au Canada, c'est le code national du bâtiment (CNB) qui dicte les démarches à suivre afin de déterminer l'effort de séisme de conception auquel un bâtiment devra résister. En appliquant ces méthodes ainsi qu'en respectant les exigences de la norme correspondante (p. ex. CSA S16-09 dans le cas des charpentes en acier), le concepteur est assuré d'un degré minimal de sécurité acceptable; l'objectif premier dans le calcul parasismique n'étant pas d'éviter les dommages structuraux ou non structuraux du bâtiment, mais plutôt d'éviter son effondrement global ou partiel. Le CNB permet d'évaluer la force sismique latérale minimale de cisaillement à la base, V , à l'aide de la méthode de la force statique équivalente, MFSÉ, à condition que la structure soit de forme plutôt régulière et symétrique. Pour chaque direction orthogonale, V est donné par l'Équation 6 suivante (CNRC, 2005) :

$$(6) \quad V = S(T_a) M_v I_E W / (R_d R_o)$$

où $S(T_a)$ est la valeur de réponse du spectre d'accélération de conception pour la période fondamentale de la structure, T_a ; M_v est un coefficient de modification pour tenir compte des modes supérieurs; I_E est le coefficient de risque (ou d'importance); W est le poids de la structure (100% des charges mortes permanentes + 25% de la charge de neige + 60% du poids de la marchandise stockée en cas d'entreposage); R_d est le coefficient de modification de force lié à la ductilité; R_o le coefficient de modification de force lié à la sur-résistance. Pour les ossatures contreventées, comme celles que nous analyserons dans le cadre de la présente recherche, la période fondamentale (T_a) utilisée dans l'Équation 6, correspond à 2.5% de la hauteur totale de la structure ($= 0.025 h_n$). Comme cette équation est de nature empirique, alternativement, le CNB permet d'utiliser la période déterminée par d'autres méthodes mécaniques, comme l'analyse modale. Cependant, cette valeur est limitée à deux fois la période fondamentale précédente, c'est-à-dire 5% de la hauteur totale. Également, il n'est pas nécessaire que V soit considéré inférieur ou supérieur à :

$$(7) \quad S(2.0) M_v I_E W / (R_d R_o) \leq V \leq \frac{2}{3} S(0.2) I_E W / (R_d R_o)$$

2.2.1 Coefficient de ductilité, R_d

Le coefficient de modification R_d introduit dans l'Équation 6 est un facteur de réduction qui permet de tenir compte de la capacité qu'offre une structure à pouvoir dissiper l'énergie du séisme par un comportement inélastique. Le facteur R_d dépend du type de charpente et du type de SRFS utilisé. Le tableau 4.1.8.9 du CNB 2005 donne des valeurs de R_d pour différents types de SRFS; il varie de 1.0, pour les SRFS les plus fragiles, jusqu'à 5.0, pour les SRFS les plus ductiles. Pour le moment, aucune valeur de R_d n'est attribuée pour un SRFS comportant des FDA. Cependant, le Guide de l'utilisateur du CNB 2005 (CNRC, 2006), commentaire J, indique quelques démarches pour déterminer une valeur R_d pour les systèmes qui ne sont pas expressément définis. Entre autres, s'il est démontré par des essais et des analyses que la performance du système est équivalente à celle d'un SRFS prédéfini dans le tableau, alors on permet l'utilisation de la valeur R_d assignée au SRFS équivalent. Dans le cas contraire, il faut réaliser des essais cycliques d'inversions de déformations ainsi que des analyses pour déterminer la performance prévue de la structure, en particulier sa réponse inélastique.

2.2.2 Coefficient de sur-résistance, R_o

Le coefficient de modification R_o utilisé dans l'Équation 6 est un facteur de réduction qui permet de tenir compte de la réserve de résistance présente dans les structures, dimensionnées selon les exigences des normes correspondantes. En effet, une structure possède une réserve de résistance considérable avant que toute la ductilité de son SRFS ne soit développée. Plusieurs facteurs contribuent à cette réserve. Plus exactement, le facteur R_o est le produit de (Mitchell et *al.*, 2003) :

$$(8) \quad R_o = R_{size} R_{\phi} R_{yield} R_{sh} R_{mech}$$

Nous reviendrons sur la description de tous ces facteurs au chapitre 5. Tout comme dans le cas du R_d , aucune valeur de R_o n'est attribuée pour un SRFS comportant des FDA, pour le moment. Par contre, toujours dans le commentaire J du Guide de l'utilisateur, on permet de déterminer un coefficient R_o en suivant la méthode décrite par Mitchell et *al.* (2003), soit l'Équation 8

précédente, à condition d'utiliser les valeurs minimales assurées des différents coefficients. Dans le cas d'un système équivalent à un SRFS prédéfini, alors il faut utiliser la valeur R_o du SRFS équivalent.

2.2.3 Dérive latérale

Le CNB permet d'évaluer les dérives latérales entre étages d'une structure, Δ , à partir d'une analyse linéaire avec la MFSÉ. Pour ce faire, on multiplie la dérive élastique, $\Delta_{\text{élastique}}$, par les facteurs $R_d R_o / I_E$, ce qui permet d'obtenir la dérive inélastique de la structure, $\Delta_{\text{inélastique}}$. Dans le cas d'un bâtiment à catégorie de risque normale, cette dérive est limitée à : $0.025 \cdot h_s$, où h_s est la hauteur entre étage. Enfin, mentionnons qu'il est possible d'employer la valeur de la période prédominante provenant de l'analyse modale, sans limite supérieure, pour évaluer la dérive.

2.3 Dimensionnement de SRFS à ductilité modérée

Au Canada, la norme canadienne CSA S16-09 (CSA, 2009) est la norme correspondante pour la conception des charpentes métalliques en acier. En particulier, l'article 27 renferme toutes les exigences à respecter pour le dimensionnement d'un SRFS, des assemblages et des éléments qui permettent d'acheminer les efforts sismiques jusqu'aux fondations. Rappelons que les SRFS avec FDA sont dimensionnés, pour le moment, suivant les critères de dimensionnement d'un cadre concentrique contreventé à ductilité modérée ($R_d = 3.0$ et $R_o = 1.3$), travaillant en T/C, et dont les diagonales sont des profilés tubulaires HSS. Le dimensionnement régulier, sans FDA, se résume à :

- Sélectionner une diagonale
 - Respecter les critères d'élancement des parois (b_e/t);
 - Vérifier que la résistance en compression de la diagonale soit au moins supérieure à l'effort pondéré de compression ($C_r \geq C_f$);
 - Vérifier que la résistance en traction de la diagonale soit au moins supérieure à l'effort pondéré de traction ($T_r \geq T_f$);

- Effectuer le dimensionnement par capacité pour le reste de la structure
 - Calculer la résistance probable en compression de la diagonale, C_u ;
 - Calculer la résistance probable en traction de la diagonale, T_u ;
 - Le reste du SRFS doit avoir une résistance pondérée plus grande que les résistances probables des diagonales ($\phi R \geq C_u + T_u$);

Le reste de la structure comprend : les assemblages, les poutres collectrices, les sièges de poutrelles, les colonnes du SRFS, le tablier métallique, les ancrages, les fondations, etc.

- Respecter certaines exigences qui permettront d'assurer l'intégrité de la structure
 - Les colonnes autres que celles du SRFS doivent être de classe 1, 2 ou 3 en flexion;
 - Les colonnes du SRFS doivent être de classe 1 ou 2 en poteau-poutre, et doivent résister à un moment additionnel de $0.2 \cdot ZF_y$;
 - Les goussets ainsi que les assemblages du SRFS doivent permettre la rotation de la diagonale lors de son flambement.

2.4 Recherches antérieures sur les FDA

Les premiers essais de fusible en acier sur des profilés HSS, au Canada, remontent à 1999. Ils ont été réalisés à l'École Polytechnique de Montréal (ÉPM) et à l'Université de la Colombie-Britannique (UCB), dans le cadre d'un projet pilote expérimental réalisé en 3 phases (Tremblay and Bouatay, 1999a; Rezaei, Prion and Timler, 1999; Tremblay and Bouatay, 1999b), portant sur la recherche de solutions pour réduire la résistance probable en traction des diagonales.

2.4.1 Phase 1

La première phase s'est déroulée à l'ÉPM (Tremblay et Bouatay, 1999a), sur un cadre à échelle réelle avec diagonales HSS 102x102x4.8 concentriques et fusibles en plaque, à l'intersection des deux diagonales. Ces essais examinaient le comportement inélastique de deux différentes configurations de fusible, soumis à un chargement statique cyclique de déplacement, variant de $\pm 1.0 \times \Delta_y$ à $\pm 5.0 \times \Delta_y$. Trois contreventements ont été testés (B1, B2 et B3); le détail de chaque

fusible ainsi que leur courbe d'hystérésis et leur mode de défaillance sont présentés à la Figure 2.3. Le premier fusible, B1, était fait d'une plaque rectangulaire, renforcé par une plaque plus épaisse. Les fusibles B2 et B3 étaient usinés en forme d'os et supportés sur toute leur longueur, par une paire de plaques de renfort. À noter que le fusible B3 était identique à B2, mais avec un rayon de la zone de transition plus grand.

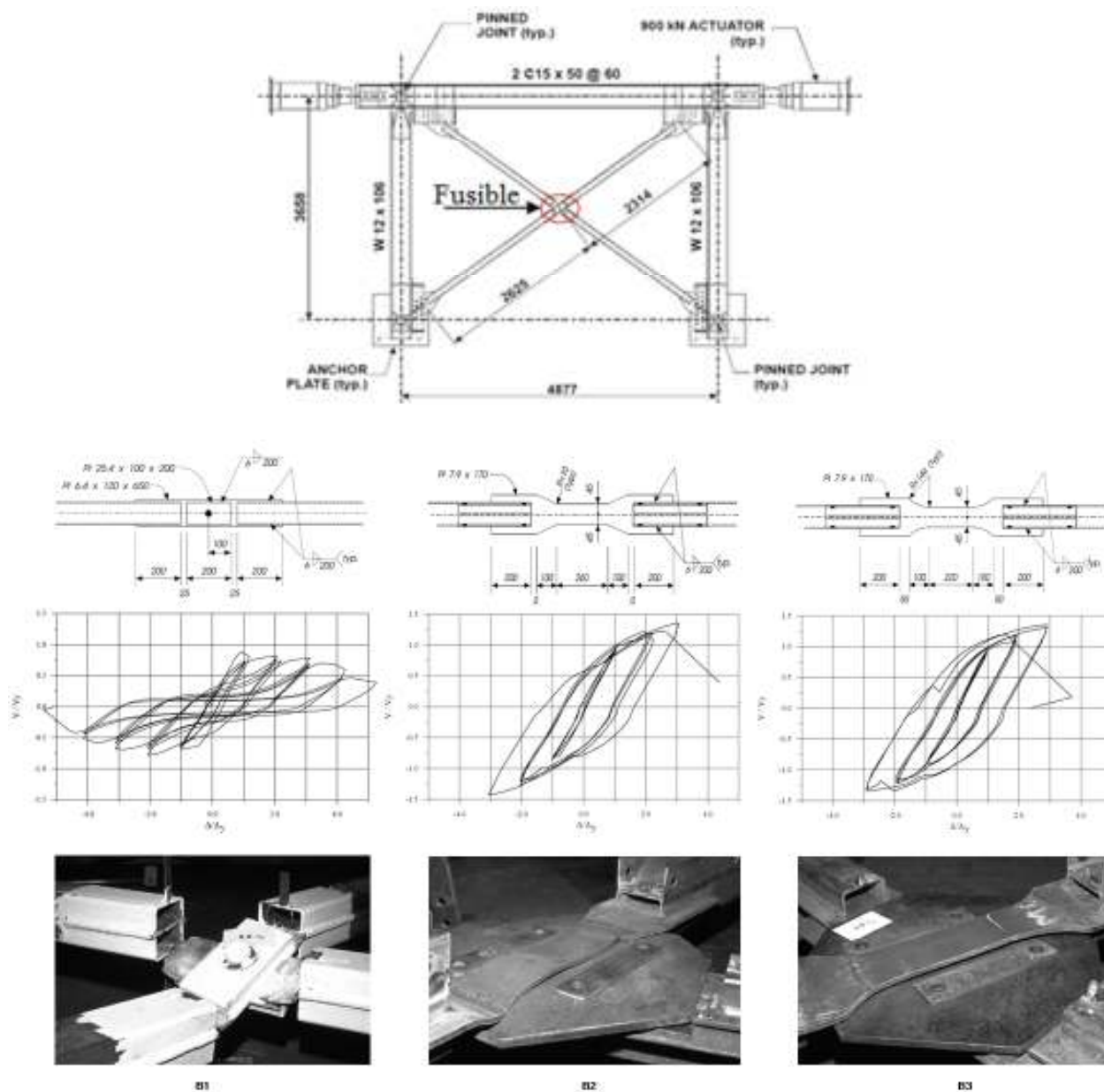


Figure 2.3: Fusibles testés (Tremblay et Bouatay, 1999a)

Bien que ces fusibles aient montré un comportement ductile ainsi que des courbes d'hystérésis stables, sauf le spécimen B1 dont la rigidité s'est dégradée rapidement, leur performance fut limitée par une rupture du fusible, à une ductilité de 3.0. De plus, d'importants mouvements cycliques hors-plan des assemblages du fusible ont été observés durant les essais des trois spécimens et, pour ces raisons, Tremblay et Bouatay recommandèrent de déplacer le fusible aux extrémités de la diagonale, afin de minimiser ces mouvements.

2.4.2 Phase 2

La seconde phase s'est déroulée au laboratoire de structure de l'UCB (Rezai, Prion et Timler, 1999). Sept différentes configurations de fusible ont été testées et avec différentes longueurs de la zone de plastification. Contrairement à la première phase, les essais étaient concentrés uniquement sur le comportement inélastique du fusible, plutôt que sur le comportement global du système (diagonale + fusible). La Figure 2.4 présente les configurations étudiées.

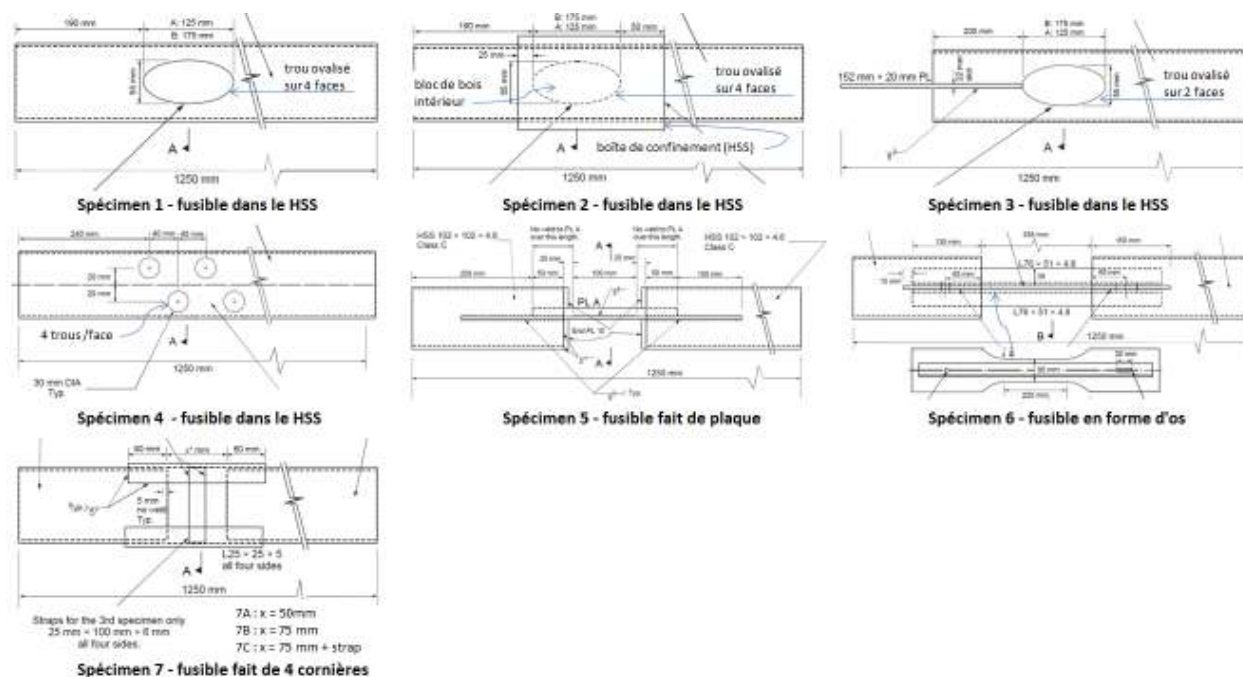


Figure 2.4: Fusibles testés (Rezai et *al.*, 1999)

Au total, plus de 10 fusibles ont été testés et soumis à un chargement statique axial et cyclique. En général, tous les spécimens ont montré un comportement ductile, sauf pour le spécimen 6, qui a flambé prématurément. Rezai et *al.* ont remarqué, entre autres, que l'ajout d'une boîte de confinement (spécimen 2, 4B et 7C) autour du fusible permettait d'améliorer considérablement son comportement inélastique. En effet, les fusibles avec confinement ont montré des courbes d'hystérésis robustes et stables, notamment à cause d'un meilleur contrôle de la stabilité du fusible. Également, ils ont observé que pour la configuration 7, l'augmentation de la longueur de plastification du fusible améliorerait son comportement ductile. Des sept différentes configurations, ils conclurent que les détails de fusible 2 (fusible dans les parois du HSS, avec confinement) et 7 (fusible fait de 4 cornières) étaient les plus prometteurs pour des applications sismiques, car ces systèmes ont démontré les courbes les plus stables et symétriques, avec écoulement du fusible. La Figure 2.5 montre les courbes d'hystérésis des spécimens 2B, 7A, 7B et 7C.

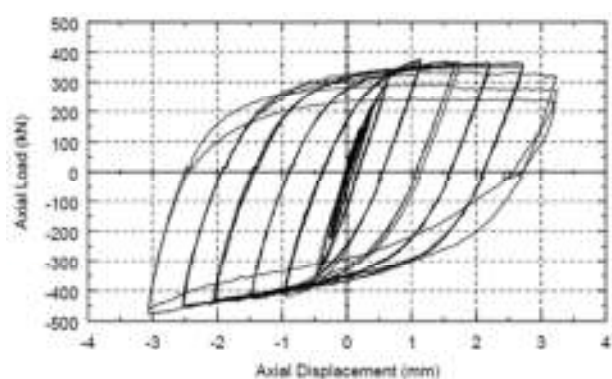


Figure 36: Axial load vs. axial displacement response of specimen 2B (base length = 175 mm)

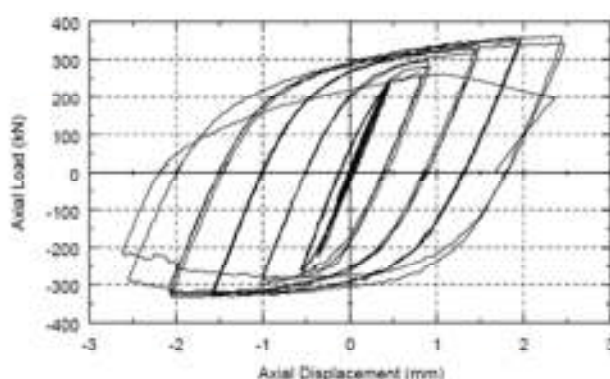


Figure 38: Axial load vs. axial displacement response of specimen 7A

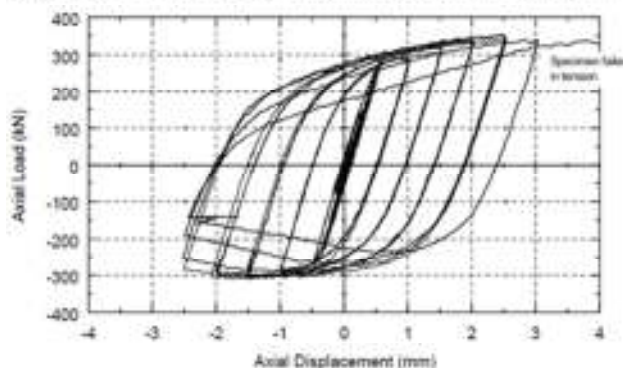


Figure 37: Axial load vs. axial displacement response of specimen 7B

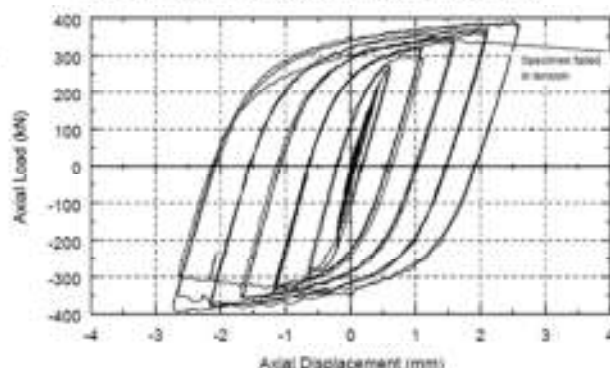


Figure 40: Axial load vs. axial displacement response of specimen 7C with straps

Figure 2.5: Fusibles testés (Rezai et *al.*, 1999)

2.4.3 Phase 3

La troisième phase s'est déroulée à l'ÉPM (Tremblay et Bouatay, 1999b), sur le même cadre que la phase 1, mais avec une configuration en chevron et avec des fusibles à l'une des extrémités de chaque diagonale. Ces essais examinaient plus en profondeur le comportement inélastique des deux configurations recommandées de la phase 2 (spécimen 2B et spécimen 7C) et d'un fusible en forme d'os inséré dans des diagonales faites de cornières dos-à-dos. De plus, les essais étudiaient l'influence du protocole de chargement sur la performance des fusibles. Au total, plus de six essais cycliques avec trois configurations différentes de fusible ont été réalisés. Tous les six spécimens ont été soumis au même chargement cyclique que le premier projet pilote, à l'exception de deux diagonales, qui ont été dupliquées et soumises à un chargement sismique, obtenu d'une analyse dynamique non linéaire d'un bâtiment contreventé en acier. La Figure 2.6 présente les différents fusibles testés. À noter que les fusibles 4 et 5 sont identiques, sauf pour la longueur de l'ellipse; les fusibles 5 et 7 ont été dupliqués pour être soumis au second protocole.

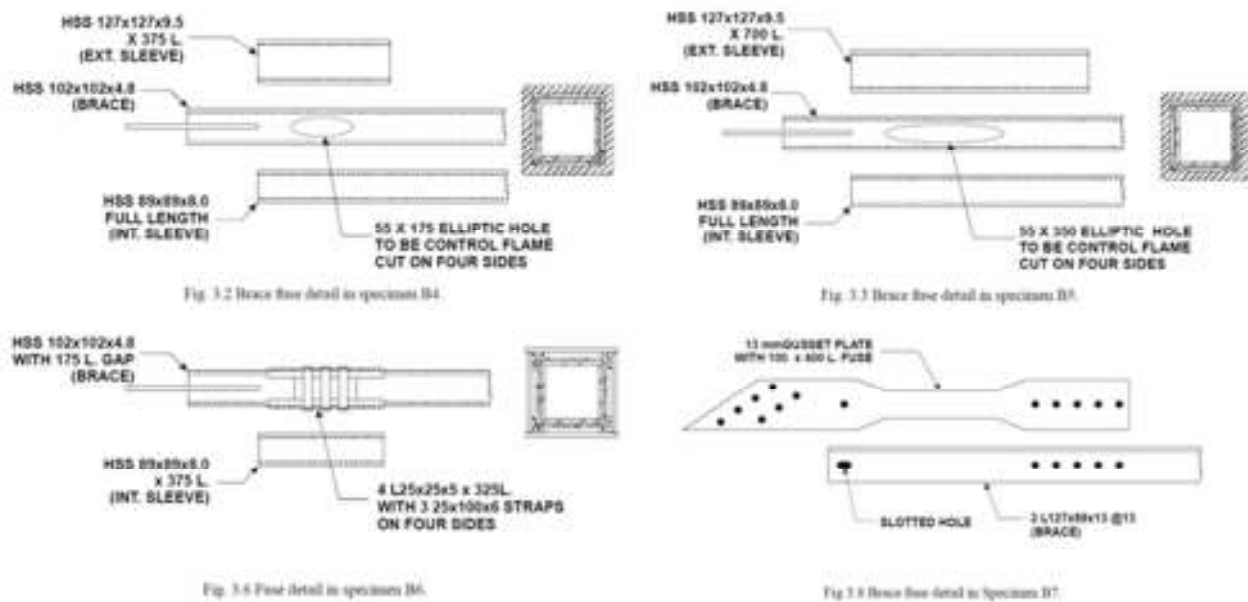


Figure 2.6: Fusibles testés (Tremblay et Bouatay, 1999b)

Tous les spécimens ont montré un comportement inélastique et ont développé leur pleine capacité. Tremblay et Bouatay ont remarqué, dans le cas des spécimens elliptiques (B4 et B5),

que la longueur du fusible avait un effet significatif sur sa ductilité; un fusible plus long peut soutenir un plus grand nombre de cycles. Des trois configurations étudiées, le fusible en forme d'os (spécimen 7) est celui qui a le mieux performé et qui a montré la courbe d'hystérésis la plus stable, et ce, pour les deux protocoles. Cependant, Tremblay et Bouatay ont noté qu'une meilleure stabilité hors-plan était requise. Le fusible fait de quatre cornières (B6) a montré une capacité très limitée, notamment à cause de la demande inélastique non uniforme le long du fusible; cela s'est traduit par une rupture au droit des soudures. La Figure 2.7 montre les courbes d'hystérésis des six essais. Les auteurs ont proposé quelques modifications à apporter à ces configurations de fusibles, afin d'améliorer leur performance : pour le fusible elliptique, ils recommandèrent d'augmenter la longueur du fusible (400 à 500 mm) et de limiter le jeu entre le HSS de confinement et le fusible (p. ex. remplacer le HSS extérieur par une boîte de confinement assemblée); pour le fusible fait de quatre cornières, ils recommandèrent de réduire légèrement la section afin que la demande inélastique soit loin des soudures d'assemblage des cornières, d'allonger le support intérieur et de fournir un confinement extérieur continu le long des cornières (p. ex. par l'ajout d'une boîte de confinement assemblée).

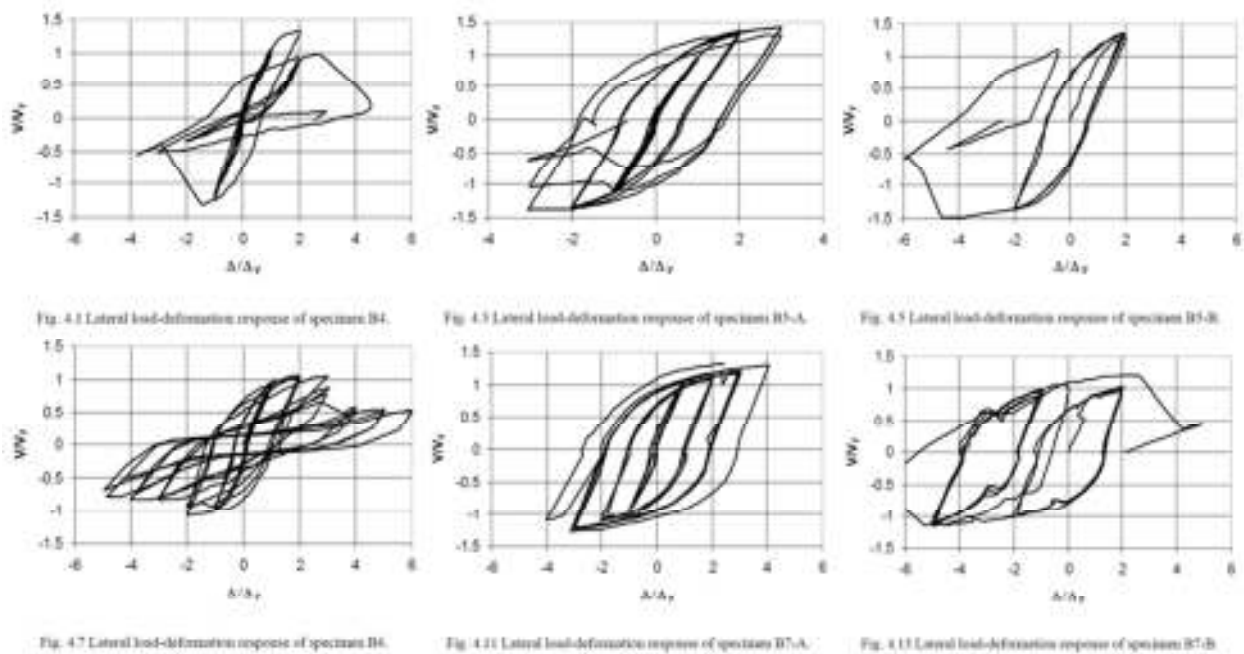


Figure 2.7: Fusibles testés (Tremblay et Bouatay, 1999b)

De plus, ils conclurent que ces trois configurations étaient très prometteuses, à cause de leur simplicité de fabrication, et que, suivant les modifications proposées, des essais supplémentaires devaient être réalisés sur ces trois types de fusible. Enfin, ils recommandèrent d'effectuer davantage d'analyses non linéaires sur différents bâtiments en acier, afin d'avoir un meilleur portrait de la demande inélastique exigée au fusible.

2.4.4 Travaux de Daniel Kassis

La suite des travaux sur les FDA ont été réalisés dans le cadre de la maîtrise de Daniel Kassis (Kassis, 2008), à l'ÉPM, sur la configuration de fusible fait de quatre cornières, avec les modifications proposées dans la phase 3 du projet pilote (Tremblay et Bouatay, 1999b). Les objectifs de sa recherche étaient : d'étudier si l'ajout de FDA était avantageux; de proposer une méthode de conception simple ainsi qu'une géométrie de fusible permettant de développer sa pleine capacité; et d'effectuer des essais cycliques, à grande échelle, sur des diagonales avec FDA, afin de valider le comportement inélastique du système suite aux modifications apportées ainsi qu'à la méthode embryonnaire de conception proposée.

Dans un premier temps, Kassis a réalisé une importante étude paramétrique sur plus de 528 bâtiments de géométrie différente, situés à Montréal et Vancouver, pour deux différentes actions des diagonales, tension-compression (T/C) et tension seulement (T/S), et pour trois différents facteurs de modification pour la ductilité, R_d : 1.5, 2.0 et 3.0. Au total, il a analysé plus de 3168 bâtiments. De cette étude, Kassis a démontré que les FDA présentaient un potentiel d'économie significatif pour les assemblages des diagonales ainsi que le reste du SRFS; cependant, cette économie était beaucoup plus importante pour les assemblages des diagonales que pour le dimensionnement du reste du SRFS et du diaphragme de toit. Également, il a observé que l'ajout de FDA était plus avantageux pour les systèmes à ductilité modérée (Type MD, $R_d = 3.0$) que pour les systèmes à ductilité limitée (Type LD, $R_d = 2.0$); cependant, dans les deux cas, l'ajout de FDA était une solution beaucoup plus économique qu'un SRFS conventionnel (Type CC, $R_d = 1.5$). Enfin, il a remarqué que l'ajout de FDA était seulement avantageux pour les diagonales travaillant en T/C, voire même être pénalisant dans le cas des diagonales agissant en T/S.

Ensuite, Kassis a procédé à un premier cadre expérimental, afin d'étudier le comportement individuel d'une cornière avec section réduite, soumis à un chargement axial en traction. Dans sa préparation d'essai, il a entre autres effectué des analyses par éléments finis afin d'évaluer la géométrie optimale à donner à la zone de transition, pour éviter toute concentration de contrainte locale. Dès cinq modèles analysés, une transition en forme d'arc avec un rayon de 70 mm fut retenue pour la fabrication de tous ses spécimens. Kassis a testé plus de 12 cornières entaillées individuelles, avec trois longueurs de section réduite différentes (600 mm : séries A; 1087 mm : série B; 300 mm : séries C et D;), et pour deux méthodes de fabrication différentes : découpées au chalumeau (série A à C) par Lainco inc., et fraisées (milling) par un atelier spécialisé (série D). La Figure 2.8 présente les courbes normalisées de ses essais. Il a remarqué que la méthode de découpe affectait le rapport F_u/F_y (pour une même coulée); que les cornières entaillées au chalumeau cassaient bien avant l'amorcement de la striction, comparativement à celles fraisées; et que la méthode de découpe réduisait considérablement la ductilité des cornières.

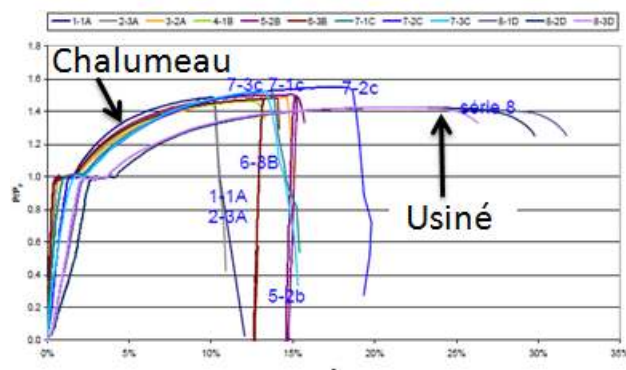


Figure 4-17 : P/Py en fonction de la déformation pour tous les spécimens

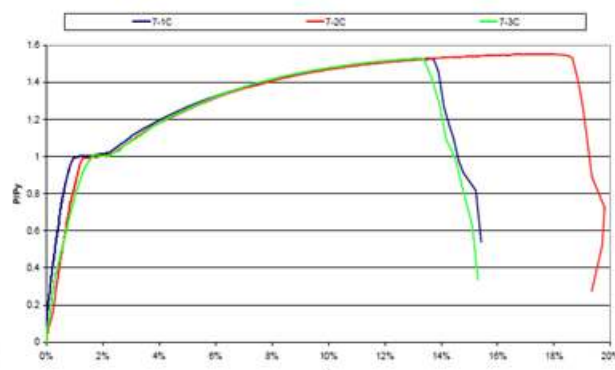


Figure 4-19 : P/Py en fonction de la déformation pour les spécimens 7 et 8

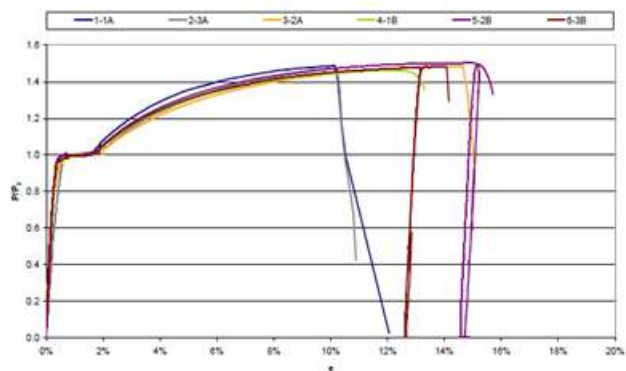


Figure 4-18 : P/Py en fonction de la déformation pour les spécimens 1 à 6

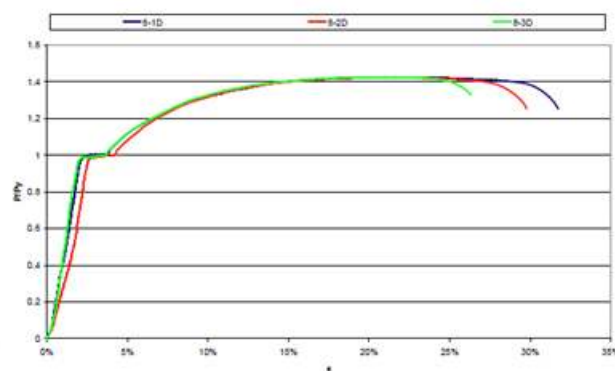


Figure 4-20 : P/Py en fonction de la déformation pour les spécimens usinés

Figure 2.8: Résultats des essais sur les cornières individuelles (Kassis, 2008)

Également, il nota que pour trois cornières identiques d'une même série, qu'elles ne présentaient pas la même performance inélastique, comparativement à celles fraisées. Après approfondissement, il s'est rendu compte que les cornières découpées au chalumeau présentaient une largeur d'aile réduite non constante, le long de la découpe (non uniformité de la coupe), et ce pour une même série. Ainsi, tous les spécimens découpés au chalumeau ont cassé à l'endroit où l'aire de section était la plus petite, soit à l'embouchure de la section réduite dans la majorité des cas, à cause du changement de forme. De là, il conclut que la méthode de découpe était directement liée à la performance du spécimen et qu'il était préférable de fabriquer les fusibles par fraisage, afin d'assurer une géométrie stable le long de la partie réduite. Enfin, ses essais confirmèrent que la plastification de la cornière était uniforme le long de la partie réduite, et que la géométrie de la zone de transition adoptée était adéquate.

Suite à ces résultats, Kassis a procédé à un second programme expérimental, afin d'étudier le comportement des diagonales avec FDA, une fois introduit. En particulier, il a simulé, à grande échelle, le comportement d'une demi-longueur de diagonale d'un contreventement faisant plus de 7.5 m de hauteur. Quinze différentes diagonales ont été testées, avec différentes longueurs de section réduite, ainsi qu'avec quatre différentes configurations de fusible, aux fins de comparaison. Également, trois différents protocoles de chargement ont été également appliqués : un chargement débutant en traction (CT), un chargement débutant en compression (CC) et un chargement dynamique (DYN), provenant d'analyses temporelles non linéaires. En plus, Kassis a vérifié si l'ajout d'un FDA permettait de se soustraire des critères d'élancement des parois (b_e/t) exigés. Dans la préparation de ses spécimens, Kassis propose la méthode de conception suivante :

- 1) la résistance du fusible doit être au moins supérieure à la résistance probable en compression de la diagonale :

$$a. \quad C_u \leq C_{rF} = T_{rF} = \phi A_F F_{yF}$$

- 2) le reste du SRFS, incluant les assemblages, doit avoir une résistance au moins supérieure à la capacité probable en traction du fusible, une fois écroui :

$$b. \quad T_{uF} = A_F R_{sh} R_y F_{yF}$$

- 3) la longueur requise de la partie réduite des cornières doit être d'au moins :

$$c. \quad L_F = (\beta R_o R_d / I_E - 1) * \delta_y / \varepsilon_F$$

où $\varphi = 0.9$; A_F est l'aire totale du fusible (partie réduite des cornières); F_{yF} , la limite élastique nominale de l'acier des cornières (300 MPa dans ce cas); R_{sh} , le facteur d'écrouissage, correspondant au rapport de F_{uF}/F_{yF} de l'acier des cornières (une valeur de 1.5 a été utilisée); $R_y F_{yF}$ est la résistance probable des cornières ($R_y = 1.3$, pour que le produit de $R_y F_{yF} = 385$ MPa, tel qu'exigé dans la norme S16); β est un facteur de sécurité pour tenir compte de l'imprécision à prédire la dérive inélastique et vaut 1.5; δ_y est l'allongement élastique de la diagonale (ici, $\delta_y = C_r L/E A$); ε_F est la déformation inélastique du fusible (0.10 mm/mm pour les séries 5 et 7; 0.05 mm/mm pour la série 6); la formule de L_F proposée est dérivée de : $\varepsilon_F = (\delta_{max} - \delta_y)/L_F$, et de $\delta_{max} = \beta R_o R_d \delta_y / I_E$. D'abord, on remarque que Kassis suppose que la résistance en traction du fusible est équivalente à sa résistance en compression et que le fusible demeure élastique en compression (aucune plastification en compression du fusible). Ensuite, on voit que le reste de la structure est dimensionné en supposant que le fusible développe sa capacité probable à l'ultime. Enfin, on remarque qu'il suppose que toute la déformation inélastique est uniquement reprise par le fusible, sur la longueur réduite de ce dernier, L_F .

Kassis a testé quatre configurations différentes de fusible : (1) trois trous circulaires dans les parois du HSS; (2) un trou circulaire dans les parois du HSS; (3) un trou ovalisé dans les parois du HSS; et (4), l'insertion d'un fusible fait de quatre cornières, découpées au chalumeau, dans les diagonales. De tous les quinze spécimens testés, ceux comprenant un FDA fait à même les parois du HSS ont démontrés les pires performances. Sur ce, Kassis conclut que les FDA faits de quatre cornières étaient de loin les plus prometteurs pour des applications sismiques, et que ceux faits à même les parois de la diagonale devaient être prohibés. Les FDA faits de quatre cornières ont su bien performer autant sous chargement cyclique statique que dynamique, et ont permis de réduire considérablement la résistance en traction développée par la diagonale. Également, Kassis a démontré que le comportement de la diagonale avec FDA était indépendant de la direction de la charge. En effet, ses essais ont montré que le comportement de la diagonale était similaire, peu importe si le protocole de chargement débutait en traction ou en compression. Aussi, il a noté qu'une augmentation de la longueur de la partie réduite, L_F , permettait d'augmenter le nombre de

cycle que pouvait subir la diagonale avec FDA. Enfin, il conclut que les restrictions sur les élancements des parois des HSS, imposées par la norme CSA S16, devaient être respectées. La Figure 2.9 présente quelques résultats de ses essais.

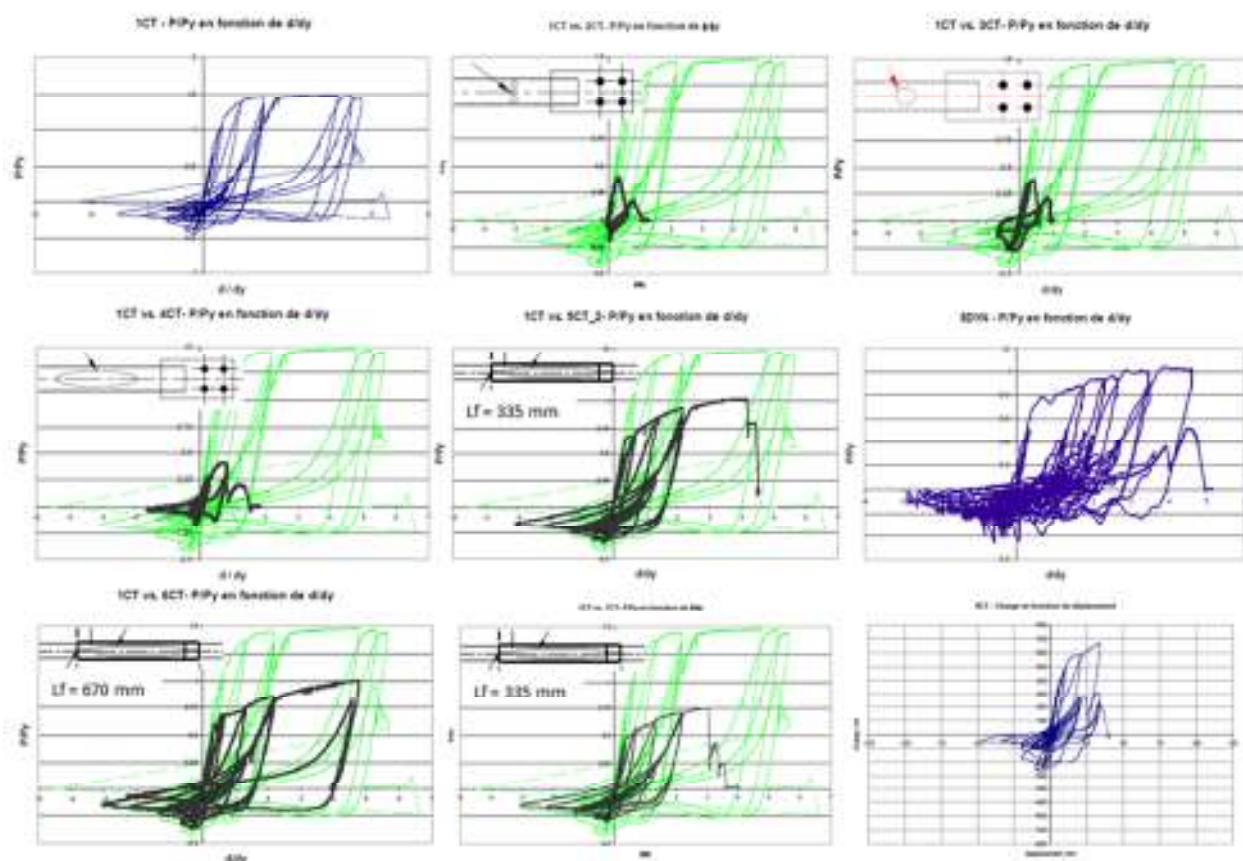


Figure 2.9: Résultats des essais cycliques (Kassis, 2008)

2.4.5 Autres fusibles et assemblages

Depuis la dernière décennie, d'autres types de fusibles ont été développés afin de fournir des solutions économiques lors de mise à niveau de bâtiments commerciaux existants. Par exemple, à l'Université de Sherbrooke, Desjardins et Légeron (2010) ont récemment développé un FDA fait à même dans la section des diagonales faites de cornières simples. Plus précisément, comme pour les fusibles faits dans les parois de HSS, la section de la cornière est localement réduite aux deux extrémités de chaque diagonale pour obtenir la capacité souhaitée (Figure 2.10a).

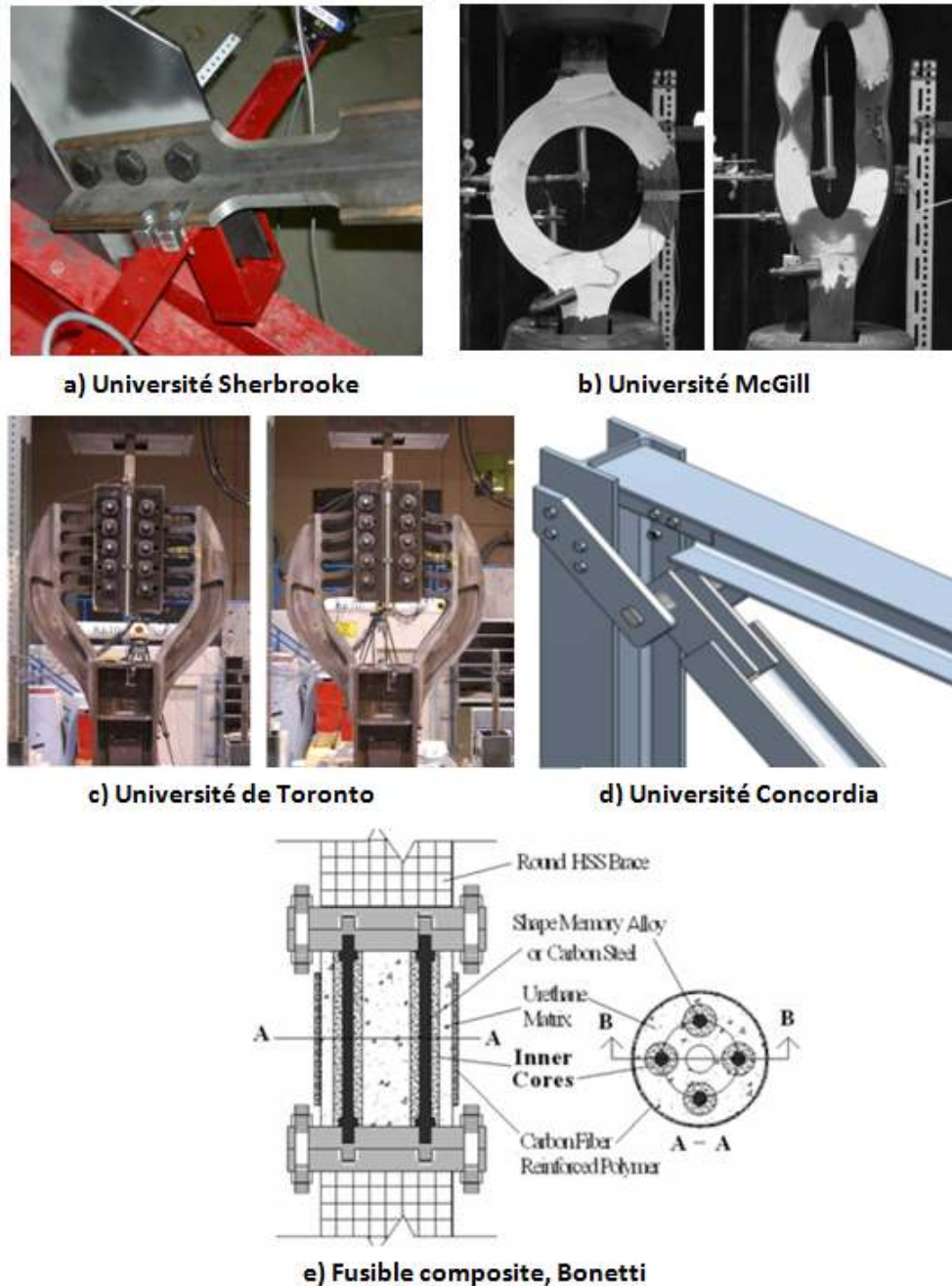


Figure 2.10: Autres fusibles étudiés (Tremblay et *al.*, 2011; Bonetti, 2009)

Également, Morrison et Rogers (20xx) à l'Université McGill travaillent présentement sur un fusible constitué d'un anneau en acier. L'anneau est découpé au plasma à partir d'une plaque en acier. Il est ensuite introduit le long de la diagonale d'un contreventement avec des assemblages soudés ou boulonnés (Figure 2.10b). Sous la charge de traction, l'anneau se déforme dans le

domaine plastique. En compression, l'ensemble diagonale-anneau flambe, sans qu'il n'y ait de déformations plastiques dans l'anneau, sauf si ce dernier est placé près de la rotule plastique qui se forme lors du flambement, auquel cas il peut subir des déformations plastiques en flexion. Le système est donc conçu pour travailler principalement en traction, permettant de développer une grande capacité de déformation axiale en traction. À l'Université de Toronto, Gray et al. (2010) ont également développé leur propre type de fusible, le « Yield Brace System » (YBS). Il consiste en un assemblage fait d'acier moulé, qui dissipe l'énergie par l'action en flexion d'une série de doigts ductiles, travaillant en parallèle (Figure 2.10c). Ces doigts étant orientés dans la direction perpendiculaire à l'axe de la diagonale, le système permet de dissiper de l'énergie en traction et en compression. À l'Université Concordia, Tirca et al. (2011) étudient présentement une connexion ductile qui s'insère entre la colonne et la diagonale. Plus précisément, elle consiste en un assemblage fait de quatre plaques et d'une tige en acier; l'énergie est dissipée par flexion dans le domaine plastique de cette tige (Figure 2.10d). Le système travaille donc en traction et en compression. Le lecteur trouvera une description détaillée de ces fusibles et assemblages ductiles dans Tremblay et al. (2011). Enfin, Bonetti (2009) a travaillé sur un autre type de fusible, différent des précédents. Il consiste en un système de diagonales faites de profilés tubulaires circulaires (CHS), à laquelle on ajoute un fusible composite, fait de quatre tiges fraisées en acier qui sont insérées dans une matrice d'uréthane confinée par un polymère armé de fibres de carbone (Figure 2.10e). Les tiges d'acier peuvent être remplacées par des tiges en alliage avec mémoire de forme. L'énergie est dissipée par l'action en traction, et compression, des tiges fraisées. En compression, leur flambement est empêché par le noyau d'uréthane de confinement.

2.5 Conclusion

Les FDA représentent une solution viable comme moyen de réduire la capacité en traction des diagonales de contreventement concentrique. Les premiers fusibles faits à même les parois des profilés HSS ont démontré une performance inadéquate, avec des déformations plastiques limitées. C'est pourquoi, pour la suite des recherches, les fusibles faits de quatre cornières ont été retenus. Les travaux de Kassis ont montré l'importance de la technique utilisée pour découper les cornières. Lorsque la coupe était faite au chalumeau, le bord découpé comprenait des défauts et la rupture survenait plus tôt, à l'endroit où l'aire de section du fusible était minimale. Cependant,

aucune tolérance n'était spécifiée quant à la profondeur permise pour les défauts. Les essais de Kassis n'ont pas permis de déterminer à partir de quelle profondeur ces défauts affectaient de façon significative le comportement inélastique de la cornière. Également, Kassis a effectué quelques analyses élastiques par éléments finis afin de vérifier la géométrie de la zone de transition. Cependant, ces analyses étaient limitées au domaine élastique et ne portaient que sur un seul spécimen. Davantage d'analyses sont requises afin de définir la géométrie optimale, permettant de développer le maximum de déformations plastiques avant la rupture. Kassis a conçu ses FDA pour rester élastique en compression. Par contre, étant donné la ductilité connue de l'acier, il peut être envisageable que le fusible puisse également plastifier en compression. Enfin, les essais à grande échelle de Kassis ont montré que les diagonales avec FDA faits de cornières avec section réduite pouvaient développer une ductilité supérieure à la ductilité supposée dans la conception ($R_d = 3.0$). D'autres essais sont cependant requis pour vérifier s'il est possible d'associer un facteur R_d supérieur à 3.0 pour ce type de SRFS.

CHAPITRE 3 PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES ACIERS

Ce chapitre traite des propriétés mécaniques des aciers des spécimens utilisés dans tous les essais en laboratoire. D'abord, un bref retour sur les caractéristiques importantes de l'acier est donné. Ensuite, toutes les courbes de caractérisation des aciers utilisés dans la confection des FDA sont présentées, avec quelques commentaires. Également, dans ce chapitre, nous proposons une équation pour prédire l'écrouissage de l'acier, à partir des valeurs mesurées des propriétés mécaniques de l'acier des fusibles : F_y , F_u , ϵ_y , ϵ_{sh} , et ϵ_u . Enfin, comme ils ont été présentés dans la méthodologie, les essais ont été regroupés en cinq programmes expérimentaux distincts; ici, nous présentons les résultats du programme E, qui consistait à étudier l'influence de la méthode de découpe au plasma, comparativement au fraisage, pour la confection des fusibles faits de plaques.

3.1 Caractérisation de l'acier

L'acier est depuis longtemps utilisé dans la construction, notamment à cause de ses propriétés mécaniques les plus importantes : sa résistance et sa ductilité. En effet, comparativement au béton, l'acier offre une grande résistance en traction et possède la capacité de pouvoir se déformer de façon plastique (ductilité), selon la nuance utilisée, ce qui lui confère le matériau de premier choix lorsqu'il est question de chargement cyclique avec grandes déformations inélastiques, comme dans le cas d'un séisme. La caractérisation d'un acier inclut la détermination de sa résistance, sa ductilité, sa résilience, sa dureté et sa résistance à la fatigue. Dans le contexte présent, nous nous limitons qu'aux deux premières caractéristiques. La résistance et la ductilité d'un acier sont mesurées lors d'un même essai mécanique de traction, suivant les dispositions de la norme canadienne CSA G40.20 (CSA, 2004a).

3.1.1 Essai de traction normalisé

L'essai de traction consiste à soumettre, dans une presse, une éprouvette normalisée, aussi appelée coupon, à une déformation de traction croissante jusqu'à la rupture. Durant l'essai, on

mesure la charge appliquée, P , ainsi que l'allongement du coupon, δ , sur une longueur de référence, L_0 . Plus précisément, cette longueur dépend du type de coupon utilisé : 200 mm pour les coupons de type plaque (« plate-type ») et 50 mm pour les coupons de type feuille (« sheet-type »). En fait, c'est la norme liée à la nuance d'acier utilisée, par exemple ASTM A 500 pour les profilés HSS, qui précise cette longueur de référence; d'ailleurs, pour cette nuance : $L_0 = 50$ mm. Et d'ailleurs, comme nous le verrons plus loin, le choix de la longueur de référence a un impact considérable sur la valeur de l'allongement unitaire à la rupture. Pour ces deux types d'éprouvettes standards, la mesure de l'allongement du coupon se fait sur une section réduite de 40 mm de largeur pour un coupon de type plaque (40-200) et 12.5 mm pour un coupon de type feuille (13-50). Ainsi, pour les profilés HSS, le coupon à être utilisé est le type feuille (13-50). L'allongement mesuré durant l'essai est ensuite normalisé sur L_0 , de sorte qu'il représente la déformation unitaire de l'éprouvette : $\epsilon = \delta/L_0$. L'essai de traction permet de connaître : la *limite élastique* de l'acier, F_y ; la contrainte ultime, F_u , aussi appelée *contrainte de rupture*, ou *résistance à la traction*; la déformation unitaire à la limite élastique, ϵ_y ; la déformation unitaire à la contrainte ultime, ϵ_u ; et la déformation unitaire à la rupture, ϵ_r . L'essai permet également d'obtenir la courbe contrainte-déformation (σ - ϵ) du matériau, comme celle montrée à la Figure 3.1. Nous appellerons cette courbe simplement *courbe caractéristique* dans le présent mémoire.

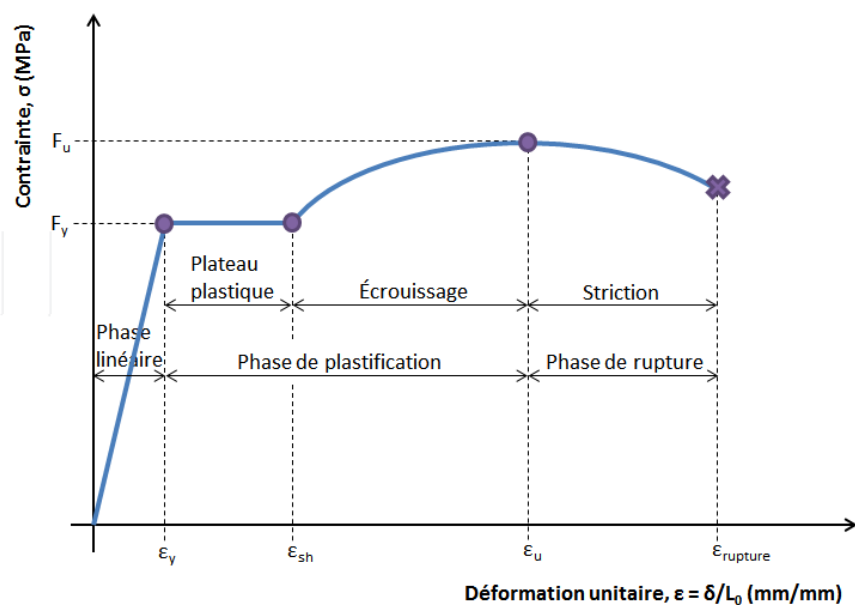


Figure 3.1: Courbe caractéristique de l'acier (Beaulieu et al., 2008)

Dans la figure, on peut distinguer trois phases typiques à un acier ductile : la phase élastique, la phase de plastification et la phase de rupture. La phase élastique ($\sigma < F_y$) est une phase de proportionnalité : la contrainte est proportionnelle à la déformation et la déformation est réversible. Passé ce point, débute l'écoulement plastique jusqu'à la rupture; les déformations sont alors irréversibles. Le comportement élastique est caractérisé par le module d'élasticité, E . Pour l'acier, la valeur de E varie peu et est fixée égale à 200 000 MPa. La déformation ε_y est égale à F_y/E , soit 0.00175 mm/mm pour un acier ayant une limite élastique de 350 MPa; aux fins de simplification, une valeur approximative de 0.002 mm/mm est généralement admise. La zone de comportement plastique débute par un plateau plastique qui se poursuit jusqu'à des déformations de l'ordre de 10 à 15* ε_y . Après ce plateau, on note un accroissement de la résistance lorsque l'on augmente davantage la déformation, jusqu'à l'atteinte de F_u . Cette augmentation est l'écrouissage et correspond au durcissement par déformation plastique de l'acier. L'acier n'est pas « parfait » à l'échelle microscopique; il comporte des défauts, dont les plus influents sont les dislocations dans la structure cristalline. La déformation plastique est caractérisée par le mouvement de ces dislocations : lorsque l'on augmente la charge, le nombre de dislocations augmente, ce qui se traduit par un accroissement de la résistance, car il faut de plus en plus de force pour déplacer les dislocations qui s'accumulent. La déformation unitaire au début de l'écrouissage est définie comme : ε_{sh} . À mesure que la résistance augmente, le taux de durcissement diminue jusqu'à devenir nul; la contrainte maximale, F_u , est alors atteinte. Passé ce point ultime, la phase de rupture débute. Celle-ci est caractérisée par l'apparition de la striction, qui se définit par la réduction de la section à un endroit très localisé de l'éprouvette.

Jusqu'à l'ultime, les déformations plastiques sont uniformes sur toute la longueur de l'éprouvette. Au-delà, toutes les déformations se concentrent dans la zone de striction; les déformations deviennent alors disproportionnées à cet endroit, causant ainsi une réduction de la section à un taux beaucoup plus élevé que le taux de durcissement, et la rupture de la section survient rapidement à ce même endroit. La rupture de l'acier se caractérise par la formation de cavités, induites par les déformations plastiques et se propageant à travers la section jusqu'à fissuration complète de la section. La Figure 3.2 montre la phase de rupture typique d'un acier ductile, tel qu'utilisé dans la confection des FDA : (a) amorcement de la striction, (b) formation de petites

cavités, (c) coalescence des cavités créant une fissure elliptique, (d) propagation de la fissure, et (e) rupture finale par cisaillement.

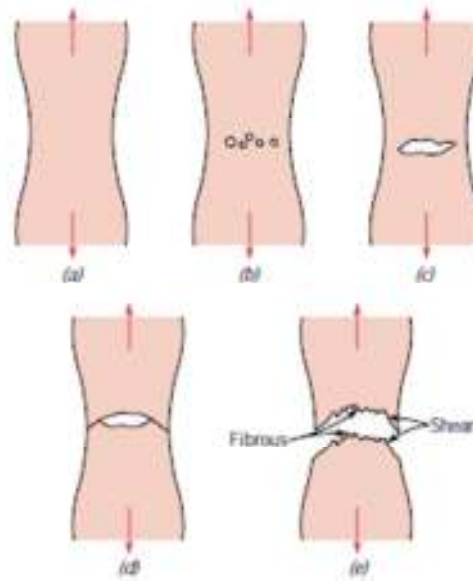


Figure 3.2: Phase de rupture d'un acier ductile (Callister, 2001)

La forme de la rupture, montrée à la Figure 3.2, est aussi connue sous le terme anglais de « cup-and-cone fracture ». Passé le point ultime, F_u , de la Figure 3.1, qui représente la résistance ultime de la pièce, la contrainte commence à diminuer. En réalité, cette courbe est surnommée *courbe d'ingénieur*, car la contrainte est calculée sur l'aire initiale de la section et que la diminution apparente de cette contrainte n'est que purement mathématique. En réalité, la contrainte qui s'exerce sur la section réduite de l'éprouvette, à chaque pas de temps, augmente jusqu'à la rupture; on parle alors de la *courbe réelle*. Comme on le verra plus tard, la courbe réelle d'un matériau est la courbe que l'on doit spécifier dans les logiciels d'éléments finis, comme celui utilisé dans le présent mémoire : Abaqus. Par contre, en termes de charge (P), une fois le point ultime atteint, la résistance de la pièce diminue, contrairement à la contrainte réelle.

La ductilité d'un matériau, comme l'acier, se définit comme étant : la capacité à pouvoir se déformer dans le domaine plastique, sans se rompre. On définit généralement cette ductilité par la

déformation unitaire à la rupture, ε_r . On peut aussi normaliser cette déformation par rapport à la déformation ε_y , soit : $\varepsilon_r / \varepsilon_y$. On utilise aussi le rapport F_y/F_u pour caractériser la ductilité d'un acier : un acier ductile aura généralement un rapport F_y/F_u faible, de l'ordre de 0.80 à 0.85, car on devra imposer des déformations plus grandes pour atteindre F_u lorsque l'écart entre celui-ci et F_y est grand. À l'inverse, un acier avec un rapport proche de l'unité (1.0) est généralement un acier peu ductile avec un faible allongement jusqu'à la rupture. La Figure 3.3 montre quelques courbes caractéristiques des nuances d'acier les plus populaires, utilisées dans les charpentes d'acier. Ainsi, le rapport F_y/F_u est un bon indicateur de la ductilité d'un acier.

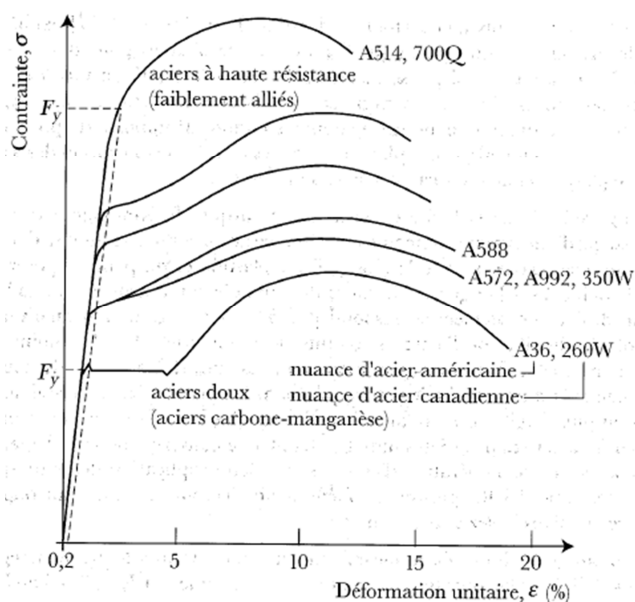


Figure 3.3: Courbes caractéristiques pour différentes nuances d'acier (Beaulieu et al., 2008)

La ductilité du matériau contribue à la ductilité d'un système structural. Cependant, quoique les deux soient liées, on ne doit pas confondre la ductilité du matériau avec le facteur de modification pour la ductilité, R_d , qui est la ductilité associée à une structure, dans son ensemble. À cet effet, la norme canadienne CSA S16-09 exige pour un SRFS en acier dissipant de l'énergie ($R_d > 1.5$) : un rapport F_y/F_u ne dépassant pas 0.85 et un allongement minimal à la rupture, ε_r , de 20%. Dans la norme CSA G40.20, on indique pour différents profilés : où prélever l'échantillon dans la section du profilé, la préparation de l'éprouvette, et la procédure d'essai à suivre. À titre d'exemple, pour

les cornières, la norme exige que l'échantillon soit prélevé au tiers de la largeur de l'aile, à partir de l'extrémité du bord libre; le coupon doit être préparé selon les spécifications de la norme américaine ASTM A 6 (ASTM, 2005b); l'essai doit se faire conformément à la norme américaine ASTM A 370 (ASTM, 2005a), ou ASTM E 8 (ASTM, 2004), et à une fréquence de deux essais de traction par coulée. Également, la norme permet de déterminer la résistance élastique de l'acier selon deux méthodes : soit par la méthode du 0.2% de décalage, ou par la méthode de lecture directe à 0.5% de déformation. Rappelons que la première méthode, 0.2% de décalage, consiste à tracer une droite parallèle à celle de la phase linéaire et dont l'abscisse à l'origine est à 0.2% de déformation, tel que montré sur la Figure 3.3 en pointillé; alors que la seconde méthode consiste à lire directement la valeur de la contrainte à 0.5% de déformation. Enfin, à noter que la valeur de la limite élastique est très sensible au taux de déformation imposé pendant l'essai : un taux trop rapide résultera en une limite plus élevée; on parle alors de *limite élastique dynamique*. L'allongement du coupon est également affecté par le taux de chargement; généralement, sa valeur réduit avec l'augmentation du taux de déformation imposé. Un résumé de la procédure pour l'essai de traction est donné dans Ziemian (2010).

Finalement, mentionnons que pour être classifié selon une nuance d'acier particulière, le matériau à caractériser par essai de traction doit rencontrer des exigences de résistances minimales qui sont spécifiées dans la norme associée à la nuance. Par exemple, pour un profilé tubulaire HSS A 500 de nuance C, la norme associée à la nuance est la norme américaine ASTM A 500 (ASTM, 2003) et le tube à classifier doit avoir une limite élastique minimale de 345 MPa, une contrainte ultime minimale de 427 MPa, et une déformation de rupture minimale de 21% sur une longueur de référence de 50 mm (éprouvette 13-50). Pour une cornière G40.21 de nuance 300W, la norme associée à la nuance est la norme canadienne CSA G40.21 (CSA, 2004b) et la cornière à classifier doit avoir une limite élastique minimale de 300 MPa, une contrainte ultime minimale de 450 MPa, et une déformation de rupture minimale de 20% sur une longueur de référence de 200 mm (éprouvette 40-200), ou 23% sur une longueur de référence de 50 mm (éprouvette 13-50).

3.2 Propriétés mécaniques des aciers utilisés

La présente section traite des propriétés mécaniques des différents profilés d'acier utilisés dans ce projet de recherche. L'identification des profilés est la suivante : L, pour les cornières; PL, pour les plaques; et HSS, pour les profilés tubulaires. Ainsi, plus de huit différents profilés ont été utilisés : L-51x51x4.8, L-51x51x6.4, L-76x76x6.4, PL-127x6.4, PL-127x8.0, HSS-102x102x8.0, HSS-127x127x8.0 et HSS-152x152x8.0. Les aciers utilisés pour les FDA, soient les cornières et les plaques, étaient de nuance CSA G40.21-300W, alors que les HSS étaient de nuance ASTM A 500 (gr. C). Au total, plus de 50 éprouvettes, ou coupons, ont été testées, incluant celles rejetées à cause d'une mauvaise découpe par l'atelier d'usinage. Deux types de coupons ont été utilisés : 40-200 pour les huit profilés, et 13-50 pour les cornières L-51x51x4.8 et L-76x76x6.4. Pour les cornières, le matériau a été prélevé au tiers de la largeur de l'aile, à partir du bord libre, pour les coupons 13-50, alors que ceux de 40-200 étaient sur la pleine largeur de l'aile. Pour les profilés tubulaires, le matériau a été prélevé au centre de l'une des trois parois disponibles; la paroi soudée étant exclue. Tous les coupons, sauf ceux rejetés, étaient conformes à la norme américaine ASTM A 6, et ont été façonnés par fraisage (milling), par un atelier spécialisé, et selon les exigences de la norme américaine ASTM E 08; la Figure 3.4 montre le détail des éprouvettes 40-200 et 13-50. La largeur et l'épaisseur des éprouvettes ont été mesurées à cinq endroits le long de la section réduite : aux deux extrémités et à $L_0/4$, $L_0/2$ et $3L_0/4$.

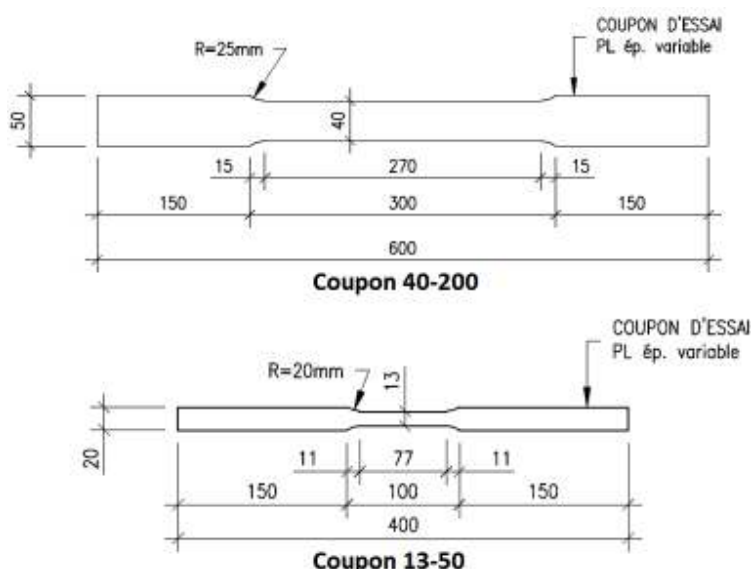


Figure 3.4: Détail des coupons 40-200 et 13-50

La norme ASTM E 8 demande d'appliquer un taux de contrainte entre 10 000 psi/min (69 MPa/min) et 100 000 psi/min (690 MPa/min) pour déterminer la limite élastique. Comme ces taux de contrainte s'appliquent à la phase linéaire de l'acier, on peut les transformer en taux de déformation, en divisant par la valeur nominale du module d'élasticité, E , du matériel caractérisé. Ainsi, le taux de déformation appliqué doit être entre 5.8×10^{-6} mm/mm/s et 58×10^{-6} mm/mm/s. Pour un coupon 40-200, ceci revient à un taux de déplacement exigé entre 0.0015 mm/s et 0.0115 mm/s. Une fois les propriétés de plastification déterminées, la norme demande de fixer la vitesse de déplacement de la presse entre 0.05 mm/mm/min et 0.5 mm/mm/min de la longueur de la section réduite du coupon, soit un taux de déformation entre 833×10^{-6} mm/mm/s et 8333×10^{-6} mm/mm/s. Pour un coupon 40-200, ceci revient à un taux de déplacement exigé entre 0.17 mm/s et 1.7 mm/s.

Une première série de coupons a été testée au laboratoire de l'Université McGill, à l'été 2010, dans une presse MTS. Les déformations ont été mesurées avec un extensomètre, de marque MTS. Par contre, cette première série était mal découpée et les résultats obtenus ont été rejetés; par conséquent, la série complète de coupons a été reprise. Les essais de traction de cette deuxième série ont été réalisés au laboratoire de structure de l'ÉPM, à l'automne 2010, dans une presse Instron de 2.5 MN, avec un contrôleur MTS 493 Flextest GT, et sous un chargement à déplacement contrôlé de la tête du vérin, contrôlé par un capteur de déplacement intégré au vérin. Pour chaque éprouvette, l'allongement a été mesuré sur la longueur de référence, avec un extensomètre de 50 mm de course, modèle 3543-050M de Epsilon Technology, sauf pour les coupons du programme E. Pour ces derniers, seuls les déplacements de la tête du vérin de la presse ont été enregistrés. Pour toutes les éprouvettes, la vitesse de déplacement du vérin appliquée, jusqu'à la fin du plateau de plastification, était de 0.0115 mm/s, soit un taux de contrainte de 690 MPa/min. Une fois l'écrouissage amorcé, le taux de déplacement a été graduellement augmenté jusqu'à 0.5 mm/s, ce qui équivaut à un taux de déformation de 2500 mm/mm/s. La méthode du décalage en déformation de 0.2% a été employée pour déterminer la limite élastique, sauf dans le cas des coupons du programme E, où aucun extensomètre n'a été utilisé. Dans ce cas, la méthode de lecture directe à 0.5% de déformation a été appliquée, en supposant que la déformation imposée au spécimen était approximativement égale au déplacement imposé par le vérin.

Le Tableau 3.1 donne les valeurs des propriétés mécaniques (F_y , F_u , ϵ_y , ϵ_{sh} , ϵ_u et ϵ_r) de chaque coupon, pour chaque profilé utilisé dans la présente recherche. Les Figures 3.5 à 3.9 présentent uniquement les courbes caractéristiques des profilés utilisés pour la confection des FDA. Le lecteur trouvera le reste des courbes σ - ϵ à l'annexe A. Les courbes sont présentées en termes de contrainte normalisée sur la valeur F_y (ou σ_y) indiquée. Également, afin de montrer la validité de l'équation qui sera proposée à la section 3.3 pour tracer la partie écrouissage de la courbe σ - ϵ (Équation 12), celle-ci a été ajoutée dans les cinq figures. L'équation a été utilisée avec les valeurs des propriétés mécaniques mesurées de chaque spécimen, et avec les valeurs de constantes A et B suggérées ($A = 21$ et $B = 0.92$).

Tableau 3.1 : Propriétés mécaniques des profilés

Prog.	Profilé	Id.	Fy	Fu	Ey	Esh	Eu	ε rupture	Rsh	Mills Fy	Mills Fu	Mills ε rupture	Notes
			(Mpa)	(Mpa)	(mm/mm)	(mm/mm)	(mm/mm)	(mm/mm)	(Fu/Fy)	(Mpa)	(Mpa)	(mm/mm)	
A	L-51x51x6.4 gr. 300W	C-A-L2-1	336.7	484.8	0.00168	0.020	0.175	0.242	1.44	n.d.	n.d.	n.d.	Aucune info disponible sur la coulée Coupons 1 et 4 dans l'aile A Coupons 2,3 et 5 dans l'aile B
		C-A-L2-2	341.7	484.4	0.00167	0.022	0.177	0.254	1.42				
		C-A-L2-3	339.5	485.6	0.00166	0.022	0.178	0.251	1.43				
		C-A-L2-4	338.7	493.4	0.00165	0.019	0.174	0.260	1.46				
		C-A-L2-5	338.4	491.6	0.00166	0.018	0.175	0.259	1.45				
		Moyenne	339.0	487.9	0.00166	0.020	0.176	0.253	1.44				
B-C-D	HSS-102x102x8.0 A500 gr. B&C	C-B-H4-1	474.9	522.6	0.00220	0.005	0.098	0.142	1.10	486	565.8	0.265	* Lot provient de 2 coulées et coupons pas même paroi * Moyenne sur 1 et 3
		C-B-H4-2	440.6	498.9	0.00238	0.005	0.110	0.170	1.13	449.7	548.3	0.28	
		C-B-H4-3	477.5	524.6	0.00234	0.005	0.066	0.163	1.10				
		Moyenne	476.2	523.6	0.00227	0.005	0.082	0.152	1.10				
B-C-D	HSS-127x127x8.0 A500 gr. B&C	C-B-H5-1	395.0	443.2	0.00195	0.005	0.118	0.227	1.12	436.1	500.6	0.306	* Coupons pas même paroi * Moyenne sur 2 et 3
		C-B-H5-2	376.3	447.5	0.00186	0.005	0.159	0.259	1.19				
		C-B-H5-3	365.8	436.1	0.00172	0.005	0.163	0.279	1.19				
		Moyenne	371.1	441.8	0.00180	0.005	0.161	0.269	1.19				
B-C-D	HSS-152x152x8.0 A500 gr. B&C	C-B-H6-1	429.4	526.0	0.00187	0.005	0.132	0.226	1.22	452	534	0.38	* Coupons pas même paroi * 2 coupons seul.
		C-B-H6-2	417.9	518.3	0.00192	0.005	0.136	0.229	1.24				
		Moyenne	423.6	522.1	0.00189	0.005	0.134	0.227	1.23				
B-C-D	L-51x51x4.8 gr. 300W	C-B-L2-1	322.1	457.2	0.00150	0.025	0.195	0.279	1.42	321.3	459.2	0.274	* Moyenne sur coupons 1,2 et 3 sauf pour ε _{rupt.} * 1 et 2 : 200 mm * 3 et 4 : 50 mm
		C-B-L2-2	319.2	453.4	0.00152	0.024	0.189	0.252	1.42	326.8	465.4	0.281	
		C-B-L2-3	320.4	458.6	0.00146	0.023	0.211	0.352	1.43				
		C-B-L2-4	329.2	470.5	0.00150	0.027	0.208	0.361	1.43				
		Moyenne	320.6	456.4	0.00149	0.024	0.198	0.266	1.42				
B-C-D	L-76x76x6.4 gr. 300W	C-B-L3-1	313.7	444.5	0.00157	0.021	0.197	0.282	1.42	339.9	470.19	0.331	* Moyenne sur coupons 2,3 et 4 sauf pour ε _{rupt.} * 1 et 2 : 200 mm * 3 et 4 : 50 mm
		C-B-L3-2	326.0	464.6	0.00159	0.022	0.185	0.267	1.43	339.87	468.35	0.331	
		C-B-L3-3	325.3	458.5	0.00163	0.022	0.191	0.337	1.41				
		C-B-L3-4	325.4	463.1	0.00163	0.018	0.190	0.357	1.42				
		Moyenne	325.6	462.1	0.00160	0.021	0.191	0.275	1.42				
C-D-E	PL-127x6.4 gr. 300W	C-B-P250-1	331.7	486.4					1.47	355.77	487.94	0.325	* Seul. coupon 3 de disp. pour contrainte (prob. avec extensomètre) * Moyenne Fy et Fu sur coupons 3,4 et 6 * 1 et 2 découpé au plasma; 3,4,5 et 6 usiné
		C-B-P250-2	332.7	488.9					1.47	363.91	489.46	0.325	
		C-B-P250-3	326.2	481.4	0.00160	0.023	0.202	0.281	1.48				
		C-B-P250-4	324.2	478.4					1.48				
		C-B-P250-5	330.4	505.9					1.53				
		C-B-P250-6	322.1	479.3					1.49				
		Moyenne	324.2	479.7	0.00160	0.023	0.202	0.281	1.48				
C-D-E	PL-127x8.0 gr. 300W	C-B-P313-1	417.1	587.7	0.00221	0.017	0.105	0.107	1.41	453.47	611.08	0.25	* Moyenne Fy et Fu sur coupons 3 et 4 * 1,2,5 et 6 découpé au plasma; 3 et 4 usiné
		C-B-P313-2	413.1	588.2	0.00219	0.018	0.126	0.137	1.42	453.19	610.81	0.265	
		C-B-P313-3	410.5	581.7	0.00206	0.017	0.148	0.219	1.42				
		C-B-P313-4	414.9	587.0	0.00202	0.018	0.148	0.209	1.41				
		C-B-P313-5	422.0	596.2					1.41				
		C-B-P313-6	431.4	599.8					1.39				
		Moyenne	412.7	584.4	0.00212	0.018	0.148	0.214	1.41				

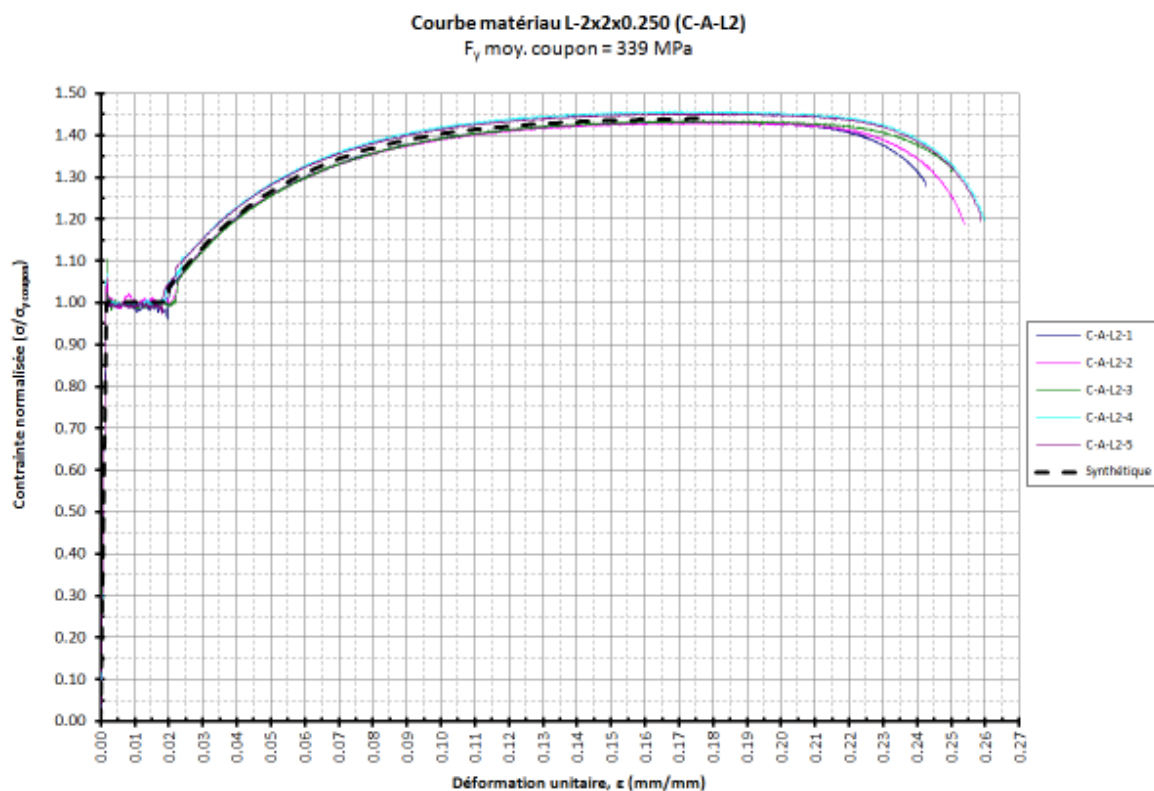


Figure 3.5: Courbe caractéristique de la cornière L-51x51x6.4

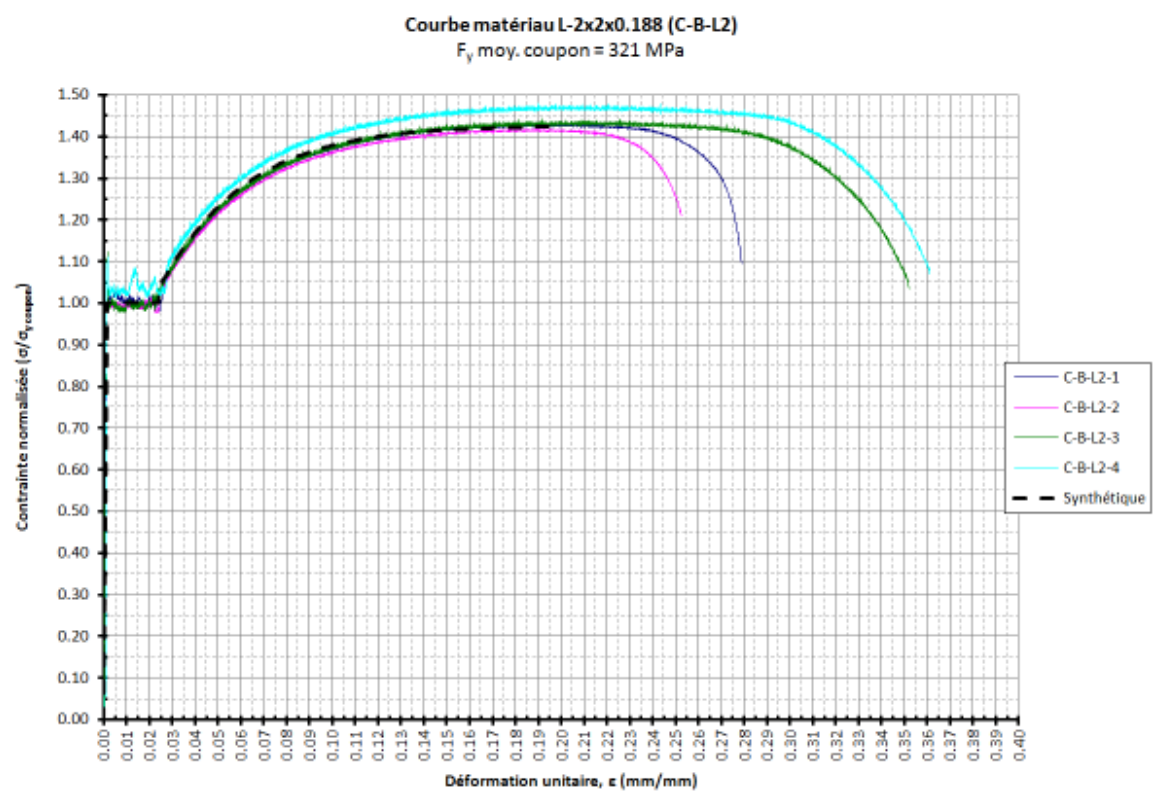


Figure 3.6: Courbe caractéristique de la cornière L-51x51x4.8

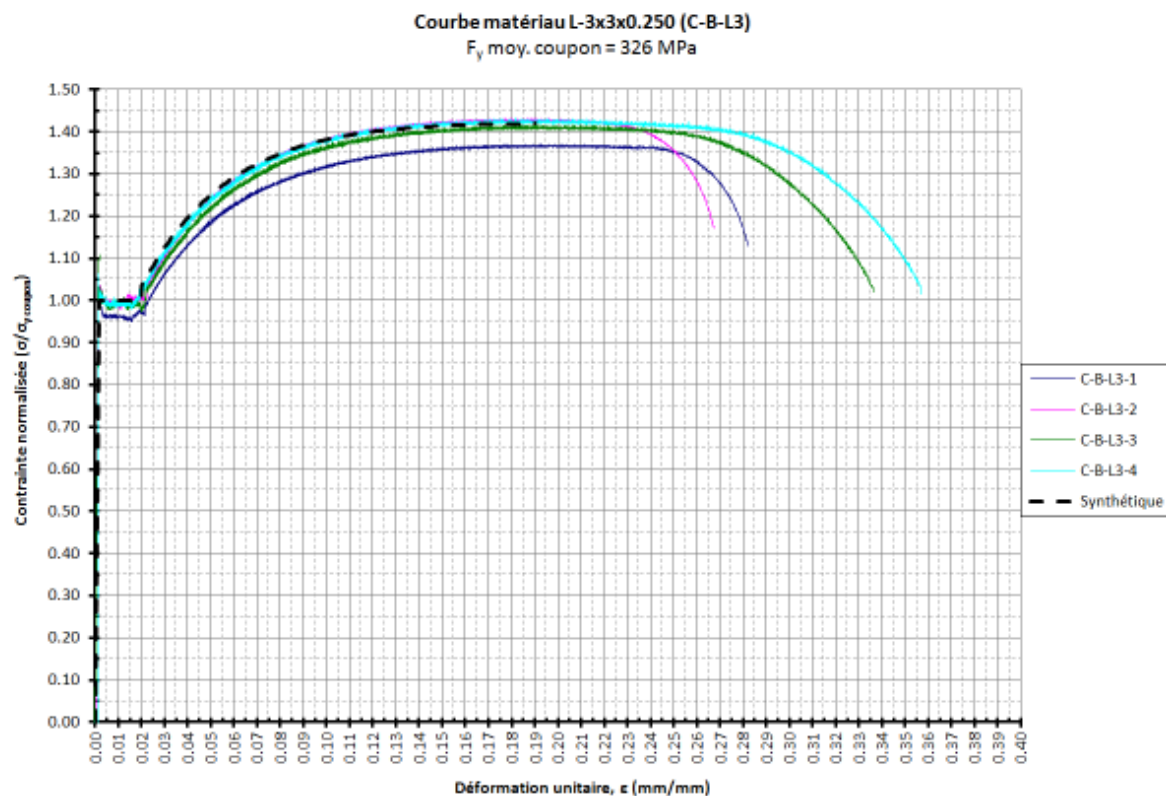


Figure 3.7: Courbe caractéristique de la cornière L-76x76x6.4

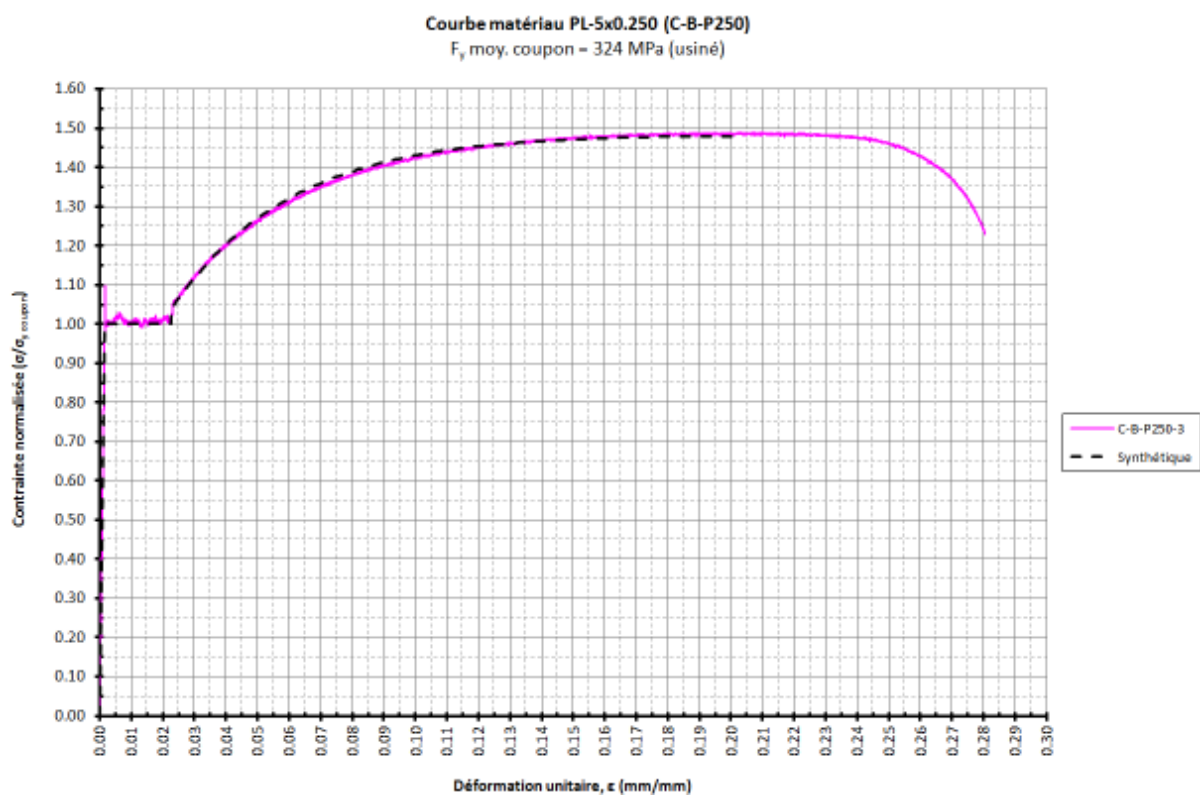


Figure 3.8: Courbe caractéristique de la plaque PL-127x6.4

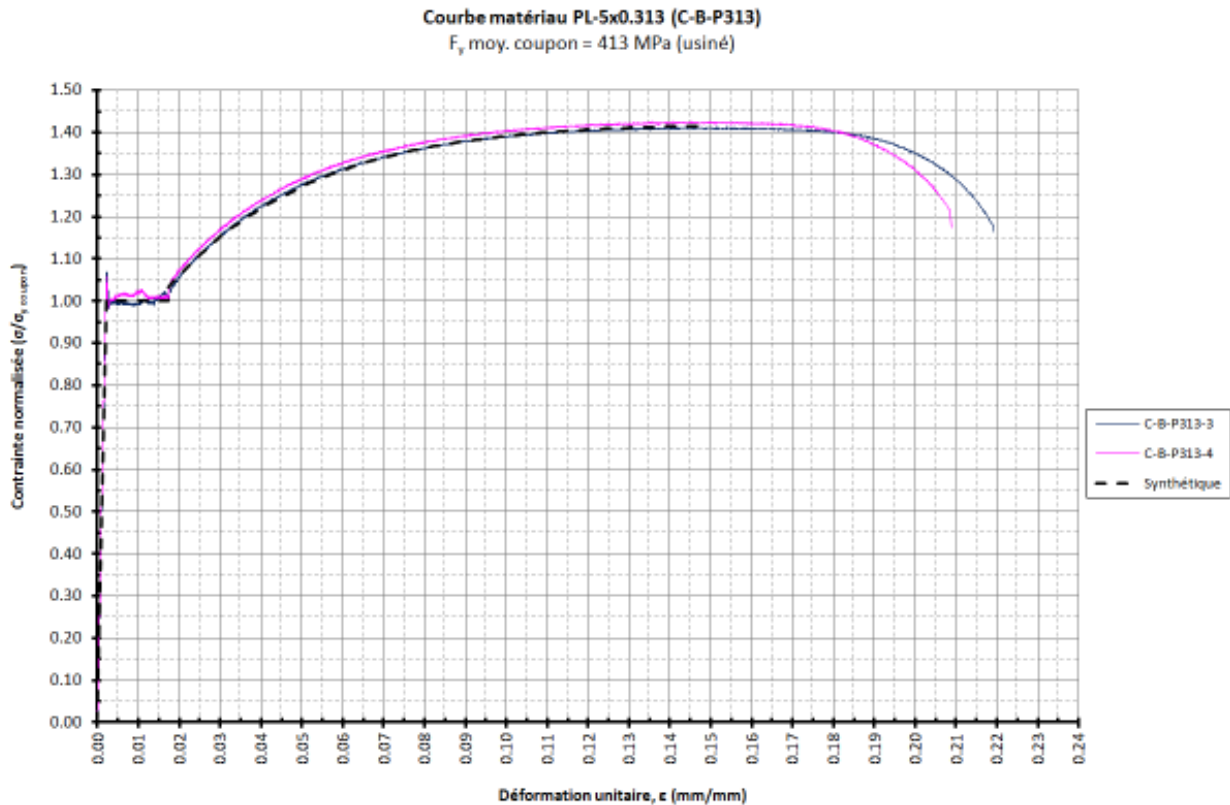


Figure 3.9: Courbe caractéristique de la plaque PL-127x8.0

L'identification des coupons suit la nomenclature suivante : type de spécimen - série de fabrication - type de profilé (L = cornière; H = tubulaire HSS; P = plaque) et largeur de la section ou épaisseur de la plaque, en pouces - numéro d'éprouvette; par exemple, pour le coupon C-A-L2-2, son identification se lit : C pour coupon, série A, L2 pour une cornière de 2 po (51 mm) de longueur d'aile, et éprouvette numéro 2.

C-A-L2

La cornière L-51x51x6.4 est le premier profilé utilisé dans la présente recherche. Elle a été utilisée uniquement dans le cadre du programme expérimental A, qui portait sur l'étude des défauts de fabrication. Au moment des essais, aucune information sur la coulée (Mill test report) n'était disponible quant aux valeurs de résistances; par contre, le lot complet provenait de la même coulée. La limite élastique moyenne mesurée est de 339 MPa, et la contrainte à l'ultime moyenne mesurée est de 488 MPa. L'indice de ductilité moyen, qui correspond au rapport F_y/F_u ,

est de 0.69, et la déformation moyenne à la rupture est de 25.3% (coupons 40-200). Ces valeurs sont conformes aux exigences de la norme CSA G40.21 et satisfont les critères de ductilité de la norme CSA S16; la cornière peut donc être utilisée pour la confection de fusibles. Les coupons 1, 2 et 3 sont les premiers coupons de cette série à avoir été testés; les coupons 4 et 5 ont été testés par après, afin de confirmer la nuance de la cornière.

C-B-L2

La cornière L-51x51x4.8 a été utilisée dans les programmes d'essais C et D; le lot complet provenait de la même coulée. À cause de la disparité entre l'éprouvette 4 et les autres éprouvettes, le coupon C-B-L2-4 a été exclu du calcul de la moyenne. La raison de cette différence pourrait provenir de l'endroit de prélèvement de l'éprouvette: il se peut que le coupon 4 ait été prélevé dans l'une des deux ailes, alors que les trois autres auraient été prélevés dans l'autre aile. Deux types de coupon ont été réalisés : 40-200 et 13-50. La limite élastique moyenne mesurée est de 321 MPa, et la contrainte ultime moyenne mesurée est de 456 MPa. L'indice de ductilité moyen est de 0.70, et la déformation unitaire moyenne à la rupture est de 26.6%, pour les coupons 40-200, et de 35.7% pour les coupons 13-50. Les valeurs mesurées sont conformes aux exigences de la norme CSA G40.21 et satisfont les critères de ductilité de la norme CSA S16; la cornière peut donc être utilisée pour la confection de fusibles. On voit également que les valeurs de résistances moyennes sont très proches de celles provenant de l'aciérie (Mill test).

C-B-L3

La cornière L-76x76x6.4 a été utilisée dans les programmes d'essai B, C et D; le lot complet provenait de la même coulée. À cause de la disparité entre l'éprouvette 1 et les autres éprouvettes, le coupon C-B-L3-1 a été exclu du calcul de la moyenne. Deux types de coupons ont été réalisés : 40-200 et 13-50. La limite élastique moyenne mesurée est de 326 MPa et la contrainte ultime moyenne mesurée est de 462 MPa. L'indice de ductilité moyen est de 0.71 et la déformation unitaire moyenne à la rupture est de 27.5%, pour les coupons 40-200, et de 34.7% pour les coupons 13-50. Les valeurs mesurées sont conformes aux exigences de la norme CSA G40.21 et satisfont les critères de ductilité de la norme CSA S16; la cornière peut donc être utilisée pour la confection de fusibles. Contrairement à la cornière précédente, on voit que les

valeurs indiquées au Mill test sont plus grandes : 4.3%, dans le cas de F_y ; 1.7%, dans le cas de F_u ; et 20.3%, dans le cas de $\epsilon_{rupture}$ (ϵ_r). Également, selon le Mill test, la valeur de déformation à la rupture indiquée, 33.1%, est pour un coupon 40-200. Pourtant, cette valeur se rapproche de celles de nos coupons 13-50. De plus, ceci va à l'encontre des principes des matériaux : l'allongement à la rupture est plus faible lorsque l'on augmente la longueur de référence, L_0 . Ainsi, ceci nous fait douter de la validité de l'information indiquée sur le Mill test. Il se pourrait que ϵ_r indiquée corresponde plutôt à celle d'un coupon 13-50.

C-B-P250

La plaque PL-127x6.4 a été utilisée comme nouveau type de FDA, dans les programmes C et D, et également dans le programme d'essai E. Le lot complet provenait de la même coulée. Les éprouvettes 1 et 2 ont été découpées par procédé au plasma pour le programme d'essai E, chez Lainco inc. Les quatre autres ont été découpées par fraisage dans un atelier spécialisé. Les coupons 4, 5 et 6 n'ont pas été testés en même temps que le coupon 3; l'extensomètre étant défectueux à ce moment, d'où la raison pour laquelle aucune lecture d'extensomètre n'est disponible pour ces éprouvettes. D'ailleurs, c'est la raison pour laquelle il n'y a qu'une seule courbe caractéristique de présentée, soit celle de l'éprouvette 3. Les coupons 1 et 2 ne peuvent être considérés dans la détermination des propriétés, car la norme ASTM A 6 ne permet pas la caractérisation d'un acier avec des coupons découpés par une source de chaleur (p. ex. chalumeau), à moins d'enlever toute zone affectée thermiquement (ZAT) par fraisage, sur une certaine profondeur. À cause de la disparité entre l'éprouvette 5 et les autres éprouvettes, le coupon C-B-P250-5 a été exclu du calcul de la moyenne. La limite élastique moyenne mesurée est de 324 MPa et la contrainte ultime moyenne mesurée est de 480 MPa. L'indice de ductilité moyen est de 0.68, et la déformation unitaire moyenne à la rupture est de 28.1% (coupon 3 seulement). Les valeurs mesurées sont conformes aux exigences de la norme CSA G40.21 et satisfont les critères de ductilité de la norme CSA S16; cette plaque peut donc être utilisée pour la confection de fusibles. On voit que les différences entre les résistances mesurées et celles provenant de l'aciérie sont importantes : 10.0% dans le cas de F_y ; 1.7% pour F_u ; et 15.7% dans le cas de ϵ_r . À noter que la valeur de 32.5% d'allongement à la rupture, donnée par l'aciérie, est pour un coupon 40-200. Encore une fois, cette valeur est loin de celle que nous avons mesurée.

C-B-P313

La plaque PL-127x8.0 a été utilisée comme nouveau type de FDA dans les programmes C et D, et également dans le programme d'essai E. Le lot complet provenait de la même coulée. Les éprouvettes 1, 2, 5 et 6 ont été découpées par procédé au plasma chez Lainco inc. et les coupons 3 et 4 ont été façonnés par fraisage dans un atelier spécialisé. Les valeurs moyennes indiquées au Tableau 3.1 sont pour les coupons 3 et 4 seulement, pour la même raison mentionnée précédemment pour les coupons C-B-P250. La limite élastique moyenne mesurée est de 413 MPa et la contrainte ultime moyenne mesurée est de 584 MPa. L'indice de ductilité moyen est de 0.71 et la déformation unitaire moyenne à la rupture est de 21.4% (coupon 40-200). Les valeurs mesurées sont conformes aux exigences de la norme CSA G40.21 et satisfont les critères de ductilité de la norme CSA S16; cette plaque peut donc être utilisée pour la confection de fusibles. Comme on le remarque, les propriétés mécaniques de ce lot d'acier étaient très élevées; au moment de la commande, on visait un acier avec une limite élastique autour de 330 MPa. Par contre, tous les lots disponibles chez le fournisseur avaient une limite élastique variant autour de 420 MPa. On voit que les différences entre les résistances mesurées et celles provenant de l'aciérie sont importantes : 9.7% dans le cas de F_y ; 4.6% pour F_u ; et 16.8% dans le cas de ϵ_r . À noter que la valeur de 25.0% d'allongement à la rupture, donné par le Mill test, est pour un coupon 40-200, ce qui est de loin plus supérieur à celles que nous avons mesurées. Aucune raison ne peut être avancée pour expliquer cette observation, car ceci dépasse le cadre de cette recherche. Par contre, nous savons que généralement, les essais de caractérisation réalisés par les aciéries sont souvent faits à des vitesses de chargement élevées; ainsi, les valeurs indiquées sur les Mill test peuvent correspondre à des valeurs dynamiques, plutôt que statiques. De plus, il n'y a aucune garantie que les valeurs des Mill test reportées correspondent au bon profilé indiqué. Ainsi, il n'est pas recommandé d'utiliser les valeurs de propriétés mécaniques indiquées sur les Mill test.

Enfin, deux types de coupons ont été testés, 40-200 et 13-50, dans le but d'observer si le type de coupon utilisé pour caractériser un acier, pouvait affecter de manière significative, les valeurs de déformation à l'ultime d'un acier. Selon les valeurs de ϵ_u présentées au Tableau 3.1, on voit que les coupons 13-50 n'affectent pas de manière significative cette valeur. Par contre, on remarque

que le type de coupon utilisé affecte les valeurs de déformation à la rupture. D'ailleurs, il est normal d'observer une valeur d'allongement à la rupture plus élevée pour des coupons 13-50, car lors de la phase de rupture, les déformations plastiques se concentrent dans la zone de striction, sans égard à la longueur de référence. Par contre, pour une même déformation sur la longueur de striction, le niveau d'accroissement ne sera pas le même. Par conséquent, la déformation qui se produit dans la zone de striction lors de la rupture, conduit donc à une déformation unitaire moyenne, ε , plus élevée lorsque la longueur de référence est plus courte. Les essais sur les coupons rejetés, testés à l'Université McGill, ont d'ailleurs permis d'observer que jusqu'au point ultime, les déformations sont uniformes sur toute la longueur réduite du coupon, et lorsque la striction s'amorce, toutes les déformations se concentrent et se produisent sur la longueur de striction, alors que le reste du spécimen n'allonge plus de manière significative.

3.3 Équation de l'écrouissage

Comme nous l'avons vu précédemment, les aciers comportent une phase d'écrouissage, dans laquelle l'acier devient plus résistant à mesure que la charge augmente, ceci dû au déplacement des dislocations. Par contre, le niveau d'écrouissage est propre à chaque coulée et peut varier d'une fois à l'autre, ainsi que d'une nuance d'acier à une autre. La seule exigence de la norme CSA S16-09 est d'assurer un niveau d'écrouissage minimal de 1.18, soit l'inverse de l'indice de ductilité maximal ($F_y/F_u \leq 0.85$), pour l'acier utilisé dans un SRFS dissipant de l'énergie. Les logiciels d'éléments finis, comme Abaqus, demandent la courbe caractéristique du matériau, une fois passé la limite élastique. En effet, dans la phase élastique, ces types de programmes utilisent comme seule donnée la valeur du module d'élasticité (généralement de 200 000 MPa pour l'acier) pour déterminer les contraintes à partir des déformations. Par contre, passé la limite élastique, il faut fournir l'allure de la courbe ainsi que les valeurs de contraintes et de déformations plastiques réelles, résultant des essais de caractérisation.

Lorsque l'on a plusieurs courbes caractéristiques, pour un même matériau, par exemple cinq coupons comme dans le cas du programme A (C-A-L2), il faut alors faire la moyenne des valeurs et tracer une courbe caractéristique moyenne, ce qui devient une tâche un peu exhaustive. De plus, les valeurs enregistrées durant les essais de traction ne sont pas nécessairement prises exactement à la même déformation, car l'opérateur décide de la fréquence d'acquisition avant de lancer l'essai; il devient donc compliqué de traiter les données provenant de plusieurs essais, afin d'évaluer une valeur moyenne à une même déformation. Dans l'optique de vouloir déterminer la contrainte à une valeur de déformation pour la conception des FDA, il était utile de développer une équation simple qui puisse prédire les valeurs de contraintes en zone d'écrouissage, en ne connaissant que les valeurs de base pour la résistance et la déformation, soient: F_y , F_u , ϵ_y , ϵ_{sh} , et ϵ_u . À ce sujet, dans le manuel de référence du logiciel d'analyse structurale SAP2000, de la compagnie Computers and Structures inc. (CSI, 2004), on propose quelques équations pour définir l'écrouissage. Bien que plusieurs autres équations aient été proposées pour définir la courbe d'écrouissage dans la littérature, nous nous limitons ici qu'à celles proposées dans le logiciel SAP2000. La première courbe est la *courbe paramétrique simple pour armature* :

$$(9) \quad F(\varepsilon) = F_y + (F_u - F_y) \sqrt{\frac{\varepsilon - \varepsilon_{sh}}{\varepsilon_u - \varepsilon_{sh}}} \quad \varepsilon_{sh} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_u$$

Comme son nom l'indique, elle s'adresse surtout à l'acier d'armature utilisé dans le béton, et comme on peut le remarquer, cette première équation est assez simple d'application. La seconde équation proposée par CSi, qui est toujours une équation pour les aciers d'armature, est la *courbe paramétrique de Park* :

$$(10) \quad F(\varepsilon) = F_y \left[\frac{m*(\varepsilon - \varepsilon_{sh})}{60*(\varepsilon - \varepsilon_{sh})} + \frac{(\varepsilon - \varepsilon_{sh})*(60-m)}{2*(30r+1)^2} \right] \quad \text{pour : } \varepsilon_{sh} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_u$$

Avec

$$r = \varepsilon_u - \varepsilon_{sh}$$

$$m = \frac{\left(\frac{F_u}{F_y}\right)*(30r+1)^2 - 60r - 1}{15r^2}$$

On voit que cette équation est un peu plus complexe que la première, car elle fait intervenir deux paramètres : r et m . La troisième équation proposée par CSi est la *courbe paramétrique simple pour acier* :

$$(11) \quad F(\varepsilon) = F_y \left[1 + r \left(\frac{F_u}{F_y} - 1 \right) e^{(1-r)} \right] \quad \text{pour : } \varepsilon_{sh} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_u$$

Avec

$$r = \frac{\varepsilon - \varepsilon_{sh}}{\varepsilon_u - \varepsilon_{sh}}$$

Cette équation a été proposée par Holzer et *al.* (1975). La Figure 3.10 présente la prédiction de l'écrouissage avec les trois différentes équations pour les coupons du programme A (C-A-L2). Les Équations 9 et 11 donnent une estimation assez pauvre de l'écrouissage réel de cet acier; par

contre, l'Équation 10 (Park) donne une très bonne estimation. Bien que cette équation soit assez satisfaisante, il n'en demeure pas moins qu'elle est un peu longue.

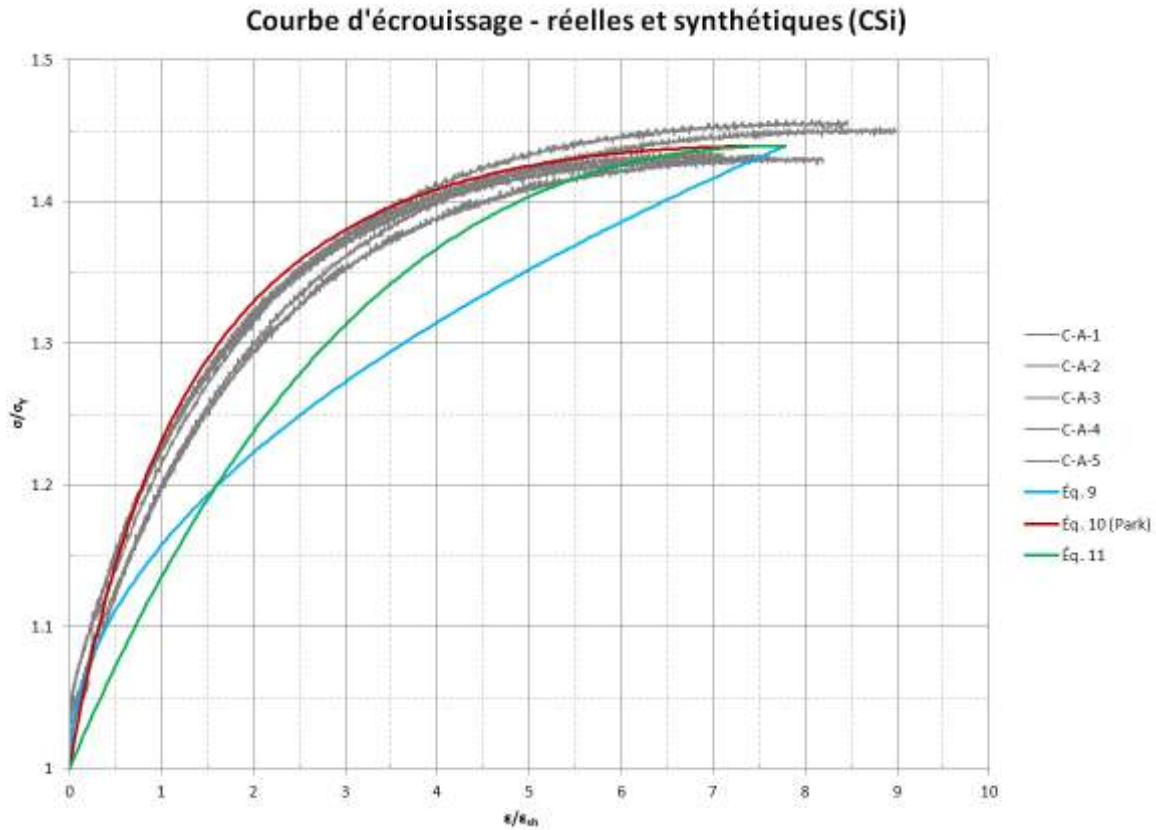


Figure 3.10: Courbes d'écrouissage réelles versus synthétiques de CSi

En nous basant sur les deux autres équations, ainsi que sur les résultats des coupons C-A-L2, nous proposons l'équation suivante pour prédire la valeur de contrainte en zone d'écrouissage, et ainsi pouvoir tracer cette partie de la courbe σ - ϵ :

$$(12) \quad F(\epsilon) = F_y + (F_u - F_y) * [1 - B * (1 - r) e^{-A * (\epsilon - \epsilon_{sh})}] \quad \text{pour : } \epsilon_{sh} \leq \epsilon \leq \epsilon_u$$

Avec

$$r = \frac{\epsilon - \epsilon_{sh}}{\epsilon_u - \epsilon_{sh}}$$

où A et B sont des constantes de calibration. En fait, la constante A est le paramètre qui permet de modifier le taux d'écrouissage; elle agit directement sur la pente de la courbe caractéristique. La constante B permet de décaler l'ordonnée à l'origine de la courbe ainsi que d'ajuster légèrement l'aspect global de la courbe caractéristique, ce que la courbe de Park ne fait pas, comme on peut le voir à la Figure 3.11 (l'origine est à 0,0). En effet, il a été observé à maintes reprises que l'acier démontre une augmentation ponctuelle marquée lorsque l'écrouissage s'amorce, au moment où on change de régime entre le plateau d'écoulement plastique et le début de l'écrouissage; le paramètre B permet d'inclure cette discontinuité. La variable r , dans l'équation proposée, représente la déformation normalisée dans la zone d'écrouissage; cette variable s'approche de l'unité lorsque l'on s'approche de l'ultime, et le terme entre les crochets se rapproche alors également de la valeur unitaire (1.0). L'équation se termine donc toujours avec la valeur de la contrainte ultime.

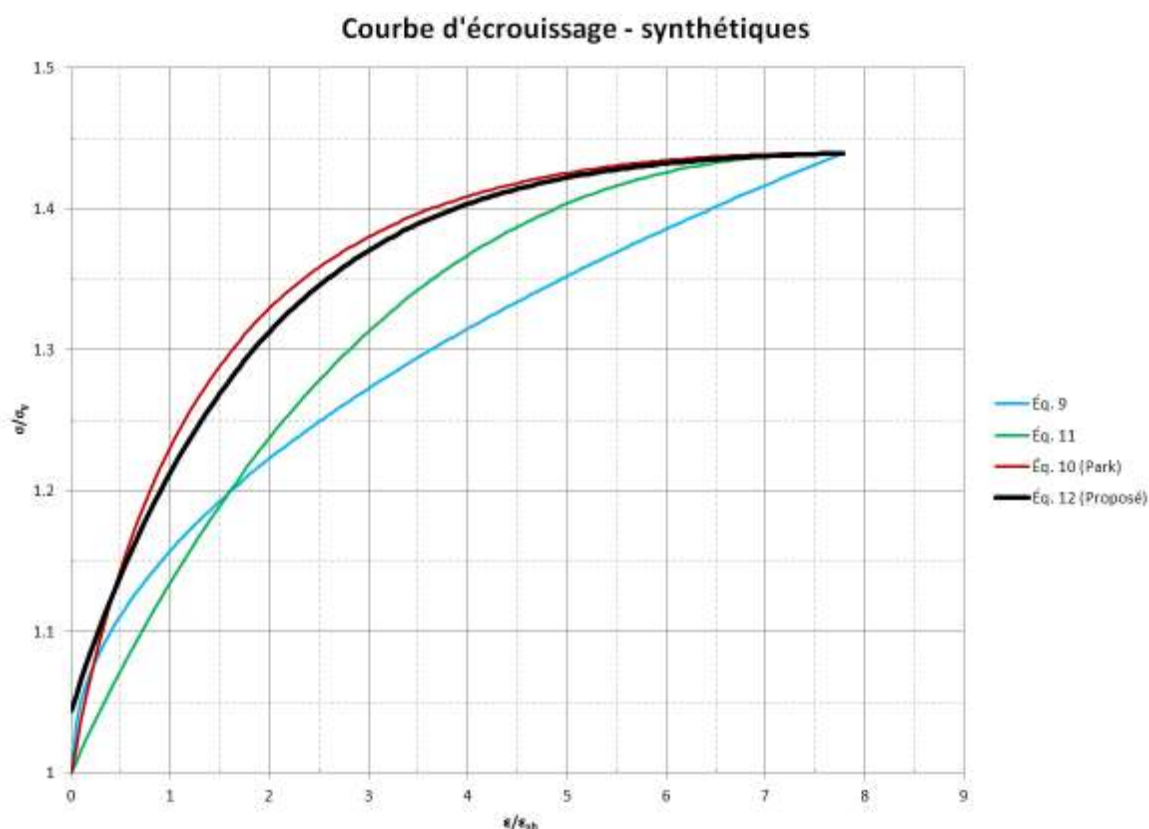


Figure 3.11: Courbes d'écrouissage synthétiques de CSi versus proposée

Dans la figure, si on compare les trois courbes synthétiques proposées par CSi avec celle que l'on propose (Équation 12), on voit que notre courbe est légèrement décalée de celle de Park, ce qui devrait mieux correspondre aux résultats réels. Pour la suite des discussions, nous excluons les deux équations paramétriques simples. La Figure 3.12 présente les courbes réelles et les courbes synthétiques de Park et proposée.

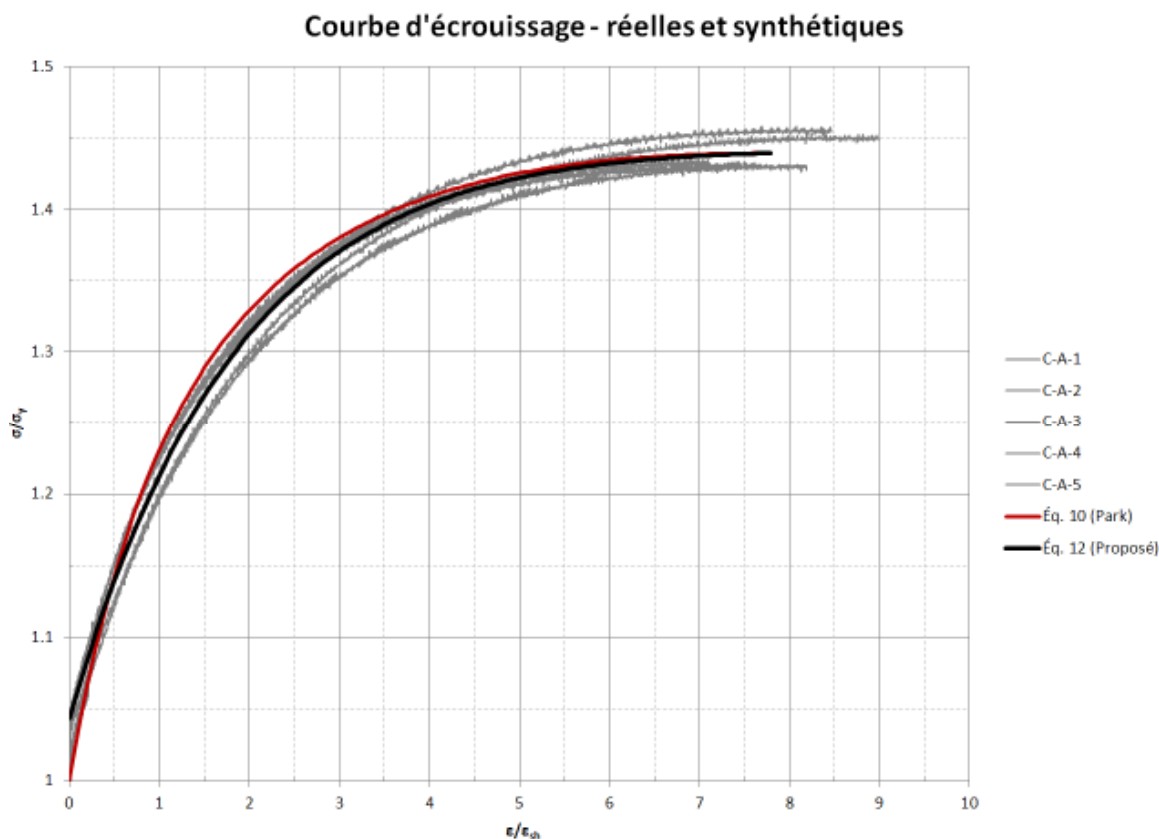


Figure 3.12: Courbes d'écroûissage réelles versus synthétiques de Park et proposée

On peut voir que la courbe synthétique proposée colle très bien sur les résultats réels des coupons. Comme on le remarque, la courbe de Park se trouve légèrement circonscrite des courbes réelles, lorsque le changement de pente progresse, alors que celle proposée reste bien inscrite; ceci s'explique par la constante A dans l'équation proposée, qui permet de modifier le taux d'accroissement de la pente, pour mieux correspondre aux résultats réels. En d'autres mots, la constante A a beaucoup plus d'influence sur l'aspect de la courbe que la constante B, car elle

affecte directement le taux d'augmentation de la contrainte, alors que la constante B n'affecte que l'ordonnée du point de départ. La calibration de l'équation proposée, pour déterminer les valeurs des constantes A et B, se fait aisément à l'aide d'un chiffrier comme Excel : on trace d'abord toutes les courbes réelles; on trace ensuite la courbe synthétique à l'aide de l'équation proposée; et on itère en faisant varier A et B jusqu'à ce que la courbe synthétique corresponde aux résultats réels. Dans le cas présent, pour les coupons C-A-L2, les valeurs des constantes sont : $A = 21$ et $B = 0.9$. La Figure 3.13 présente la courbe synthétique proposée avec les courbes réelles d'écroutissage des coupons C-A-L2.

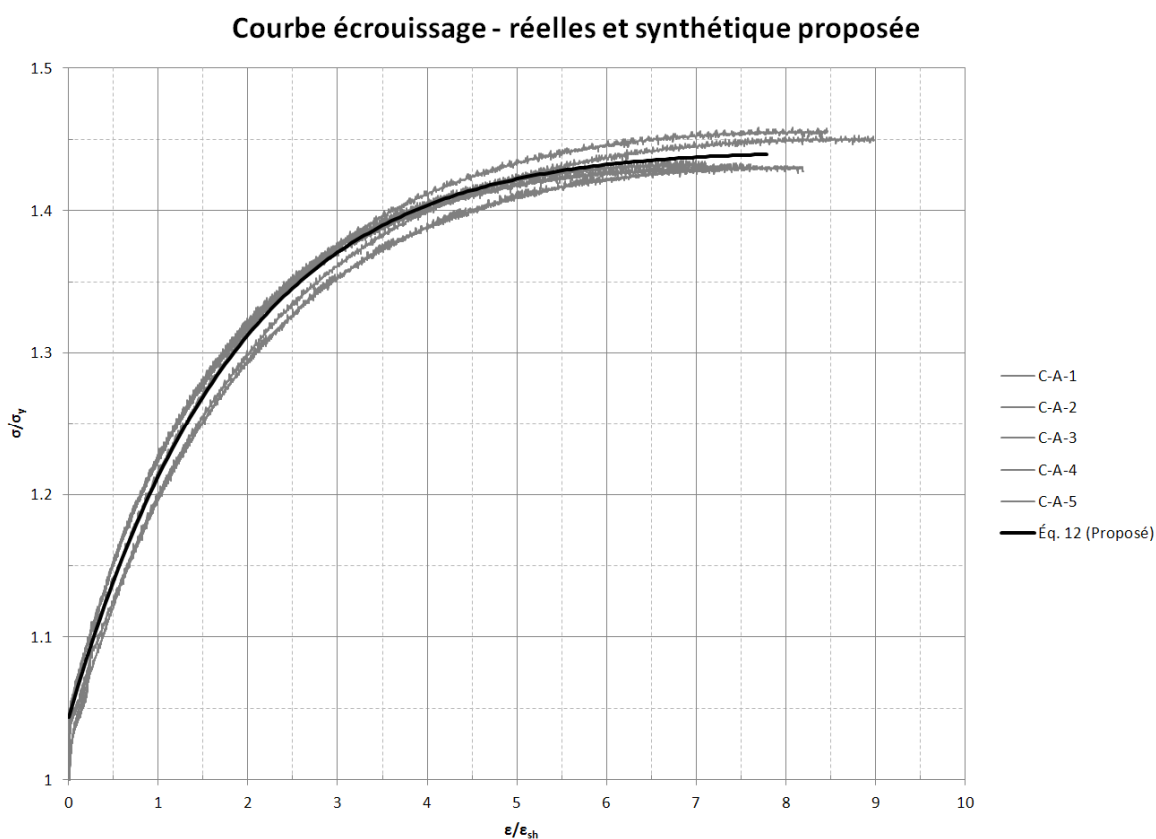


Figure 3.13: Courbes d'écroutissage réelles et synthétique proposée, pour C-A-L2

Mentionnons que l'équation d'écroutissage souvent rencontrée dans la littérature classique sur la science des matériaux est celle faisant intervenir le coefficient d'écroutissage, n (Callister, 2001) :

$$(13) \quad F(\epsilon) = K \cdot \epsilon^n$$

où K et n sont des constantes propres au matériau utilisé. Par exemple, pour un acier recuit à faible taux de carbone, $K = 530$ MPa et $n = 0.26$. Bien qu'elle soit de forme exponentielle, comme celle que nous proposons, les résultats obtenus sont très loin de ceux des équations précédentes (CSi et proposée). Pour cette raison, ils n'ont pas été ajoutés dans la discussion. Cette équation n'est donc pas appropriée pour des aciers ductiles, comme ceux utilisés dans le cadre de cette recherche.

Maintenant, en utilisant l'Équation 12 proposée, nous avons tracé la courbe synthétique d'écroutissage pour les cinq profilés utilisés pour la confection des FDA; le Tableau 3.2 présente les valeurs des constantes associées à chaque profilé. Comme on peut le remarquer, la variabilité (CV) de la constante B est très faible; une valeur moyenne de 0.92 est ainsi suggérée. La constante A , quant à elle, est plus variable, car elle dépend directement du taux d'écroutissage qui, lui, varie à chaque coulée. De plus, n'oublions pas que les exigences de la norme canadienne CSA G40.21 sur les valeurs de F_y et F_u à rencontrer ne sont que des minimums.

Tableau 3.2: Valeurs des constantes de calibration A et B

id.	A	B
C-A-L2	21	0.9
C-B-L2	19	0.92
C-B-L3	18.5	0.96
C-B-P250	19	0.915
C-B-P313	23.5	0.92
Moyenne	20.2	0.923
CV	0.102954	0.024105
MAX	23.5	0.96
MIN	18.5	0.9

De nos essais, on obtient que A varie de 18.5 à 23.5, pour une valeur moyenne de 20. Ainsi, devant une telle variabilité, il est plutôt difficile d'attribuer qu'une seule valeur de constante à A .

La Figure 3.14 présente les cinq différentes courbes synthétiques des profils utilisés pour les FDA, calibrées pour chaque profilé.

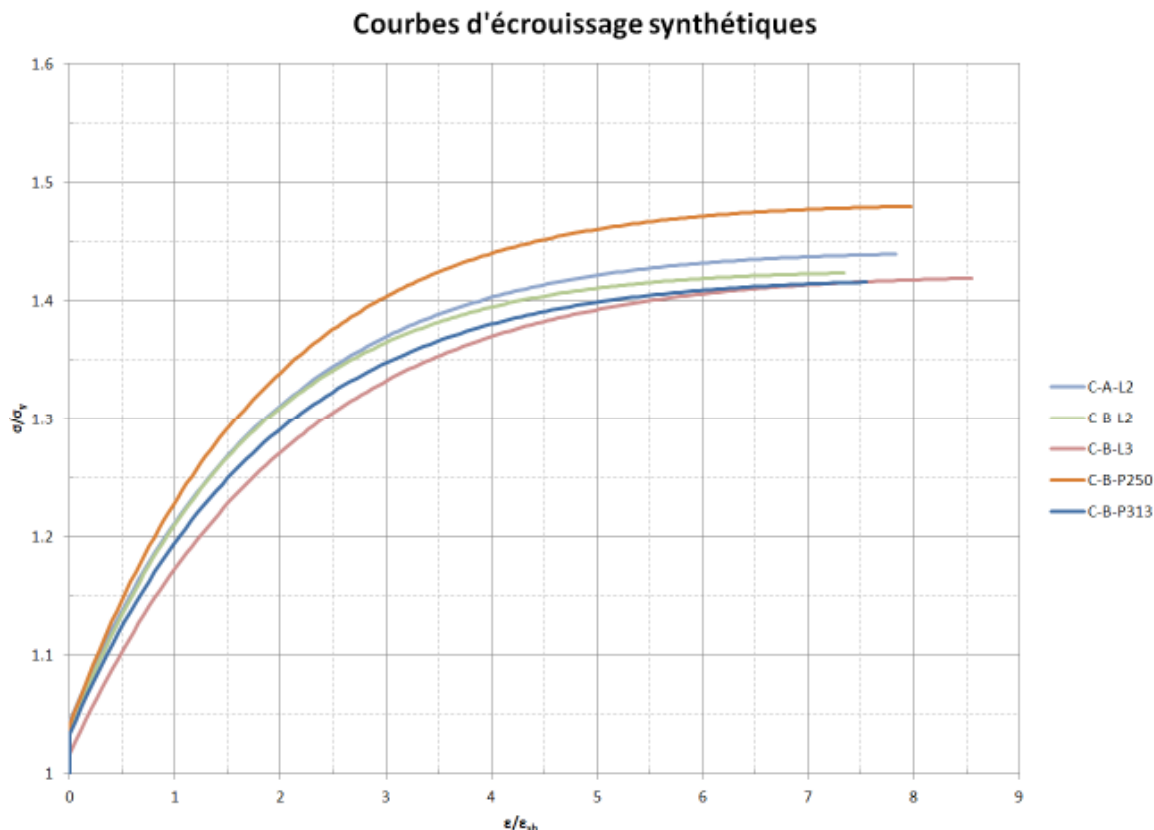


Figure 3.14: Courbes d'écrouissage synthétiques des profils utilisés pour FDA

On peut remarquer qu'une certaine tendance s'en dégage, sauf pour la courbe C-B-P250, qui est supérieure aux autres. Ainsi, sur la base des valeurs du Tableau 3.2 ainsi que sur l'allure des courbes de la Figure 3.14, une valeur de 21 est suggérée pour la constante A, plutôt que la valeur moyenne de 20, afin d'être plus sécuritaire. La Figure 3.15 présente la comparaison entre la courbe synthétique avec les valeurs de constantes suggérées (en noir), $A = 21$ et $B = 0.92$, et la courbe synthétique avec les valeurs de constantes propres à chaque profilé (en rouge), pour les cinq différentes sections utilisées.

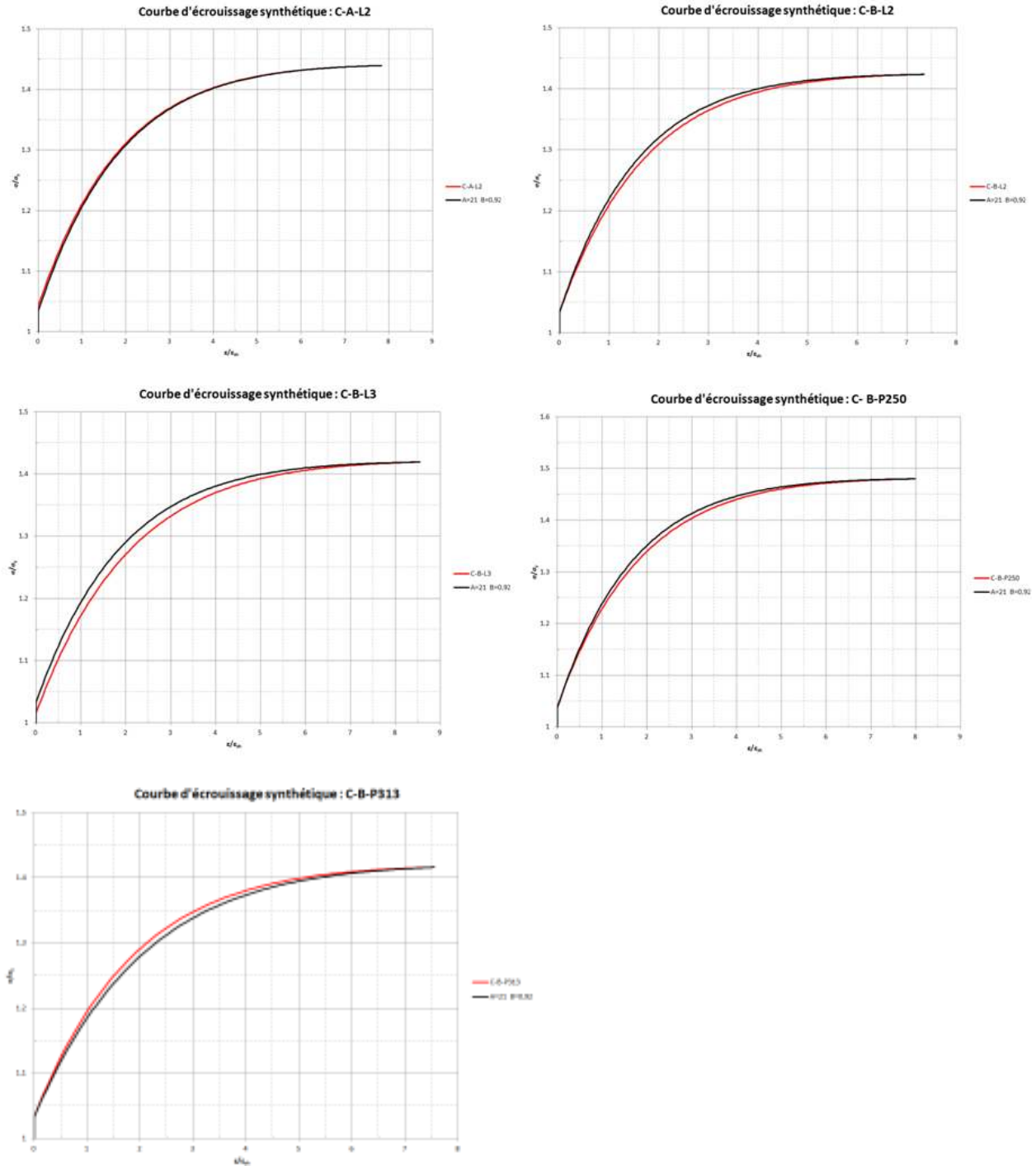


Figure 3.15: Comparaison des courbes synthétiques avec A et B propres, et A et B suggérés

On voit que, dans le premier cas (C-A-L2), la courbe synthétique obtenue avec les valeurs de constantes suggérées colle très bien avec la courbe synthétique du profilé, sauf pour le point de

départ. Pour les autres profilés, on voit que les courbes synthétiques avec les valeurs de constantes suggérées surestiment légèrement l'écroûissage, ce qui est du côté conservateur, sauf pour la plaque C-B-P313, où la courbe obtenue avec les valeurs de constantes suggérées est légèrement inférieure à celle obtenue avec les constantes propres du profilé. Dans le pire des cas, on pourrait utiliser la valeur maximale obtenue pour la constante A, soit 23.5, mais, comme on peut le voir avec les graphiques de la Figure 3.15, cette valeur serait un peu trop conservatrice pour les courbes autres que celle du coupon C-B-P313. À titre complémentaire, les courbes synthétiques des cinq profilés, obtenues avec les deux valeurs suggérées des constantes A et B, sont présentées à la Figure 3.16. Comme on le voit, l'allure des courbes est très similaire à celle des courbes de la Figure 3.14.

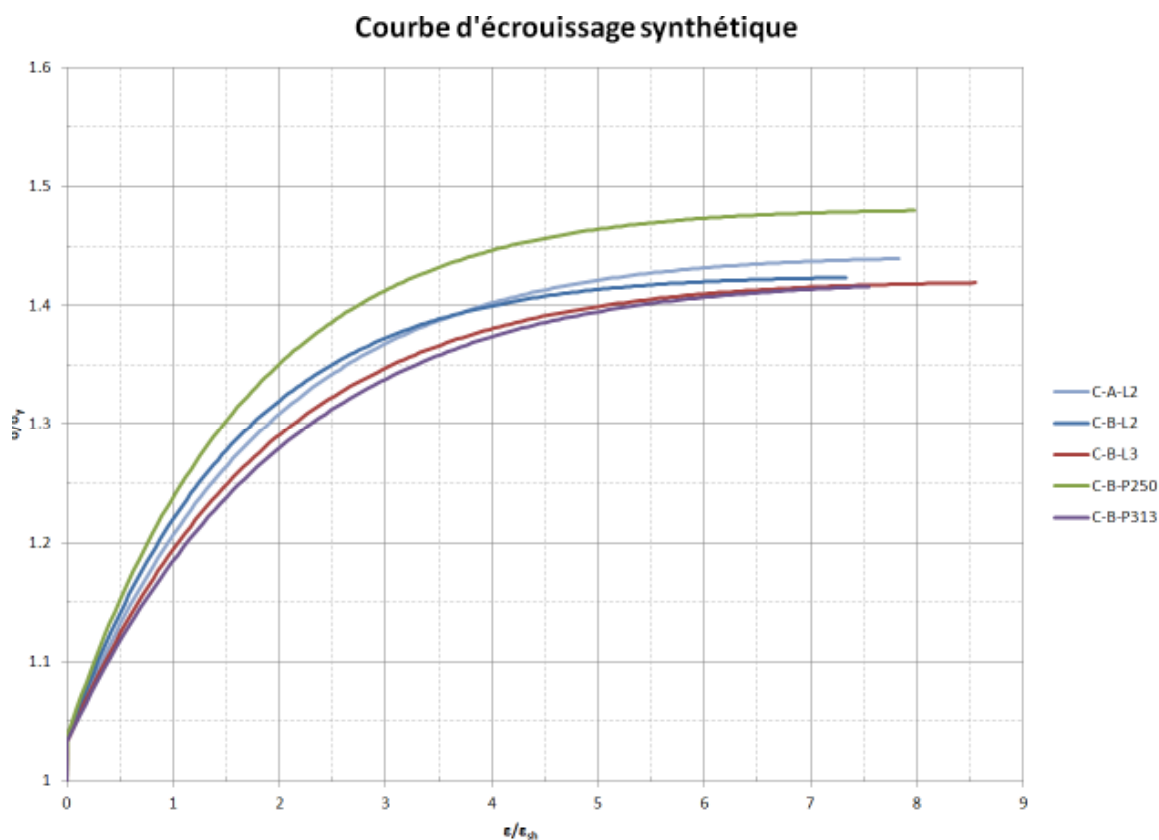


Figure 3.16: Courbes synthétiques de chaque profilé, avec A et B suggérés

En somme, l'équation proposée permet de bien prédire les valeurs de contraintes en zone d'écrouissage, et par conséquent, elle sera retenue pour tracer la phase d'écrouissage des courbes caractéristiques dans les analyses par éléments finis et pour la conception des fusibles, dans le cas où seules les valeurs caractéristiques de l'acier seront connues (F_y , F_u , ϵ_y , ϵ_{sh} , et ϵ_u) et que l'allure réelle de la courbe sera inconnue. En effet, bien souvent, les laboratoires indépendants de contrôle des matériaux ne fournissent que les valeurs mentionnées, sans tracer la courbe caractéristique, car ils arrêtent de mesurer avec l'extensomètre une fois passé la limite élastique. Enfin, tel que mentionné à la fin de la section 3.2, les courbes synthétiques déterminées avec les valeurs des propriétés mécaniques et les valeurs de constantes A et B suggérées, ont été ajoutées dans les courbes σ - ϵ présentées aux Figures 3.5 à 3.9, pour chacun des profilés.

3.4 Programme d'essai E

Le programme d'essai E a été ajouté à la fin du projet, suite aux résultats obtenus des essais B et C. En effet, nous avons décidé d'explorer un FDA fait de plaques, au lieu des cornières, afin d'éviter le problème de variation des propriétés mécaniques dans la section d'une cornière, qui a été observé dans les essais du programme A et confirmé par les essais du programme B. De plus, comme notre partenaire industriel, Lainco inc., venait d'acquérir une « plate burner », qui est une machine automatique à contrôle numérique permettant de découper des plaques en acier par procédé au plasma, nous voulions valider la possibilité de fabriquer des FDA en plaque, ou des coupons, à l'aide de cette machine, plutôt que par fraisage (méthode courante). Tel que mentionné déjà, la norme américaine ASTM A 6 et la norme canadienne CSA G40.20 ne permettent pas de caractériser un matériau avec un coupon dont la partie réduite est uniquement découpée par chaleur, comme l'oxycoupage ou le plasma. En effet, elles demandent d'enlever, par fraisage, toute ZAT. La norme ASTM A 6 exige même d'enlever un minimum de 12.5 mm de matériel, pour un bord coupé avec une source de chaleur. Cependant, la profondeur de la ZAT dépend de plusieurs facteurs, tels que la méthode utilisée pour la découpe, la vitesse de découpe, l'énergie (chaleur) dégagée par le procédé, etc. Comme la découpe par contrôle numérique se fait plus rapidement et de façon plus précise, comparativement à la manière manuelle, il se pourrait que les propriétés mécaniques de l'acier soient peu affectées. De plus, nous devons caractériser l'acier des plaques (coupons C-B-P250 et C-B-P313). Nous avons alors profité de l'opportunité

pour vérifier l'influence du procédé de découpe utilisé sur les propriétés mécaniques d'un acier. Tous les coupons ont été mesurés à trois endroits, le long de la partie réduite. Les coupons formés par procédé au plasma, par Lainco, étaient tous identiques à ceux formés par fraisage, par l'atelier d'usinage Vézina inc. Les essais ont été réalisés au printemps 2011, à l'ÉPM, dans la même presse utilisée pour la caractérisation des aciers (presse Instron 2.5 MN). Les mêmes taux de déplacement du vérin utilisés pour les coupons de caractérisation des aciers, ont été appliqués aux éprouvettes de ce programme. Par la suite, les résultats obtenus des coupons découpés par procédé au plasma ont été comparés à ceux obtenus fraisés.

3.4.1 Coupons C-B-P313

Les premières éprouvettes à avoir été testées sont celles de la plaque PL-127x8.0 (C-B-P313). Un extensomètre fut installé afin de mesurer l'allongement sur une longueur de référence de 200 mm (coupon 40-200). Les coupons fraisés (3 et 4) ont développé la striction dans les deux cas, et la rupture fut ductile. Les coupons 1 et 2, quant à eux, ont cassé de manière fragile, à l'extérieur de la longueur de référence, avant même l'amorçement de la striction, comme le montre l'image présentée à la Figure 3.17. À noter que la forme de la rupture des éprouvettes 3 et 4 est comme celle décrite précédemment, soit « cup-and-cone fracture ».



Figure 3.17: Rupture des coupons 1 à 4, C-B-P313

Après investigation, la rupture fragile des deux premières éprouvettes s'explique par l'entaille présente au droit des appuis de l'extensomètre. En effet, lors de l'utilisation de cet instrument de mesure, il est de coutume d'entailler très légèrement (moins d'un millimètre de profondeur) la surface d'appui des couteaux de l'extensomètre, afin de prévenir son glissement; d'ailleurs, cette pratique est permise dans la norme américaine ASTM A 8. Ainsi, aussi minimes que furent les entailles dans ces deux premières éprouvettes, elles étaient suffisantes pour provoquer la rupture fragile de la section à cet endroit. Suite à ces résultats, Lainco a produit deux coupons supplémentaires (coupons marqués 7 et 8, mais renommés 5 et 6 dans la présentation des résultats). Cette fois-ci, ces deux coupons ont été testés sans extensomètre, afin d'éviter l'effet des entailles, et ainsi favoriser une rupture ductile. Les Figures 3.18 et 3.19 montrent les ruptures finales des deux coupons supplémentaires ainsi que le détail de la rupture des deux éprouvettes.



Figure 3.18: Rupture des coupons 5 et 6, C-B-P313



Figure 3.19: Détail de la rupture des coupons 5 et 6, C-B-P313

On remarque qu'il y a eu début de striction; par contre, la rupture de ces deux coupons fut surtout fragile, à 45 degrés. La Figure 3.20 présente les courbes contrainte-déplacement vérin obtenues, pour les coupons C-B-P313. Les contraintes sont normalisées avec la valeur de limite élastique moyenne des coupons fraisés (usinés), soit 413 MPa; et comme les coupons 5 et 6 ont été testés sans extensomètre, le déplacement du vérin de la presse est utilisé comme abscisse, pour pouvoir comparer les résultats. À noter que les contraintes ont été calculées sur l'aire moyenne des sections réduites des éprouvettes, en excluant l'influence des entailles pour les tests 1 et 2.

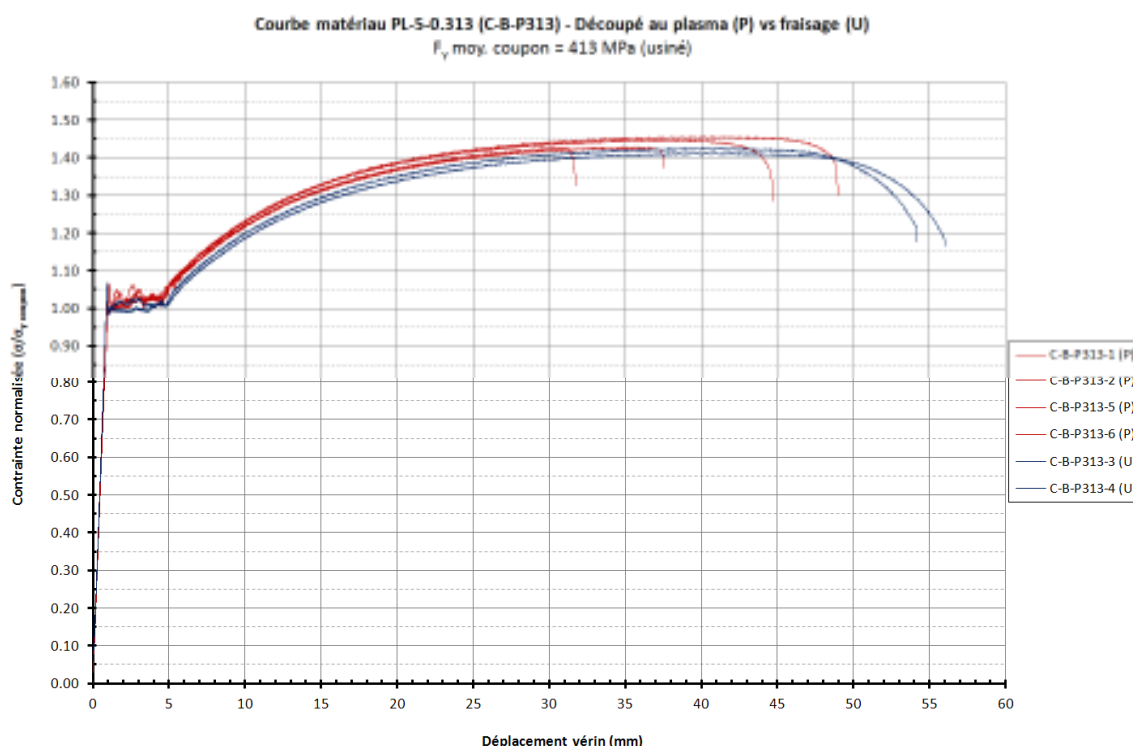


Figure 3.20: Comparaison du procédé de découpe utilisé, coupons C-B-P313

On remarque, d'abord, que la méthode de découpe affecte la résistance des éprouvettes. En effet, la résistance des coupons découpés au plasma est légèrement plus élevée que celle des coupons usinés. La différence est de 2.0% pour la valeur de F_y , et de 1.5% pour la valeur de F_u , indiquant que l'acier a été légèrement durci localement, par le procédé au plasma. On peut voir également que les coupons 1 et 2, avec entailles, ont cassé bien avant les quatre autres; ils se sont cassés subitement après avoir atteint leur résistance ultime, à cause de l'entaille pour l'extensomètre, tel

qu'expliqué précédemment. L'allongement à la rupture des coupons supplémentaires, 5 et 6, est plus grand que les précédents; cependant, on voit qu'il est inférieur à celui des coupons fraisés. De plus, les résultats confirment l'observation faite sur l'allure des cassures de ces deux coupons. En effet, la rupture de ceux-ci fut beaucoup moins ductile que celle des coupons fraisés, comme le démontrent les courbes. Ainsi, elle fut plutôt fragile que ductile; le plateau ultime plus court pour des coupons découpés au plasma 5 et 6, témoigne de cette affirmation. De plus, on peut voir que passé la contrainte ultime, la striction s'amorce car la charge commence à réduire, mais rapidement la rupture nette de la section s'est produite, comparativement aux coupons fraisés (3 et 4), pour lesquels la rupture fut graduelle (ductile). Le Tableau 3.3 donne un résumé des principales propriétés mécaniques des six éprouvettes. On voit que, même si la méthode de découpe augmente légèrement la résistance, la valeur du facteur d'écrouissage, R_{sh} , qui correspond au rapport de F_u sur F_y , reste sensiblement inchangée. On remarque également qu'il y a une légère variabilité sur les valeurs de F_y et F_u , entre les deux séries de découpes (série A : 1 et 2; série B : 5 et 6); un intervalle de trois semaines sépare la production des coupons A et des coupons B.

Tableau 3.3: Propriétés mécaniques C-B-P313

Profilé	Id.	F_y (MPa)	F_u (MPa)	R_{sh} (F_u/F_y)	Fabrication
PL-127x8.0 gr. 300W	Coupon 1	417.1	587.7	1.41	Plasma (P)
	Coupon 2	413.1	588.2	1.42	Plasma (P)
	Coupon 5	422.0	596.2	1.41	Plasma (P)
	Coupon 6	431.4	599.8	1.39	Plasma (P)
	Coupon 3	410.5	581.7	1.42	Fraisé (U)
	Coupon 4	414.9	587.0	1.41	Fraisé (U)
Moyenne		412.7	584.4	1.41	

3.4.2 Coupons C-B-P250

Les coupons de la plaque PL-127x6.4 (C-B-P250) ont été testés en second. Comme les deux premiers coupons ont été découpés par procédé au plasma, aucun extensomètre n'a été installé, afin de favoriser une rupture ductile; l'extensomètre a été cependant installé sur l'éprouvette 3.

Par contre, les coupons 4, 5 et 6, qui sont également des coupons formés par fraisage, n'ont pas été testés avec un extensomètre, car ce dernier n'était pas disponible au moment de réaliser les trois essais. Les Figures 3.21 et 3.22 présentent les ruptures finales des six coupons C-B-P250 ainsi que le détail de la rupture des éprouvettes 1 et 2.



Figure 3.21: Rupture des six coupons, C-B-P250



Figure 3.22: Détail de la rupture des coupons 1 et 2, C-B-P250

On voit que les deux premiers coupons, qui sont ceux découpés au plasma, ont développé la striction avant de casser. On remarque également que la rupture s'est produite en angle, environ 45 degrés, comme les coupons 5 et 6 de la plaque précédente, C-B-P313, ce qui laisse croire que la rupture n'était pas totalement ductile, comparativement aux coupons fraisés (usinés). La Figure 3.23 présente les courbes contrainte-déplacement vérin obtenues. Les contraintes sont normalisées avec la valeur de limite élastique moyenne des coupons usinés, soit de 324 MPa. Le déplacement du vérin de la presse est utilisé comme abscisse pour tracer les courbes. À noter que, dans la figure, la courbe de l'éprouvette 5 est volontairement exclue, à cause de sa trop grande disparité avec les cinq autres courbes.

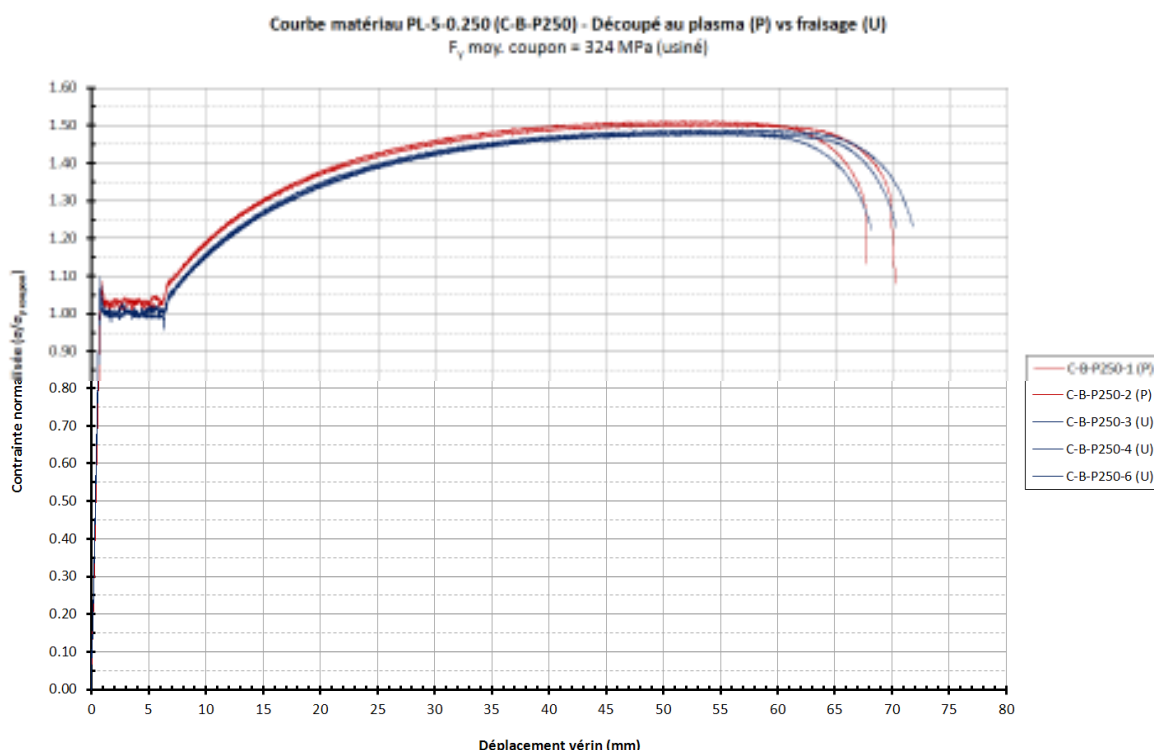


Figure 3.23: Comparaison du procédé de découpe utilisé, coupons C-B-P250

Comme pour la plaque précédente, on voit que la méthode de découpe affecte la résistance des éprouvettes. En effet, la résistance des coupons découpés par procédé au plasma est légèrement plus élevée que celle des coupons fraisés : la différence est de 2.5% pour la valeur de F_y , et de 1.7% pour la valeur de F_u . On voit que l'allure des courbes est similaire, peu importe la méthode

de découpe utilisée. Également, on remarque que la contrainte ultime est atteinte sensiblement au même déplacement de vérin, et ce pour tous les coupons. Ainsi, pour cette plaque, la méthode de découpe n'a pas affecté la valeur de la déformation à l'ultime, ϵ_u . De plus, la longueur du plateau à l'ultime reste similaire, comme le montrent les résultats. Le Tableau 3.4 donne un résumé des principales propriétés mécaniques des six éprouvettes. On voit que, même si la méthode de découpe augmente légèrement la résistance, la valeur du facteur d'écrouissage, R_{sh} , reste sensiblement inchangée. Ceci confirme que, pour les deux plaques analysées, il n'y a pas plus ou moins d'écrouissage qui se développe : le rapport F_u sur F_y reste pareil et seules les valeurs de résistances sont affectées.

Tableau 3.4: Propriétés mécaniques C-B-P250

Profilé	Id.	F_y (MPa)	F_u (MPa)	R_{sh} (F_u/F_y)	Fabrication
PL-127x6.4 gr. 300W	Coupon 1	331.7	486.4	1.47	Plasma (P)
	Coupon 2	332.7	488.9	1.47	Plasma (P)
	Coupon 3	326.2	481.4	1.48	Fraisé (U)
	Coupon 4	324.2	478.4	1.48	Fraisé (U)
	Coupon 5	330.4	505.9	1.53	Fraisé (U)
	Coupon 6	322.1	479.3	1.49	Fraisé (U)
Moyenne		324.2	479.7	1.48	

Par contre, on remarque que la méthode de fabrication influence également la phase de rupture. En effet, on voit que la pente négative des coupons découpés au plasma est beaucoup plus abrupte; ce qui signifie que la rupture de la section a progressé beaucoup plus rapidement pour les coupons découpés au plasma que pour les coupons fraisés. Comme la méthode de coupe au plasma produit une température très élevée de chaleur lors du procédé de découpage, l'acier dans la ZAT subit une modification métallurgique, ce qui explique que les ruptures sont d'apparence plus fragiles que ductiles. En effet, l'acier dans la ZAT devient moins ductile que l'acier au centre. De plus, il est probable qu'une fissuration débute dans la ZAT, des deux côtés de l'éprouvette, et qu'elle progresse rapidement vers l'intérieur, pour rejoindre les cavités au centre.

En somme, les résultats des essais du programme E permettent de conclure que la méthode de découpe par procédé au plasma, produite par une machine automatique à contrôle numérique de type « plate burner », comme celle de Lainco, a pour effets d'augmenter légèrement les valeurs de résistances F_y et F_u d'un coupon d'acier et par le fait même, réduire la ductilité dans la phase de rupture, soit après la déformation ϵ_u . Nous avons vu que la variation sur la limite élastique était de 2.5%, dans le cas de la plaque d'épaisseur 6.4 mm (C-B-P250). Par contre, les deux séries d'essais démontrent que la différence est plus grande sur la valeur de F_y que sur la valeur de F_u . Davantage d'essais sur des coupons d'acier sont donc nécessaires afin de vérifier si ces observations peuvent être généralisées et pour déterminer si ces effets varient en fonction d'autres paramètres, comme par exemple : la largeur de la pièce découpée et son épaisseur.

3.5 Conclusion

Le présent chapitre traitait des propriétés mécaniques des différentes cornières et plaques d'acier utilisées pour la confection des spécimens de FDA considérés dans ce programme d'essais. Les propriétés mécaniques ont été obtenues par des essais de traction réalisés sur des éprouvettes standardisées, suivant la norme ASTM E 8, à l'ÉPM. Les limites élastiques moyennes des spécimens variaient entre 321 MPa et 339 MPa, sauf pour l'une des plaques d'acier caractérisées, qui était de 413 MPa. Tous les coupons étaient conformes à la norme canadienne CSA G40.20 ainsi qu'à la norme américaine ASTM A 6. Cependant, ces deux normes manquent de précision quant au prélèvement des spécimens. En effet, dans le cas d'une cornière, elles ne précisent pas si la classification de la cornière doit se faire avec un coupon prélevé dans chaque aile, soit deux coupons par cornière, ou avec un coupon prélevé seulement dans une des ailes. Il en va de même pour la norme CSA S16 qui exige une limite élastique maximale $F_y \leq 0.85 \cdot F_u$, lorsqu'un comportement ductile est souhaité. De plus, comme la valeur de F_y peut varier d'une aile à l'autre d'une cornière, on doute qu'un seul coupon soit suffisant pour s'assurer que le matériau rencontre cette exigence. Ainsi, dans le cas des FDA faits de cornières, il est suggéré de caractériser le matériau avec un coupon prélevé dans chaque aile de la cornière.

Deux longueurs de référence ont été utilisées pour mesurer la déformation des coupons de caractérisation : 200 mm, dans le cas des coupons 40-200, et 50 mm, dans le cas des coupons 13-50, dans le but d'observer si le type de coupon utilisé pour caractériser un acier, pouvait affecter de manière significative, les valeurs de déformation à l'ultime d'un acier. Les essais ont démontré que le type de coupon utilisé n'affectait que l'allongement à la rupture d'un coupon. En effet, nous avons observé que jusqu'au point de la contrainte ultime, il n'y avait pas de différence de déformations entre des coupons ayant des longueurs de référence de 50 mm et 200 mm. Ainsi, pour les fusibles, la caractérisation du matériau peut se faire soit avec un coupon 40-200 ou un coupon 13-50, car, comme on le verra plus tard au chapitre 5, la déformation d'un FDA est limitée à $\phi_{\epsilon}\epsilon_u$, ce qui est bien avant la déformation à la rupture.

Également, nous avons vu qu'il y avait une différence entre les valeurs mesurées en laboratoire de F_y , de F_u , et de l'allongement à la rupture ϵ_r , et celles données par l'aciérie dans le Mill test. En effet, dans certains cas, cette différence atteignait plus de 10% sur la valeur de F_y , 5% sur la valeur de F_u , et 17% sur la valeur de ϵ_r . De plus, les valeurs de ϵ_r reportées sur les Mill test provenaient souvent de coupons 40-200; par contre, ces valeurs étaient beaucoup plus proches de nos valeurs de ϵ_r obtenues pour des coupons 13-50, nous laissant ainsi douter de l'information présentée sur le Mill test. Suite à ces observations, on ne peut baser une conception à partir des valeurs seules fournies par les aciéries.

Dans ce chapitre, une équation a aussi été proposée afin de pouvoir prédire les valeurs de contraintes en zone d'écrouissage et par le fait même, permettre de tracer cette partie de la courbe σ - ϵ , en ne connaissant que les valeurs de base pour la résistance et la déformation, soient: F_y , F_u , ϵ_y , ϵ_{sh} , et ϵ_u . Comme il a été montré à travers tous les graphiques du présent chapitre, l'équation proposée permet de bien prédire les valeurs de contraintes en zone d'écrouissage. Ainsi, l'équation proposée peut être utilisée pour l'analyse du comportement du fusible et pour la conception des fusibles. Également, cette courbe fait appel à deux constantes, A et B. À partir des courbes obtenues lors des essais de caractérisation, les valeurs proposées sont : $A = 21$ et $B = 0.92$. Nous avons vu que dans les cinq cas, la courbe tracée avec l'équation et les valeurs de A et B suggérées, correspondait bien aux courbes réelles.

Enfin, nous avons vérifié l'influence du procédé de découpe utilisé pour façonner les coupons, sur les propriétés mécaniques de l'acier. Plus précisément, nous avons comparé le procédé de coupe au plasma avec le procédé de coupe par fraisage (milling). Les essais ont démontré qu'une découpe au plasma augmentait légèrement les résistances F_y et F_u de l'acier, sans affecter significativement la zone d'écrouissage. Par contre, on a noté également que la découpe au plasma affectait la phase de rupture des éprouvettes. En effet, comparativement aux coupons fraisés, la rupture s'est produite beaucoup plus rapidement, avec moins de déformation, ce qui donna lieu à des ruptures plus fragiles que ductiles, pour les coupons obtenus par plasma. Par conséquent, il n'est pas recommandé d'utiliser des coupons obtenus par procédé au plasma de type « plate burner » pour caractériser un acier; ceux-ci devront être obtenus par fraisage, tel qu'exigé par la norme américaine ASTM A 6. Pour les FDA, il est envisageable d'utiliser le procédé au plasma de type « plate burner » pour façonner les fusibles. En effet, les FDA ne peuvent être conçus pour atteindre une déformation supérieure à $\phi_\epsilon * \epsilon_u$, où ϕ_ϵ est un facteur de sécurité sur ϵ_u pour tenir compte de la variabilité de ϵ_u (voir chapitre 5). Par contre, avant d'en faire une recommandation, d'autres essais devront être accomplis, afin de vérifier notamment l'influence de la largeur de la pièce découpée sur les propriétés mécaniques de celle-ci, et pour déterminer la valeur d'accroissement sur F_y qui devra être associée à ce type de procédé et qui devra être également considérée dans les formules de résistance des FDA.

En terminant, l'auteur aimerait ajouter une petite parenthèse sur la caractérisation des HSS. Tel qu'expliqué déjà, la norme sur l'acier CSA S16, qui exige que $F_y \leq 0.85 * F_u$ lorsqu'un comportement ductile est souhaité, ne précise pas si la classification d'un HSS doit se faire avec un coupon prélevé dans chaque paroi, soit trois coupons par HSS (la paroi soudée étant exclue), ou avec un coupon prélevé seulement dans une des parois. De plus, la norme américaine ASTM A 500 n'exige qu'un seul essai de traction pour une longueur de tube représentative du lot complet. Or, il a été observé par bien des chercheurs que la valeur de F_y varie d'une paroi à l'autre de la section. Ainsi, on doute qu'un seul coupon soit suffisant pour s'assurer que le matériau rencontre l'exigence de la norme CSA S16, lorsqu'un système SRFS à ductilité modérée, sans FDA, est utilisé.

CHAPITRE 4 COMPORTEMENT INDIVIDUEL DES FUSIBLES

Comme il a été présenté au chapitre 1, le FDA proposé se compose de quatre fusibles individuels, faits à même des cornières, ou découpés dans une plaque d'acier, comme il sera proposé plus tard dans le chapitre. C'est sur la longueur de la partie réduite du fusible, L_F , que se développent principalement les déformations plastiques du fusible, de manière uniforme, jusqu'à l'ultime; ainsi, leur comportement doit être bien compris. Ce chapitre est consacré à l'étude des fusibles individuels, faits de cornières à section réduite. On présente, d'abord, les résultats du programme A, qui portait sur l'impact des défauts de fabrication sur les déformations plastiques des cornières; deux de ces essais ont été reproduits à l'aide d'un logiciel d'éléments finis (ÉF) aux fins de validation. Vient ensuite les résultats obtenus des analyses par ÉF sur la variation de profondeur des défauts. Toujours par ÉF, suit la présentation des résultats d'analyse sur l'optimisation de la géométrie de la zone de transition. Les résultats du programme A ont démontré que la valeur de la limite élastique de l'acier variait d'une aile à l'autre d'une cornière; le programme B a donc été ajouté à la suite du programme A, afin de vérifier cette observation. Les résultats de ce second programme sont présentés dans ce chapitre.

Afin de faciliter la lecture du mémoire, nous utiliserons le terme fusible, pour désigner une des quatre cornières (ou plaques) du FDA, et FDA pour désigner le fusible dans son ensemble. Nous utiliserons également les termes suivants : L_F , L_{TF} , $L_{total,F}$, δ_F , δ_{TF} , ϵ_F , ϵ_{TF} , A_F , $A_{F,min}$, b , et b_F ; qui sont dans l'ordre : la longueur de la partie réduite du fusible, excluant les transitions; la longueur totale effective du fusible, formée par L_F et des deux longueurs de transitions; la longueur totale du fusible, incluant les soudures aux extrémités (L_w); l'allongement de la section réduite du fusible, mesuré sur L_F ; l'allongement total du fusible, qui inclut l'allongement des zones de transition, mesuré sur L_{TF} ; la déformation du fusible, $\epsilon_F = \delta_F/L_F$; la déformation approximative du fusible, $\epsilon_{TF} = \delta_{TF}/L_F$; l'aire de la partie réduite du fusible; l'aire minimale de la partie réduite du fusible, au droit du défaut; la largeur totale aux extrémités du fusible; et la largeur totale de la partie réduite du fusible. Pour les cornières, b et b_F correspondent à l'addition des deux largeurs d'aile. Ainsi, pour désigner qu'une largeur d'aile, les termes $b/2$ et $b_F/2$ seront utilisés. Enfin, on ajoutera le terme (') pour différencier les valeurs mesurées, des valeurs théoriques et nominales.

4.1 Programme d'essai A : défauts de fabrication

Tel présenté au chapitre 2, les recherches de Kassis ont démontré l'impact négatif des découpes au chalumeau : elles sont irrégulières et provoquent des défauts qui peuvent conduire à une rupture soudaine du fusible, au droit du défaut le plus critique (aire minimale). Cependant, aucune tolérance n'était donnée quant à la dimension maximum des défauts pouvant être permise, sans que ne soit trop altéré le comportement inélastique du fusible. Ainsi, la première phase du projet, le programme A, s'est déroulée à l'hiver 2010 et portait sur l'effet des défauts, sur le comportement inélastique des cornières à section réduite, telles qu'utilisées dans les FDA. Plus précisément, nous voulions étudier l'impact que peut avoir un défaut, induit par le procédé de fabrication, sur la capacité de déformation du fusible.

4.1.1 Concentration de contrainte

En résistance des matériaux, il est bien connu qu'une modification soudaine de la géométrie d'une pièce, provoquée par une entaille locale ou un trou, par exemple, peut entraîner une perturbation importante dans la répartition des contraintes sur la section, comme le montre la Figure 4.1 (Pilkey, 1997).

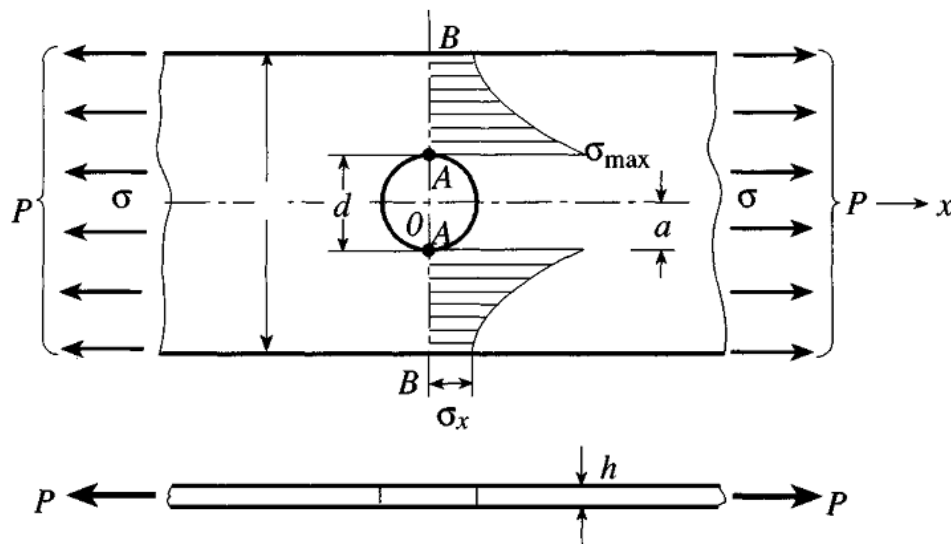


Figure 4.1: Concentration de contrainte dans une plaque sous tension (Pilkey, 1997)

On parle alors de *concentrations de contraintes*. La concentration de contraintes est définie par un *facteur de concentration de contraintes*, K_t , qui représente le rapport de la contrainte maximale agissant au niveau de la section réduite ($\sigma_{\max}$), sur la contrainte nominale qui agirait de manière uniforme sur la même section réduite (σ_x). L'application de ce facteur est valide tant que la section réduite n'est pas complètement plastifiée. Reprenons, par exemple, la pièce montrée à la même figure. On remarque que la présence du trou provoque une perturbation locale de l'écoulement des contraintes; celles-ci ne sont donc plus distribuées de manière uniforme au droit du défaut, et $K_t > 1.0$. Par contre, K_t reste supérieur à 1.0, tant que $\sigma_x < F_y$. Une fois la valeur F_y atteinte dans les fibres voisines du trou (point A), elles se plastifient et entrent en phase d'écrouissage, alors que les autres fibres de la section sont encore élastiques. À mesure qu'augmente la charge, la plastification se propage graduellement du point A vers le point B, et la valeur de K_t diminue. La Figure 4.2 présente cette propagation, pour une entaille (Pilkey, 2005).

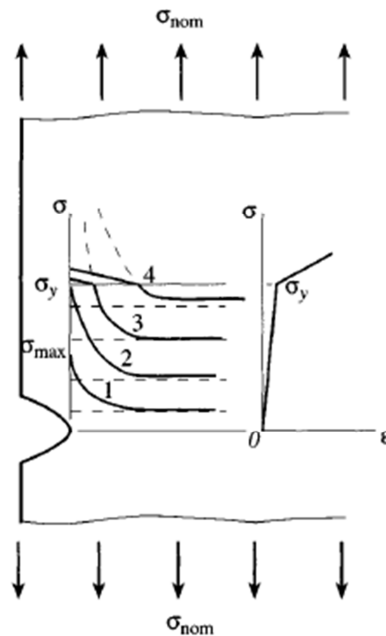


Figure 4.2: Plastification graduelle autour d'une entaille (Pilkey, 2005)

Jusqu'à l'état 2, il y a concentration de contraintes, alors que passé l'état 2, la section se plastifie graduellement. Éventuellement, toute la section réduite peut se plastifier au droit de la perturbation, alors que le reste de la pièce, en dehors de la zone perturbée, reste élastique. Une

fois la section réduite plastifiée sur toute la largeur réduite, $\sigma_x = \sigma_{\max} = \sigma_y$, et $K_t = 1.0$. Ainsi, le facteur K_t n'a plus de signification au-delà du domaine linéaire. Et c'est pour cela que nous nous intéressons aux déformations plutôt qu'aux contraintes. À noter que le reste de la pièce se plastifiera éventuellement si la contrainte dans la section réduite n'atteint pas la contrainte ultime, avant la plastification de la pièce. Cependant, comme on le verra, pour un défaut le moindre profond, la rupture peut survenir dans la section réduite, avant la plastification du reste de la pièce. Enfin, dans certains ouvrages portant sur les concentrations de contrainte, on parle souvent de l'indice de sensibilité à l'entaille (« notch sensitivity index »), q . Cet indice fournit un moyen d'estimer les effets des concentrations de contrainte, provoquées par une entaille, sur la résistance d'une pièce. Il peut varier de 0, pour une insensibilité complète à l'effet d'une entaille, jusqu'à 1, pour un effet complet. L'indice q est souvent présenté sous forme de graphique, en fonction du rayon de l'entaille. Bien qu'il soit un indicateur de l'influence d'une entaille sur la résistance d'une pièce, il reste valide seulement dans le domaine linéaire, car il est déterminé en fonction du facteur de concentration de contrainte, et, tel que déjà mentionné, nous nous intéressons plutôt aux déformations. D'ailleurs, on recommande un indice $q = 0$ pour les matériaux ductiles, à cause des déformations plastiques locales qui se produisent à la racine de l'entaille (Pilkey, 2005).

4.1.2 Essais de traction en laboratoire

Tel que déjà mentionné, l'une des premières motivations de cette recherche était d'étudier l'influence d'un défaut sur la ductilité des fusibles. Plus de 15 cornières à section réduite ont été testées, au laboratoire de structure de l'ÉPM. Ces 15 fusibles peuvent être regroupés en cinq différentes configurations : une configuration sans défauts et quatre configurations avec des défauts, ayant différentes géométries. Pour chacune de ces configurations, trois cornières identiques ont été testées aux fins de validation. Les différents défauts étudiés étaient : une entaille demi-circulaire de 2 mm de rayon (1R-2); une entaille demi-circulaire de 4 mm de rayon (1R-4); une entaille elliptique de 2 mm de profondeur par 10 mm de longueur (1E-2/10); et une série de huit entailles demi-circulaires de 2 mm de rayon (8R-2). La Figure 4.3 présente les dessins de fabrication des cinq différentes cornières étudiées, et la Figure 4.4 présente les cornières après fabrication.

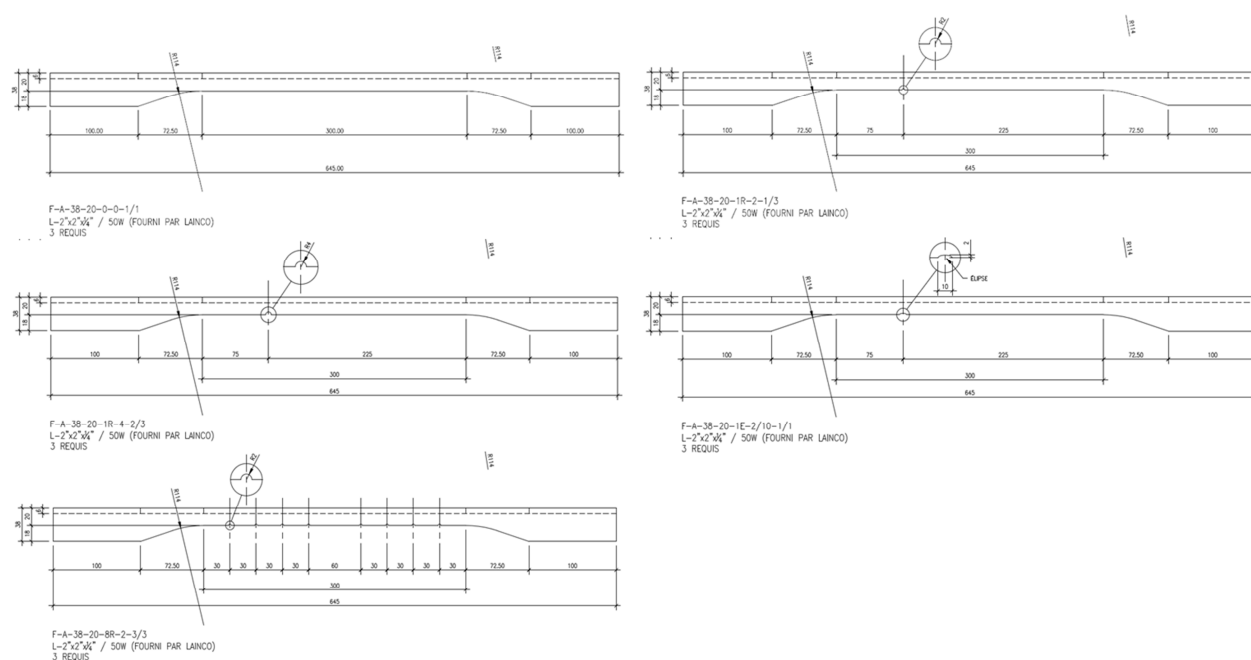


Figure 4.3: Dessins de fabrication des cornières du programme A



Figure 4.4: Fabrication finale des cornières du programme A

La section réduite de toutes les cornières a été découpée par fraisage, dans un atelier spécialisé d'usinage. De plus, les quinze spécimens ont été produits à partir d'une cornière L-51x51x6.4, de nuance 300W, dont les propriétés mécaniques sont celles du coupon C-A-L2 (voir chapitre 3). Rappelons que les résistances mécaniques du coupon sont : $F_{yc} = 339$ MPa et $F_{uc} = 488$ MPa. Toutes les cornières étudiées avaient une longueur de la partie réduite (L_F) de 300 mm, une longueur de la zone de transition (L_T) de 72.5 mm, et une longueur d'extrémité (L_w), soit la longueur de la soudure d'attache, de 100 mm; au total, tous les spécimens avaient une longueur finale ($L_{total,F}$) de 645 mm. La largeur des ailes de la partie réduite ($b_F/2$) était de 20 mm, soit une largeur totale (b_F) de 40 mm, alors que la section brute, aux extrémités, avait une largeur ($b/2$) de 38 mm, soit une largeur totale (b) de 76 mm. Ceci donne, pour un rayon de congé nominal, r , entre les ailes de 3 mm (en supposant une usure de 50% des rouleaux de laminage, voir chapitre 5) et une épaisseur d'aile nominale, t_F , de 6.35 mm, une aire de section réduite théorique, A_F , de 215.6 mm^2 . Les quinze cornières ont été mesurées à tous les 20 mm; les dimensions ainsi recueillies étaient l'épaisseur de l'aile et la largeur de l'aile, et ce pour chacune des ailes. À chaque extrémité, chaque cornière était soudée à un profilé tubulaire HSS-51x51x6.4. Une paire de plaquettes, bas et haut, a aussi été soudée sur chaque cornière, afin de fixer deux potentiomètres à corde. Des jauges de déformations ont été également ajoutées sur les spécimens, avant les essais.

La Figure 4.5 montre le montage final du banc d'essai des cornières. Chaque assemblage de cornière était inséré dans la presse AMSLER et boulonné sur deux grosses plaques: la plaque du dessous (4) servait de retenue inférieure, en butée sur le bloc inférieur de la presse, alors que celle du dessus (6) transférait le déplacement du bloc supérieur de la presse à l'assemblage de la cornière. Une fois l'assemblage en place et boulonné, les mâchoires internes du bloc supérieur de la presse étaient refermées sur le HSS supérieur, afin d'empêcher son déplacement latéral. Pour la partie inférieure, un assemblage de plaques et de cornières (3) était ajouté sur le bloc inférieur de la presse, afin d'empêcher le déplacement latéral du HSS inférieur.

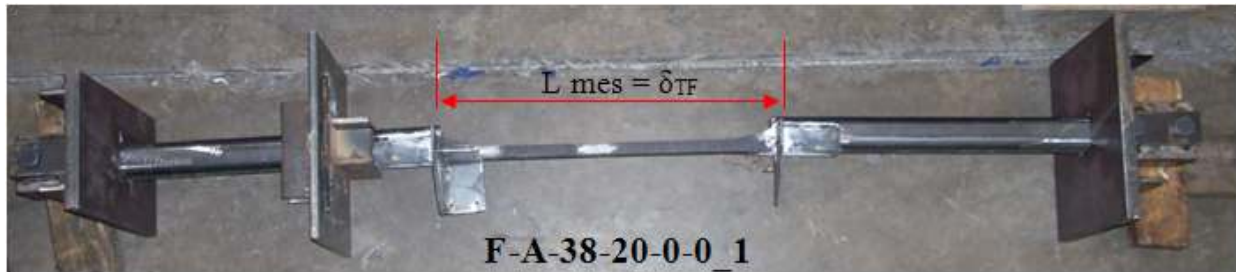
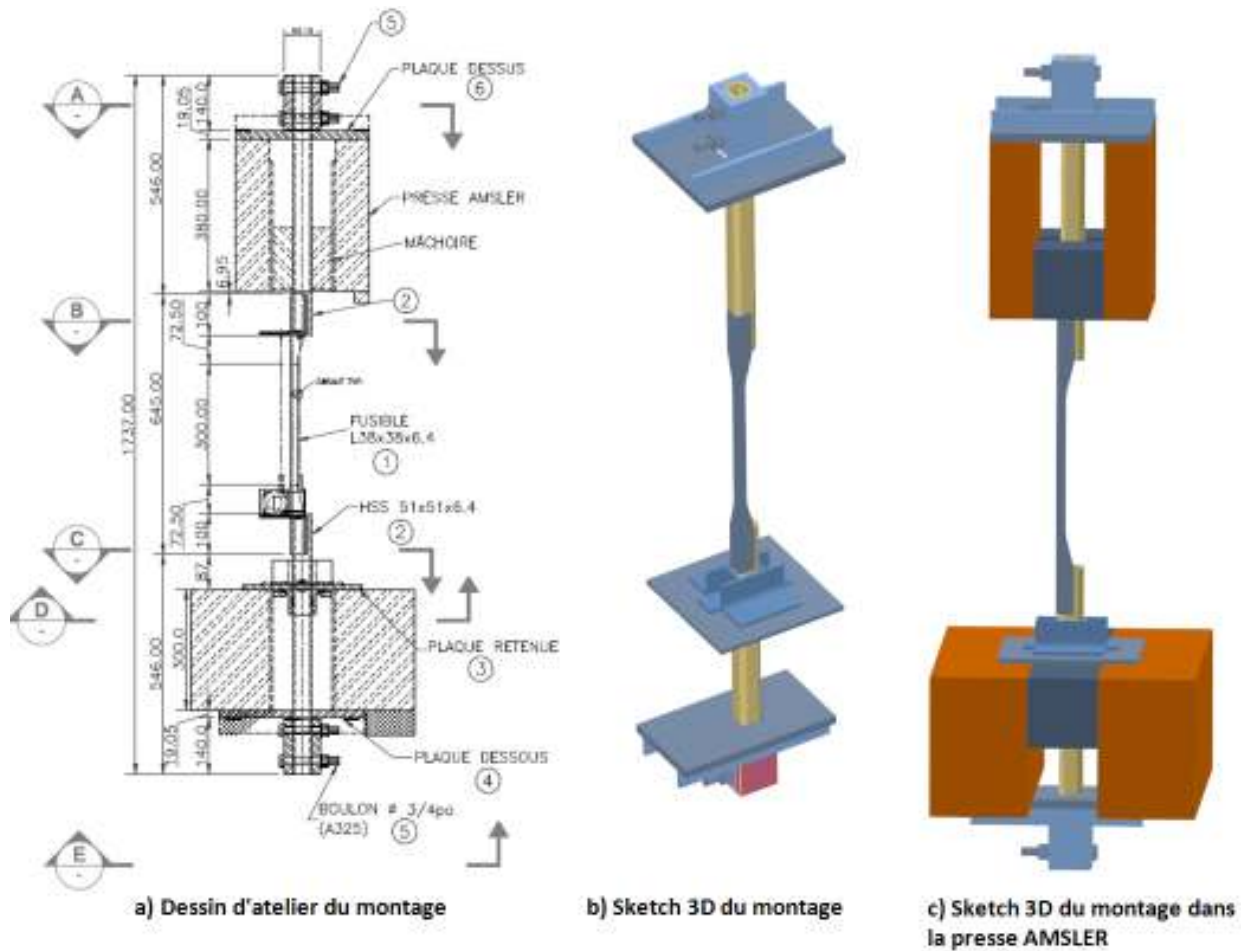


Figure 4.5: Banc d'essai du programme A

Initialement, les deux longueurs de HSS (inférieur et supérieur) n'étaient pas retenues. Suite aux observations faites durant le premier essai (F-A-38-20-0-0_1), les retenues intermédiaires ont été ajoutées : l'assemblage de plaques (3) pour le segment inférieur, et les mâchoires du bloc de la presse pour le segment supérieur. Les essais de traction ont été réalisés dans une presse hydraulique AMSLER, de 500 tonnes, à l'ÉPM. L'allongement des fusibles a été mesuré avec

des capteurs de position à corde (potentiomètres) de 300 mm de course, ainsi qu'avec des jauges de déformations. Les mesures étaient recueillies par un système d'acquisition de données HP 3497 A. Les essais ont été réalisés en force contrôlée. Jusqu'au début de l'écrouissage, un taux de chargement moyen de 560 lb/s a été imposé, soit l'équivalent de 100 000 psi/min (ASTM E 08). Passé le début d'écrouissage, un chargement moyen de 1000 lb/s a été appliqué, soit l'équivalent de 176 000 MPa/min. Tous les essais ont été réalisés jusqu'à la rupture des spécimens. Tel qu'indiqué, l'allongement longitudinal total de chaque aile a été enregistré à l'aide de deux potentiomètres à corde, un par aile, installés à la fin de la zone de transition (début de la largeur $b/2$, aux extrémités); ainsi, l'allongement du fusible recueilli correspond à : δ_{TF} . Une série de jauges de déformation a également enregistré les déformations locales, à des endroits stratégiques des cornières, soit : au centre de la partie réduite, vis-à-vis du défaut, et au début de la zone de transition (fin de la section réduite). Pour chaque premier spécimen d'une série de trois spécimens, les jauges ont été installées sur les deux ailes, et ce sur les faces extérieures et intérieures, alors que pour les deux autres spécimens, les jauges ont été installées seulement sur l'aile avec le défaut et ce, face extérieure uniquement. Les jauges supplémentaires dans le premier spécimen de la série permettaient de mesurer la flexion locale dans chaque aile, de même que la flexion globale de la cornière.

L'identification des spécimens suit la nomenclature suivante : F-(série)-(b/2)-(b_F/2)-(forme du défaut)-(rayon du défaut). Par exemple, la cornière F-A-38-20-1R-2 se lit : F pour fusible; série A; largeur d'aile de la section brute de 38 mm; largeur d'aile de la section réduite de 20 mm; un défaut demi-circulaire (R = rond); rayon du défaut de 2 mm (ce qui correspond à sa profondeur). Les Tableaux 4.1 et 4.2 présentent les données et les résultats des quinze spécimens du programme expérimental A.

Tableau 4.1: Données et résultats du programme expérimental A

	gauche		droite							
Sans défaut	bf'/2	t'	bf'/2	t'	Af'	Pyf'	Puf'	Fyf'	Fuf'	L mes.
Id.	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm^2)	(kN)	(kN)	(Mpa)	(Mpa)	(mm)
F-A-38-20-0-0_1	19.86	6.30	20.01	6.19	212.3	75.1	106.1	353.9	499.7	458.5
F-A-38-20-0-0_2	19.87	6.35	18.67	6.19	204.7	73.5	103.6	359.0	506.2	460.0
F-A-38-20-0-0_3	20.04	6.31	19.96	6.15	212.7	75.6	107.3	355.4	504.4	459.0
moyenne					74.7	105.7	356.1	503.4		

	gauche		droite		défaut							
Avec défaut	bf'/2	t'	bf'/2	t'	Dn	Ln	bf'/2 min	Af'	Af' min	Pyf'	Puf'	L mes.
Id.	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm^2)	(mm^2)	(kN)	(kN)	(mm)
F-A-38-20-1R-2_1	20.15	6.19	20.18	6.32	2.00	3.95	18.15	215.5	203.5	74.6	103.3	460.3
F-A-38-20-1R-2_2	20.07	6.18	19.46	6.34	1.20	3.60	18.32	210.6	202.8	74.3	104.9	462.5
F-A-38-20-1R-2_3	20.15	6.16	19.38	6.29	1.10	3.37	18.26	209.5	202.6	74.0	105.1	460.2
F-A-38-20-1R-4_1	20.17	6.32	19.91	6.18	3.80	7.90	16.13	213.7	190.3	76.2	99.2	462.0
F-A-38-20-1R-4_2	20.05	6.16	19.78	6.33	3.52	7.82	16.27	212.0	189.8	75.4	98.7	467.8
F-A-38-20-1R-4_3	20.04	6.17	19.78	6.32	3.55	7.82	16.22	212.0	189.1	76.0	98.1	459.0
F-A-38-20-1E-2/10_1	19.94	6.16	19.53	6.32	1.72	9.90	17.80	209.5	198.3	75.2	104.0	461.5
F-A-38-20-1E-2/10_2	19.82	6.30	20.16	6.16	2.42	10.00	17.81	212.5	197.5	76.7	103.3	462.0
F-A-38-20-1E-2/10_3	20.04	6.17	19.44	6.32	1.69	9.81	17.79	209.7	199.4	74.9	103.5	463.3
F-A-38-20-8R-2_1	20.01	6.31	19.43	6.15	1.82	3.90	17.49	209.3	198.1	73.0	102.6	461.5
F-A-38-20-8R-2_2	19.57	6.14	19.83	6.28	1.92	3.96	17.70	208.5	196.5	71.2	101.7	462.5
F-A-38-20-8R-2_3	20.20	6.15	19.87	6.33	2.04	3.94	17.79	213.5	200.6	73.5	104.1	461.5

Tableau 4.2: Données et résultats du programme expérimental A (suite)

Sans défaut	$\delta y'$	$\delta sh'$	$\delta u'$	$\delta max'$	Rsh	$\delta u'/\delta u'm$	$\delta u'/Lf$	Af'/Af	Fyf'/Fyc	Fuf'/Fuc
Id.	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(Fuf'/Fyf')	—	mm/mm	—	(Fyf'/339)	(Fuf'/488)
F-A-38-20-0-0_1	0.80	5.6	52.4	58.1	1.41	0.98	0.175	0.98	1.04	1.02
F-A-38-20-0-0_2	0.81	5.7	54.2	64.4	1.41	1.01	0.181	0.95	1.06	1.04
F-A-38-20-0-0_3	0.80	5.4	53.7	68.5	1.42	1.00	0.179	0.99	1.05	1.03
moyenne	0.8	5.6	53.4		1.41		0.178	0.97	1.05	1.03

Avec défaut	$\delta y'$	$\delta sh'$	$\delta u'$	$\delta max'$	Pyf'/Pyf'm	Puf'/Puf'm	Puf'/Pyf'	$\delta u'/\delta u'm$	$\delta u'/Lf$	bf'min/bf	Af'min/Af'	Af'/Af
Id.	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	—	—	—	—	mm/mm	—	—	—
F-A-38-20-1R-2_1	0.83	5.8	32.4	32.8	1.00	0.98	1.38	0.61	0.108	0.90	0.94	1.00
F-A-38-20-1R-2_2	0.83	5.8	44.4	45.5	0.99	0.99	1.41	0.83	0.148	0.94	0.96	0.98
F-A-38-20-1R-2_3	0.82	5.8	47.5	49.6	0.99	0.99	1.42	0.89	0.158	0.94	0.97	0.97
F-A-38-20-1R-4_1	0.91	5.7	23.6	24.7	1.02	0.94	1.30	0.44	0.079	0.81	0.89	0.99
F-A-38-20-1R-4_2	0.91	5.8	25.0	26.6	1.01	0.93	1.31	0.47	0.083	0.82	0.90	0.98
F-A-38-20-1R-4_3	0.90	5.8	23.6	24.5	1.02	0.93	1.29	0.44	0.079	0.82	0.89	0.98
F-A-38-20-1E-2/10_1	0.86	5.6	36.0	40.6	1.01	0.98	1.38	0.67	0.120	0.91	0.95	0.97
F-A-38-20-1E-2/10_2	0.88	6.0	32.0	35.6	1.03	0.98	1.35	0.60	0.107	0.88	0.93	0.99
F-A-38-20-1E-2/10_3	0.86	5.8	38.0	42.5	1.00	0.98	1.38	0.71	0.127	0.92	0.95	0.97
F-A-38-20-8R-2_1	0.83	5.3	45.7	48.4	0.98	0.97	1.41	0.86	0.152	0.90	0.95	0.97
F-A-38-20-8R-2_2	0.82	5.5	42.4	44.5	0.95	0.96	1.43	0.79	0.141	0.89	0.94	0.97
F-A-38-20-8R-2_3	0.83	5.7	42.3	44.0	0.98	0.98	1.42	0.79	0.141	0.90	0.94	0.99

Dans les deux tableaux, les résultats de cornières sans défaut et avec défaut ont été séparés. Les valeurs de largeur ($b_F'/2$) et d'épaisseur (t') indiquées sont les moyennes des valeurs mesurées le long de la section réduite uniquement. Le rayon de congé de la cornière a été mesuré à l'aide d'un gabarit et valait en moyenne 3.25 mm. Les aires de fusible, A_F' , ont été déterminées à l'aide l'équation suivante :

$$(14) \quad A_F' = (b_{F1}' \cdot t_1') + (b_{F2}' - t_1') \cdot t_2' + 0.2146 \cdot r^2$$

où $b_{F1}' = b_F'/2$ de l'aile gauche; $t_1' = t'$ de l'aile gauche; $b_{F2}' = b_F'/2$ de l'aile droite; $t_2' = t'$ de l'aile droite; et $r = 3.25$ mm. À noter que la norme américaine ASTM A 6 recommande plutôt de déterminer l'aire des cornières à partir de la densité : on prélève d'abord une longueur de cornière, on mesure ensuite sa masse, et à partir de la densité nominale de l'acier, soit 7850 kg/m³, on détermine l'aire de la cornière. De cette manière, le rayon de congé n'a pas à être mesuré. Les valeurs de D_n et L_n correspondent aux mesures réelles du défaut, soient la profondeur et la longueur, respectivement. Les valeurs de A_F' indiquées correspondent à la moyenne des aires calculées à tous les 20 mm, le long de la section réduite du fusible. Les aires minimales du fusible, A_{Fmin}' , correspondent à l'aire calculée au droit du défaut. Les valeurs P_{yF}' et P_{uF}' sont les charges de plastification et à l'ultime mesurées. Les valeurs L_{mes} sont les longueurs mesurées entre les plaquettes d'attache des potentiomètres; cette longueur revient à : $L_F + 2 \times L_T + 2 \times t_{pl_d'attache}$. Les valeurs δ_y' , δ_{sh}' , δ_u' , et δ_{max}' , sont dans l'ordre : l'allongement mesuré à l'initiation de la plastification; l'allongement mesuré à l'initiation de l'écrouissage; l'allongement mesuré à la contrainte ultime; et l'allongement mesuré à la rupture du spécimen. À noter que ces allongements ont été mesurés à la fin des transitions; ils incluent donc les déformations de celles-ci. Les valeurs de δ_u' / L_F correspondent à la déformation moyenne approximative des deux ailes (aussi appelée déformation moy. totale dans les graphiques). Les valeurs de A_F' / A_F correspondent au rapport de la valeur calculée de A_F' sur la valeur théorique A_F , soit 215.6 mm². Les valeurs de F_{yF}' / F_{yc} et F_{uF}' / F_{uc} correspondent au rapport de la valeur mesurée sur la valeur du coupon, pour la limite élastique et la contrainte ultime. Les rapports $P_{yF}'m$, $P_{uF}'m$, et $\delta_u'm$ correspondent aux valeurs moyennes des fusibles sans défaut (F-A-38-20-0-0), pour la charge de plastification, la charge ultime, et l'allongement à l'ultime, respectivement. Par exemple, $P_{yF}' / P_{yF}'m$ est le

rapport entre la charge mesurée qui initiait la plastification du fusible avec défaut, en kN, divisée par la charge moyenne de plastification des trois fusibles sans défaut, soit 74.7 kN.

Les premières cornières à avoir été testées sont celles de la série F-A-38-20-0-0, sans défaut. Cette série de spécimens est importante, car elle servira de référence pour évaluer l'effet des défauts. Les charges moyennes des trois essais étaient : $P_{yF}'m = 74.7$ kN et $P_{uF}'m = 105.7$ kN, pour la plastification et l'ultime. En termes de contraintes, ceci revient à des résistances moyennes de $F_{yF}'m = 356$ MPa et $F_{uF}'m = 503$ MPa. L'allongement moyen à l'ultime des trois cornières, $\delta_u'm$, était de 53.4 mm; cette valeur servira de référence pour évaluer la réduction d'allongement provoqué par un défaut. Comme on le remarque, les valeurs moyennes de $F_{yF}'m$ et $F_{uF}'m$ des trois cornières sont plus élevées que celles obtenues des coupons (C-A-L2), qui rappelons-le, étaient de 339 MPa et 488 MPa, respectivement. Les valeurs de $F_{yF}'m$ et de $F_{uF}'m$ sont 5%, pour F_y , et 3%, pour F_u , plus élevées que les valeurs des coupons. Cette observation nous porte à croire que la limite élastique est non uniforme sur l'aire de la section d'une cornière. Ainsi, la limite élastique des deux ailes peut être différente et, plus probable, elle peut aussi être différente de la limite élastique de l'acier de la partie centrale, formée par l'intersection des deux ailes et du rayon de congé joignant les ailes. On désignera d'ailleurs cette partie de la cornière comme la partie centrale, pour la continuité du mémoire. Également, il est probable que les déformations soient affectées par cette variation, ce qui indiquerait des propriétés mécaniques non-homogènes de la section. La Figure 4.6 montre la section d'une cornière, selon notre hypothèse. Les deux zones rouges ont une limite élastique F_y que l'on supposera égale pour les deux ailes, alors que la zone bleue, la partie centrale de la cornière, a une limite élastique différente.

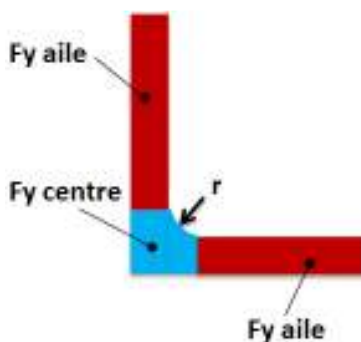


Figure 4.6: Hypothèse de la variation de F_y d'une cornière

La norme canadienne CSA G40.20 exige de caractériser l'acier d'une cornière en prélevant les éprouvettes à 1/3 de la largeur des ailes à partir du bout des ailes. Il semble que les résultats ainsi obtenus permettent de caractériser uniquement l'acier de l'aile échantillonnée, et non l'acier de toute la section de la cornière. Il est bien connu que, la résistance élastique varie entre les ailes et l'âme pour les profilés W. Sur cette base, il est donc possible que les propriétés de l'acier varient aussi dans une cornière, motivant ainsi l'hypothèse avancée. Afin de vérifier cette dernière, le programme expérimental B a été ajouté. Ce programme sera traité plus loin dans ce chapitre.

4.1.2.1 Ruptures des spécimens

Les Figures 4.7 à 4.11 présentent les ruptures observées des cinq séries de fusibles testées ainsi que le détail de leur rupture; les spécimens sont présentés dans l'ordre qu'ils ont été testés. Dans tous les cas, la rupture s'est produite au droit des défauts (avec rupture fragile) des spécimens avec une entaille, alors que la rupture était ductile pour les fusibles sans défaut.

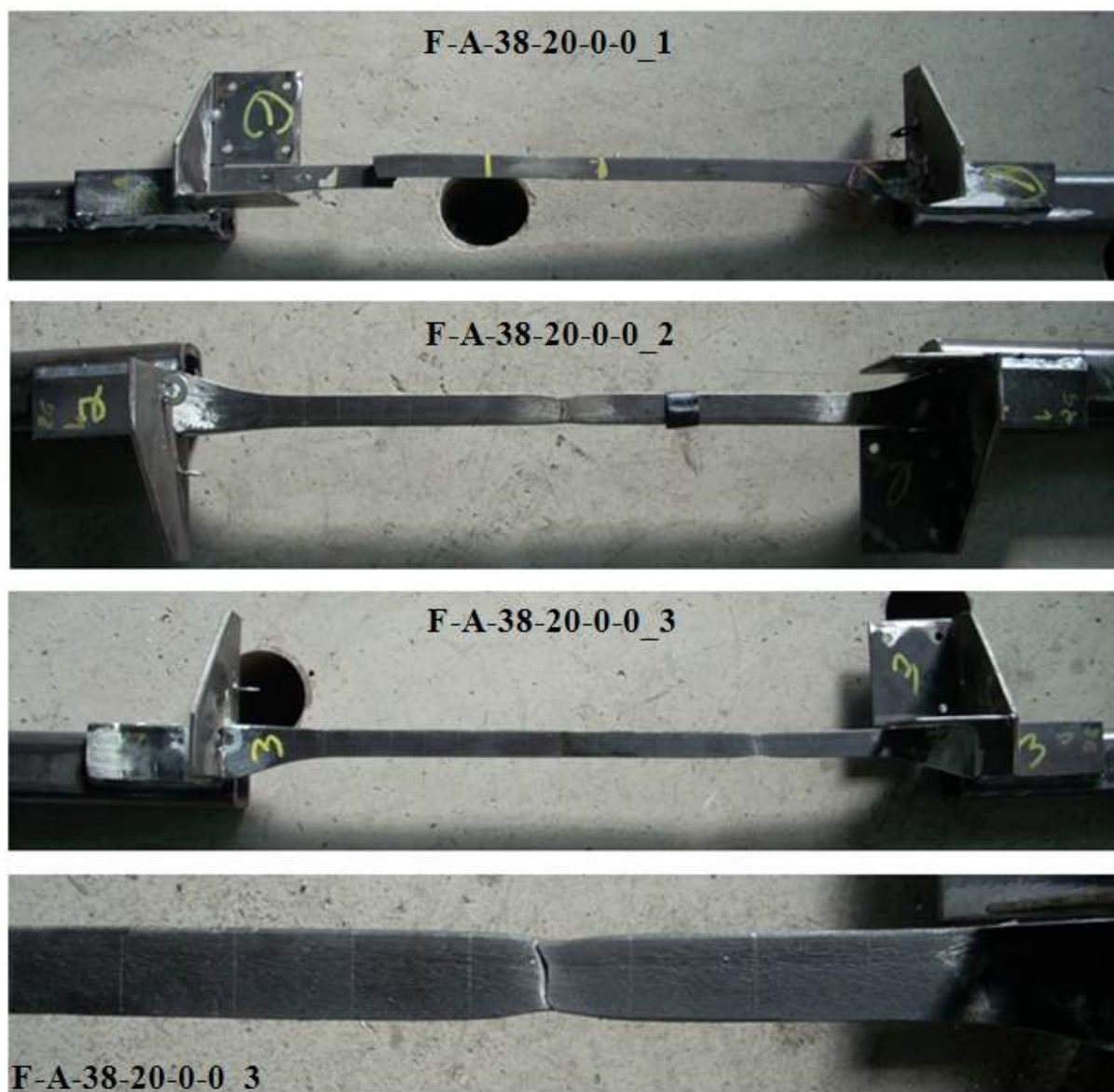


Figure 4.7: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-0-0

La Figure 4.7 présente les ruptures des spécimens de la série F-A-38-20-0-0. Le premier spécimen, F-A-38-20-0-0_1, a atteint la striction, mais l'essai a été interrompu à cause de la flexion dans le montage; ce dernier a été coupé afin de faciliter le démontage. Les deux autres essais ont été réalisés jusqu'à la rupture de la section réduite, comme en témoignent les photos. On voit que la striction s'est bien développée à l'intérieur de la longueur réduite du fusible; la rupture fut ductile dans les deux cas.

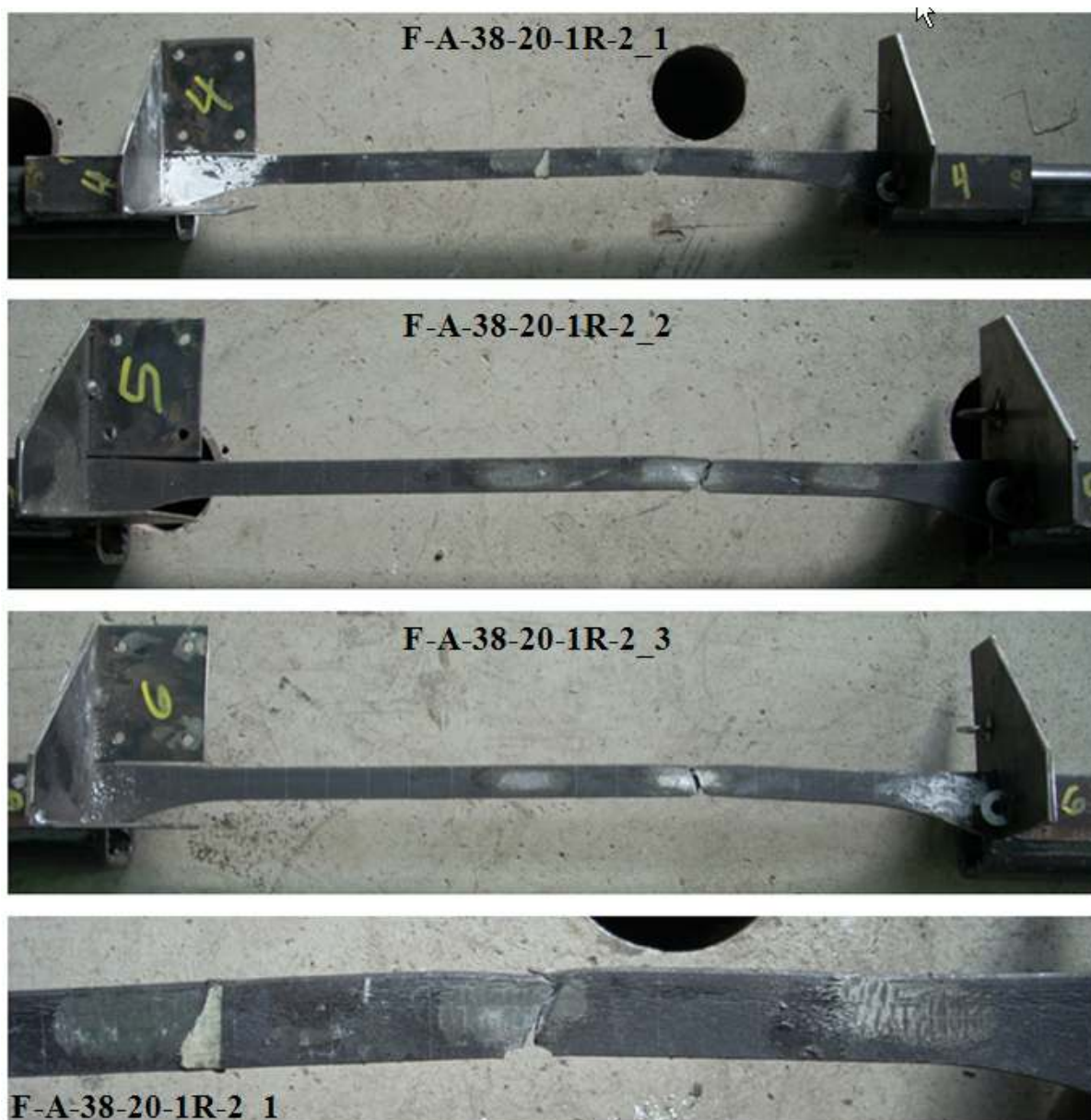


Figure 4.8: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-1R-2

La Figure 4.8 présente les ruptures des spécimens de la série F-A-38-20-1R-2. Tel qu'attendu, les ruptures se sont produites au droit du défaut pour les trois spécimens, comparativement aux spécimens sans défaut. On remarque également que les ruptures sont fragiles et qu'il y a eu peu de striction.

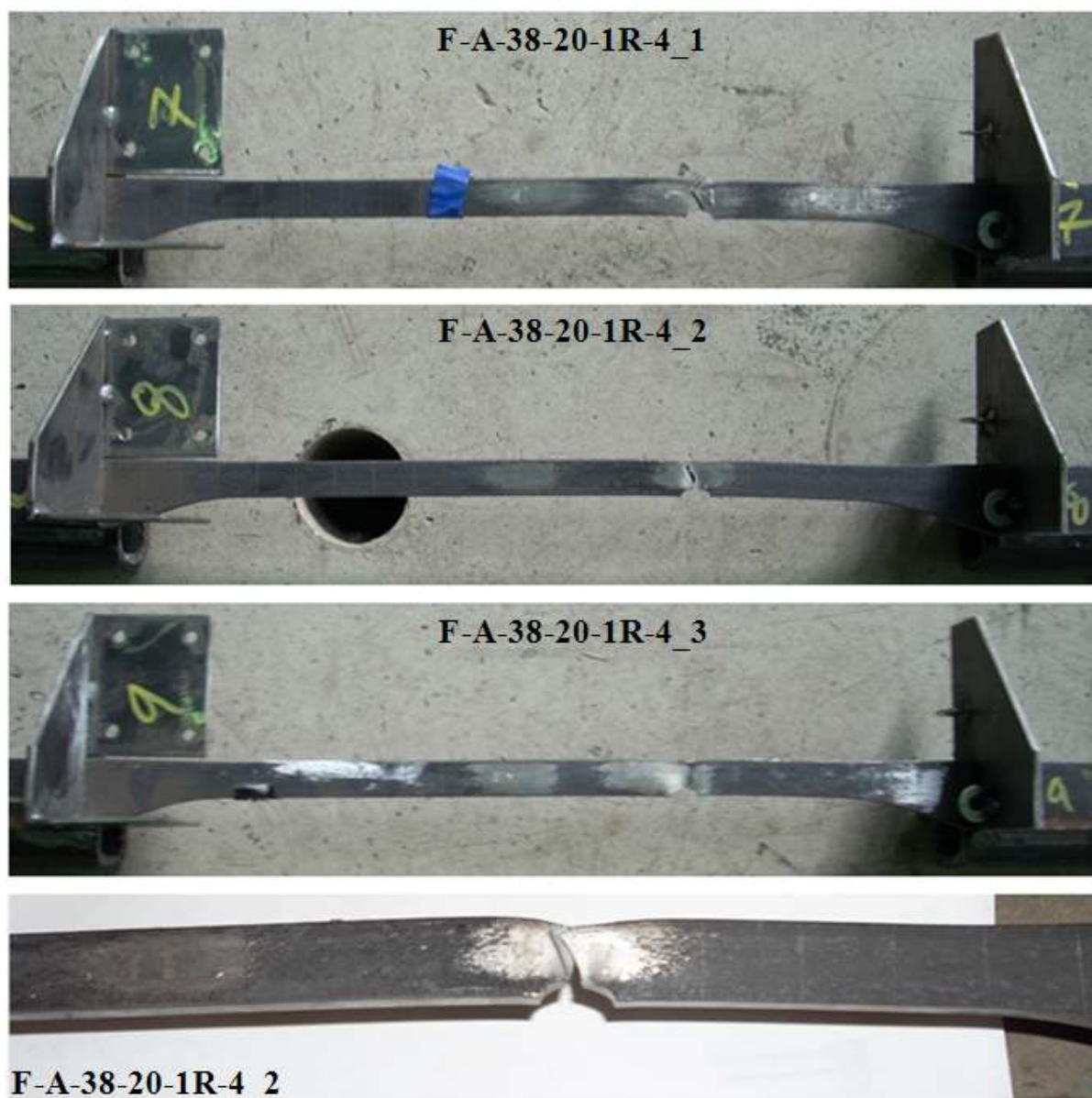


Figure 4.9: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-1R-4

La Figure 4.9 présente les ruptures des spécimens de la série F-A-38-20-1R-4. Les ruptures se sont produites également au droit du défaut, comparativement aux spécimens sans défaut. De plus, on remarque qu'une striction s'est développée au droit du défaut; celle-ci est de forme plutôt pincée.

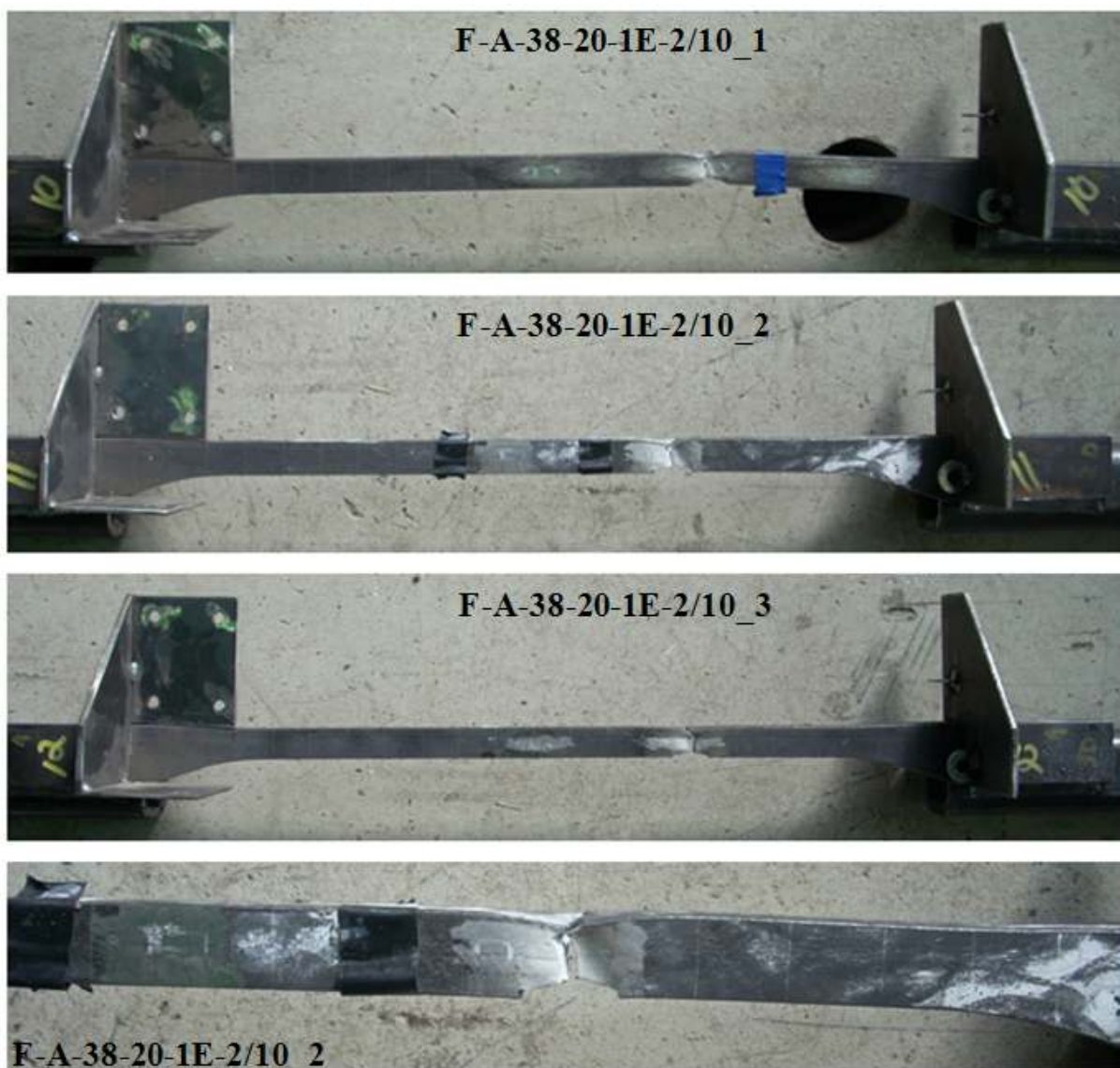


Figure 4.10: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-1E-2/10

La Figure 4.10 présente les ruptures des spécimens de la série F-A-38-20-1E-2/10. La rupture des trois spécimens s'est produite à mi-longueur du défaut en forme d'ellipse. De plus, on voit que la striction s'est beaucoup plus développée, comparativement aux deux séries précédentes, avec défaut. On remarque également que la longueur de la striction est similaire à la longueur du défaut.

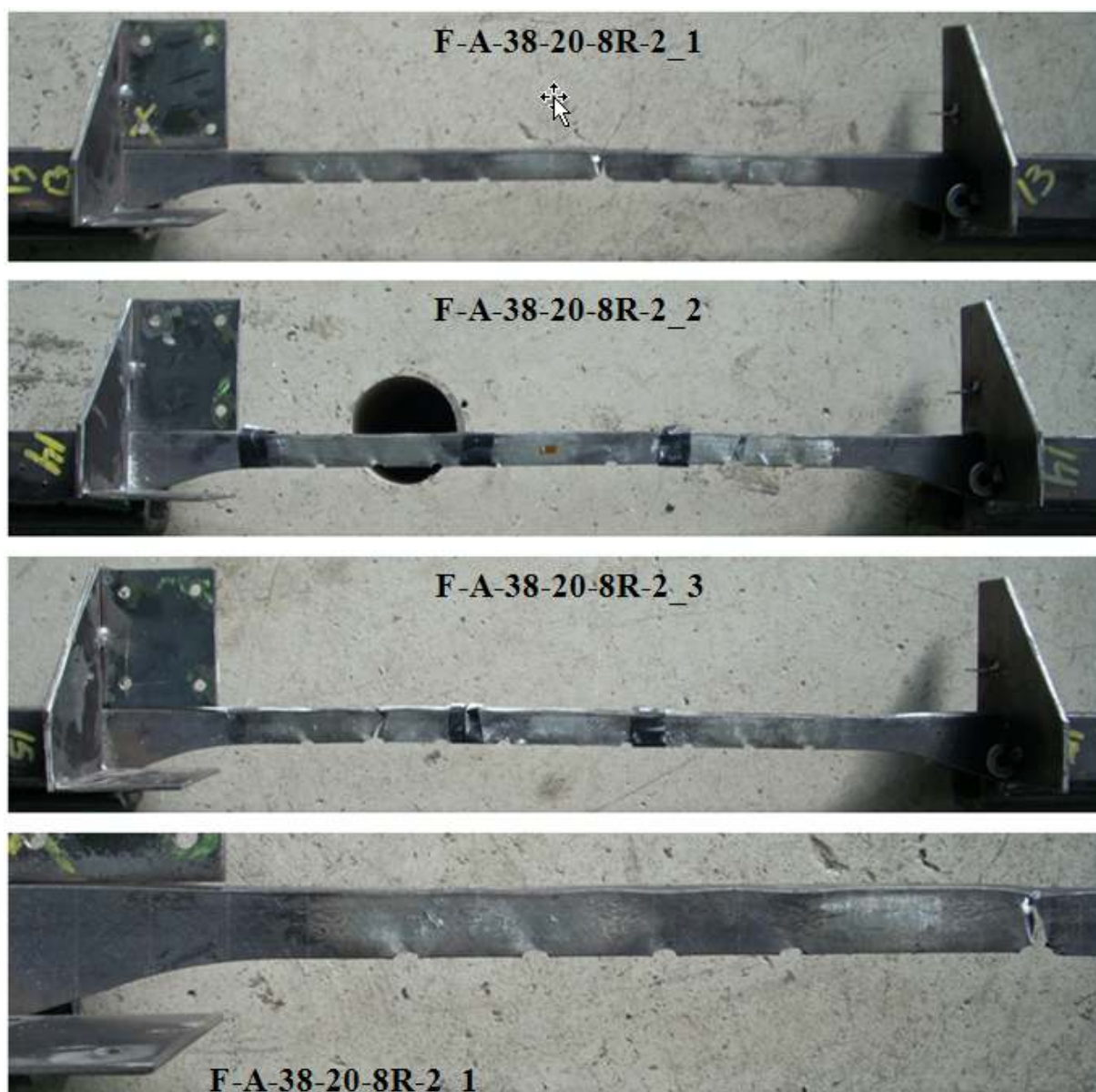


Figure 4.11: Rupture des spécimens, série F-A-38-20-8R-2

La Figure 4.11 présente les ruptures des spécimens de la série F-A-38-20-8R-2. Il est intéressant d'observer que la striction s'est développée au droit de tous les défauts; ceci confirme qu'une série de plusieurs défauts est moins critique qu'un seul défaut. Également, pour deux spécimens, la rupture s'est produite au deuxième défaut, plutôt qu'au premier.

4.1.2.2 Courbes de résultats des spécimens

Les prochaines figures présentent les courbes de résultats des essais de traction sur les spécimens. Les déformations totales reportées sont les déformations totales approximatives, ε_{TF} , de l'allongement total mesuré (incluant les transitions), δ_{TF} , sur la longueur du fusible, L_F . De plus, les allongements δ_{TF} utilisés pour déterminer ε_{TF} correspondent à la moyenne des allongements enregistrés par les deux potentiomètres. Tout d'abord, la Figure 4.12 présente les courbes contrainte-déformation totale (σ - ε_{TF}) des trois cornières sans défauts, série F-A-38-20-0-0, normalisées par rapport à la valeur moyenne de F_{yc} des coupons C-A-L2 ($\sigma_{y \text{ coupon}}$ sur le graphique).

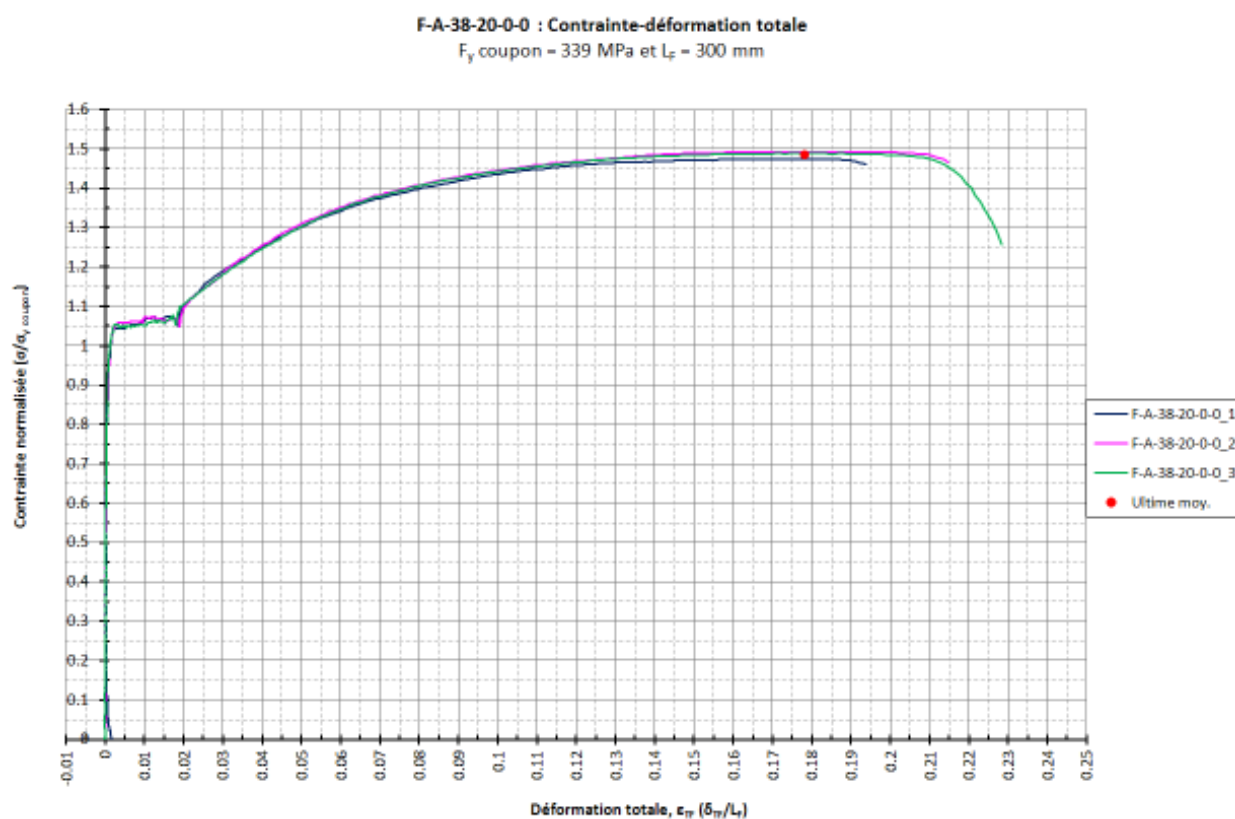


Figure 4.12: Courbes σ - ε_{TF} normalisées, série F-A-38-20-0-0 (sans défaut)

Tel qu'observé précédemment, on remarque que la plastification se produit à 1.05 fois la valeur moyenne des coupons. Le point rouge représente la moyenne des allongements mesurés à la charge ultime des trois cornières. On remarque également que les trois courbes sont identiques,

ce qui confirme que les spécimens proviennent du même lot d'acier. Les Figures 4.13 à 4.17 présentent les courbes force-déformation totale des cinq séries de cornières sans et avec défaut, normalisées sur la valeur moyenne $P_{yF'm}$ ($P_{y \text{ moy.}}$ sur les graphiques) des trois cornières sans défaut, soit 74.7 kN. Les déformations totales reportées correspondent aux déformations approximatives du fusible, ε_{TF} . Les points représentent les valeurs de déformations à l'ultime.

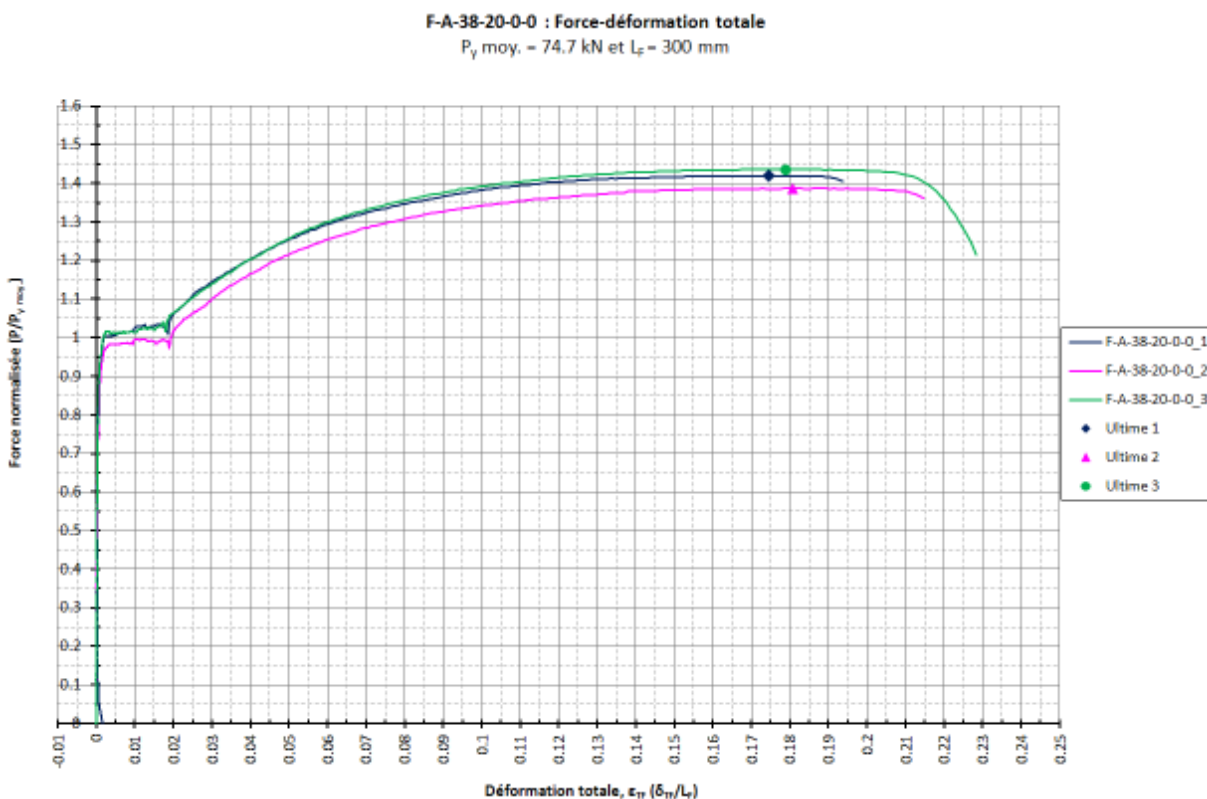
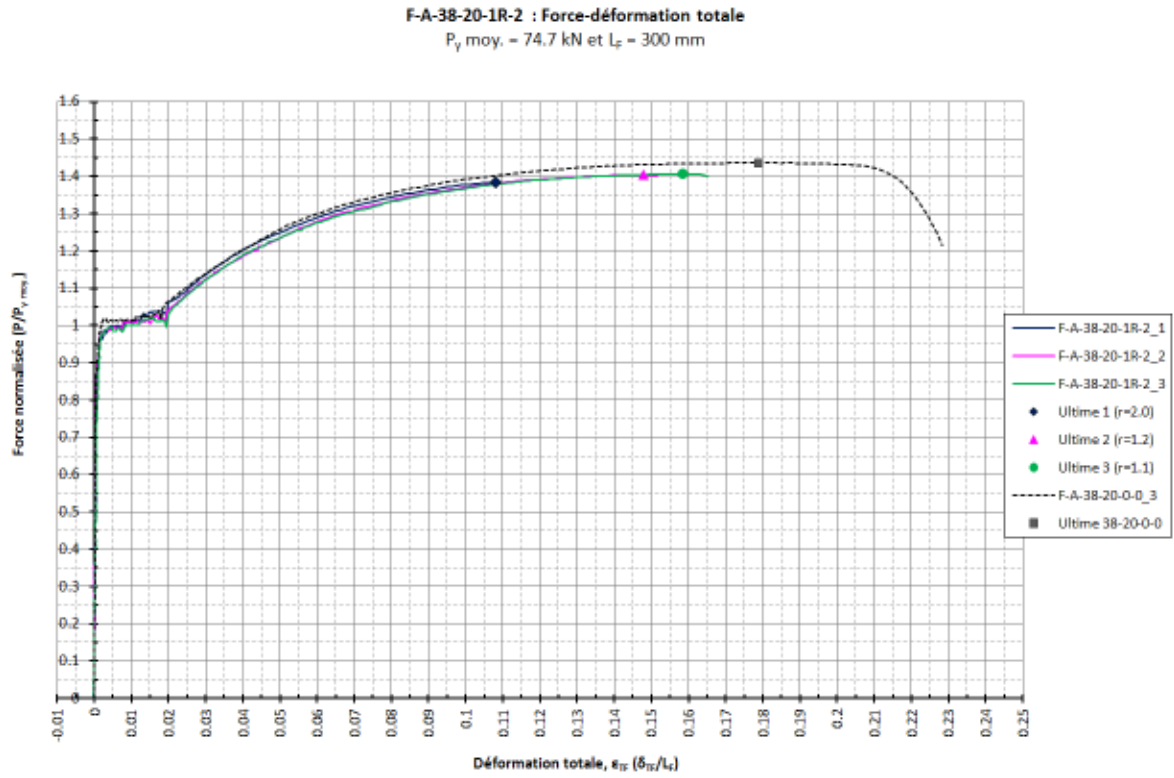
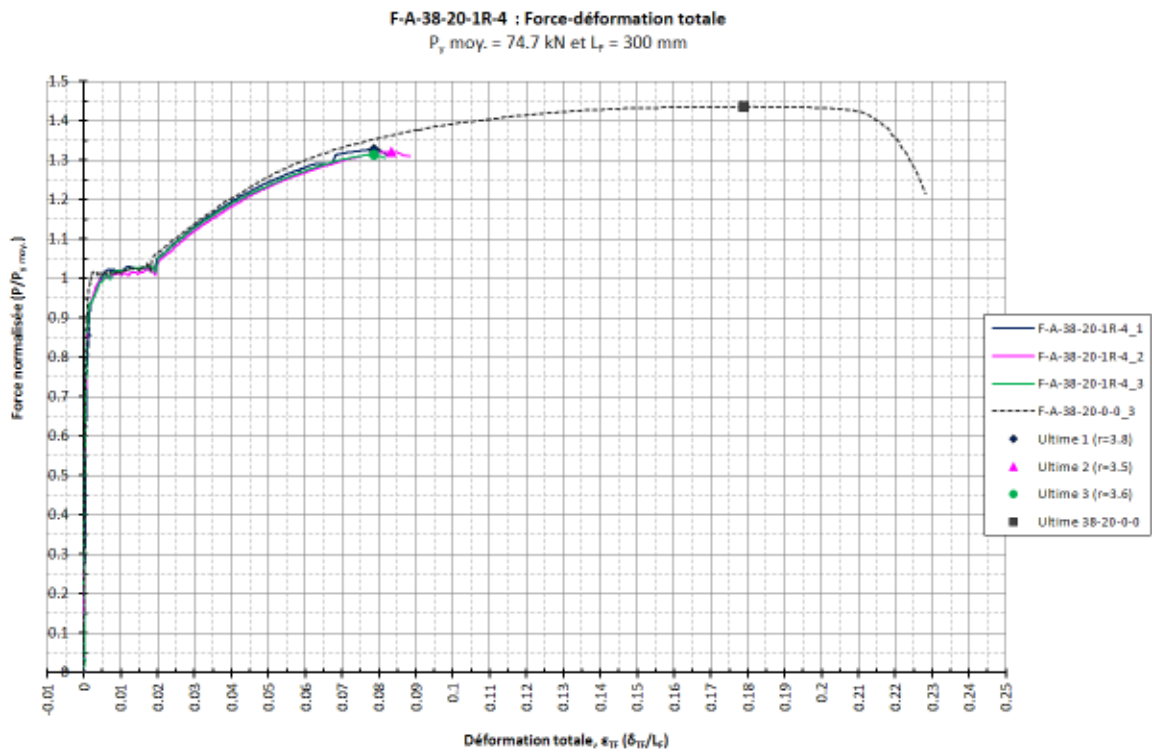


Figure 4.13: Courbes P - ε_{TF} normalisées, série F-A-38-20-0-0 (sans défaut)

Afin de mieux visualiser l'impact des défauts sur la capacité de déformation plastique des cornières avec défaut, la courbe P - ε_{TF} du spécimen F-A-38-20-0-0_3 a été ajoutée aux courbes des fusibles avec défauts.

Figure 4.14: Courbes P - ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-1R-2 (avec défaut)Figure 4.15: Courbes P - ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-1R-4 (avec défaut)

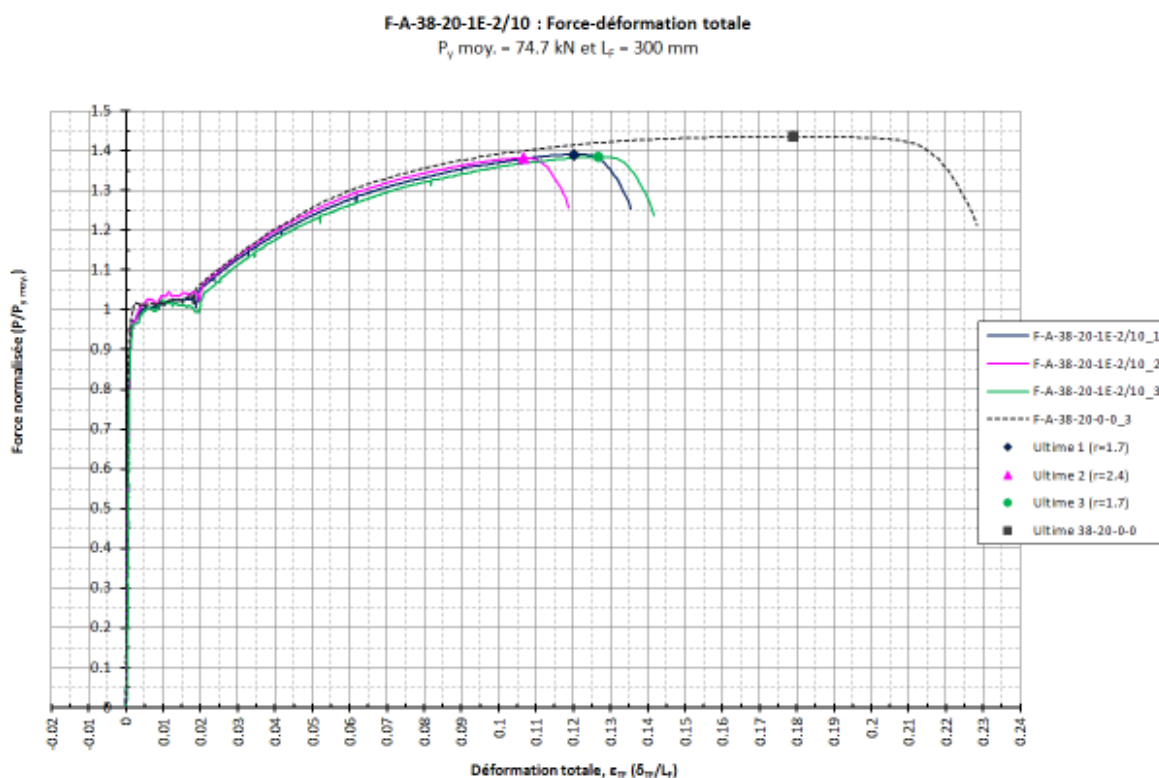


Figure 4.16: Courbes P - ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-1E-2/10 (avec défaut)

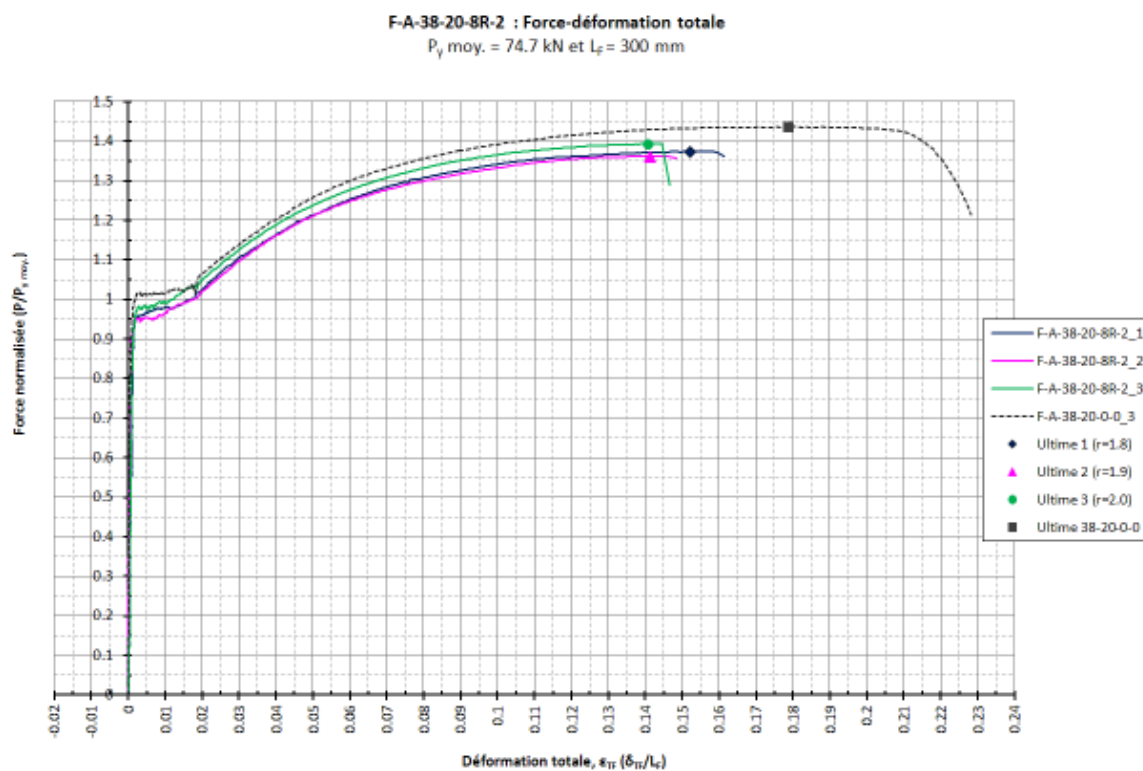


Figure 4.17: Courbes P - ϵ_{TF} normalisées, série F-A-38-20-8R-2 (avec défaut)

De ces figures, on remarque l'effet négatif des défauts sur le comportement plastique d'un fusible : ils réduisent de manière significative la capacité de déformation du fusible. Pour les spécimens sans défauts, on note que les comportements mesurés sont très semblables d'un spécimen à un autre. Les forces sont légèrement différentes en raison des différences dans l'aire de la section des fusibles. On note également des différences plus importantes entre les résultats des spécimens d'une même série avec défauts, différences que l'on attribue au fait que les défauts des cornières, dans une même série, ne sont pas identiques. D'ailleurs, on peut observer les différences entre les défauts dans les mesures données au Tableau 4.1. Ces erreurs de fabrication sont dues au fait que nous n'avions pas spécifié de tolérances lors de la fabrication des spécimens. On voit que ces différences affectent surtout le point de rupture des spécimens. On remarque également que lorsqu'il y a un défaut, la plastification se fait plus progressivement, surtout pour les spécimens de la série F-A-38-20-1R-4, en comparaison avec les fusibles sans défaut. Pour illustrer cette observation, la Figure 4.18 présente les courbes de résultats de cette série, pour les déformations de 0 à 0.05 mm/mm.

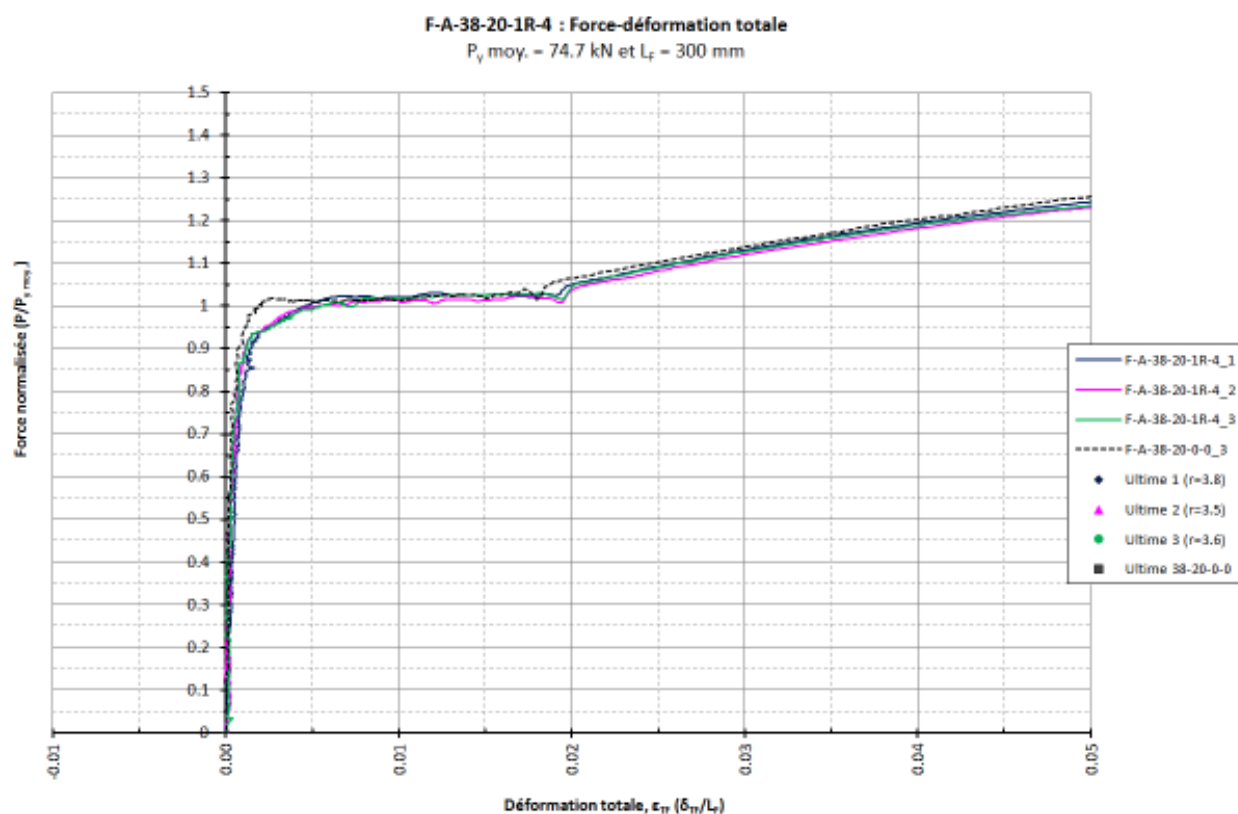


Figure 4.18: Courbes $P-\epsilon_{TF}$ normalisées, série F-A-38-20-1R-4 (avec défaut)

On peut observer qu'effectivement, il y a une plastification progressive de la section. Celle-ci est caractérisée par le changement de pente progressif, entre la phase de proportionnalité et le plateau de plastification. Ainsi, la plastification du fusible a débuté sur la section au droit du défaut, suivie de la plastification sur la section sans défaut, caractérisé par le plateau de plastification. À titre complémentaire, le Tableau 4.3 présente les valeurs de charge de plastification pour les différents spécimens, en fonction de l'aire du fusible.

Tableau 4.3: Valeurs de P_{yF} , selon l'aire de section A_F' et A_F' min

Id.	A_F'	A_F' min	$P_{yF}' (A_F')$	$P_{yF}' (A_F'$ min)	$P_{yF}'/P_{yF}'m$	$P_{yF}'/P_{yF}'m$	P_{yF}'
$F_{yF}'m = 356 \text{ Mpa}$	(mm ²)	(mm ²)	(kN)	(kN)	(A_F')	(A_F' min)	(kN)
F-A-38-20-0-0_1	212.3		75.6		1.01		75.1
F-A-38-20-0-0_2	204.7		72.9		0.98		73.5
F-A-38-20-0-0_3	212.7		75.7		1.01		75.6
F-A-38-20-1R-2_1	215.5	203.5	76.7	72.5	1.03	0.97	74.6
F-A-38-20-1R-2_2	210.6	202.8	75.0	72.2	1.00	0.97	74.3
F-A-38-20-1R-2_3	209.5	202.6	74.6	72.2	1.00	0.97	74.0
F-A-38-20-1R-4_1	213.7	190.3	76.1	67.8	1.02	0.91	76.2
F-A-38-20-1R-4_2	212.0	189.8	75.5	67.6	1.01	0.90	75.4
F-A-38-20-1R-4_3	212.0	189.1	75.5	67.3	1.01	0.90	76.0
F-A-38-20-1E-2/10_1	209.5	198.3	74.6	70.6	1.00	0.95	75.2
F-A-38-20-1E-2/10_2	212.5	197.5	75.7	70.3	1.01	0.94	76.7
F-A-38-20-1E-2/10_3	209.7	199.4	74.7	71.0	1.00	0.95	74.9
F-A-38-20-8R-2_1	209.3	198.1	74.5	70.5	1.00	0.94	73.0
F-A-38-20-8R-2_2	208.5	196.5	74.2	70.0	0.99	0.94	71.2
F-A-38-20-8R-2_3	213.5	200.6	76.0	71.4	1.02	0.96	73.5

Dans le tableau, $P_{yF}'(A_F')$ est la charge de plastification, en kN, obtenue en multipliant la valeur de $F_{yF}'m$ des fusibles sans défaut, par A_F' . La valeur $P_{yF}'(A_F')$ correspond à la charge de plastification, en kN, pour l'aire de fusible minimale, A_F' min. Les valeurs de charges sont ensuite normalisées sur la valeur moyenne de charge de plastification des fusibles sans défaut ($P_{yF}'m$), soit 74.7 kN. Ainsi, on voit que pour les spécimens de la série F-A-38-20-1R-4, la plastification au droit du défaut devrait survenir autour de $0.90 \cdot P_{yF}'m$. En se référant à la Figure 4.18, on voit que le début de la plastification progressive, qui correspond également à la fin de la phase linéaire, s'est produit autour de cette valeur.

Tel que mentionné en début de section, les allongements δ_{TF} utilisés pour déterminer ε_{TF} correspondent à la moyenne des allongements enregistrés par les deux potentiomètres, installés sur chaque aile. Les Figures 4.19 à 4.23 montrent les lectures de cordes des deux ailes, normalisées sur la longueur du fusible (L_F), pour un spécimen de chaque série. Ainsi, on peut observer le différentiel d'allongement qui existe entre les deux ailes.

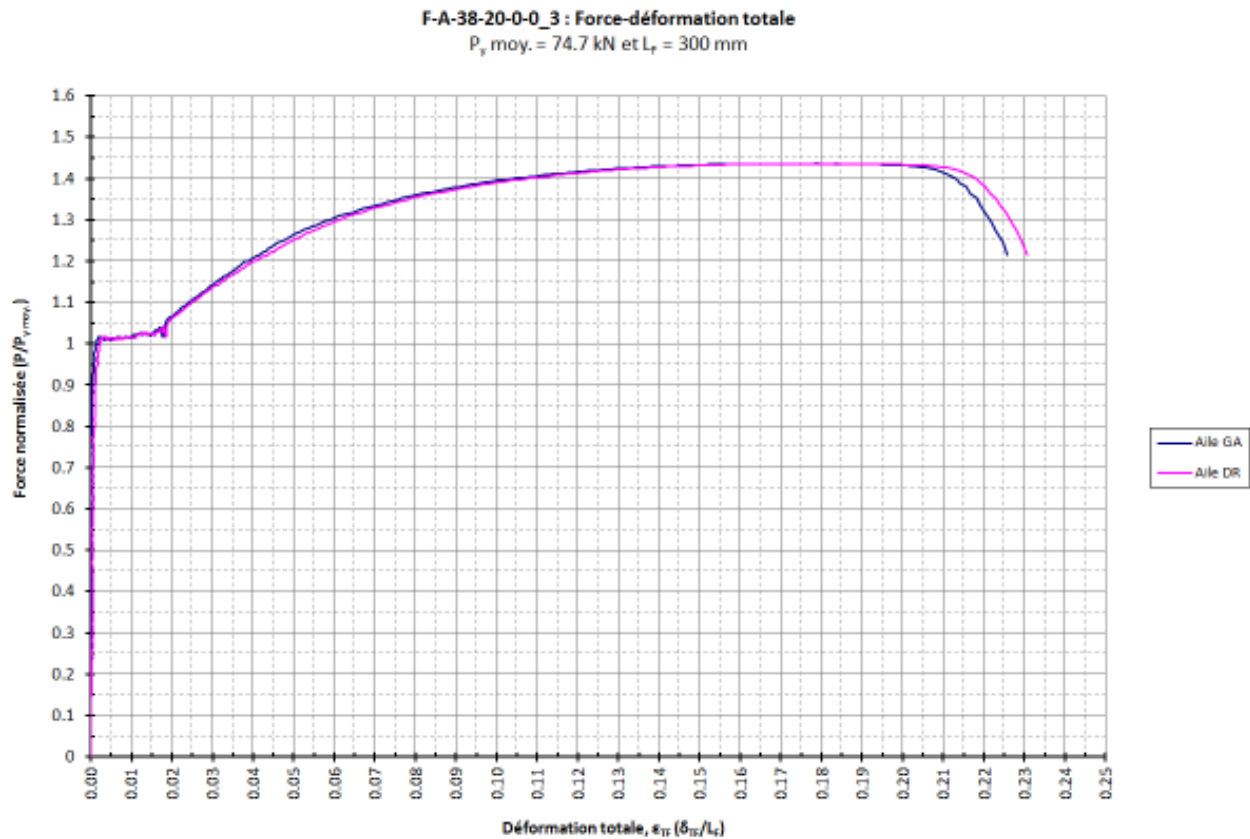


Figure 4.19: Courbes $P-\varepsilon_{TF}$ des ailes du spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)

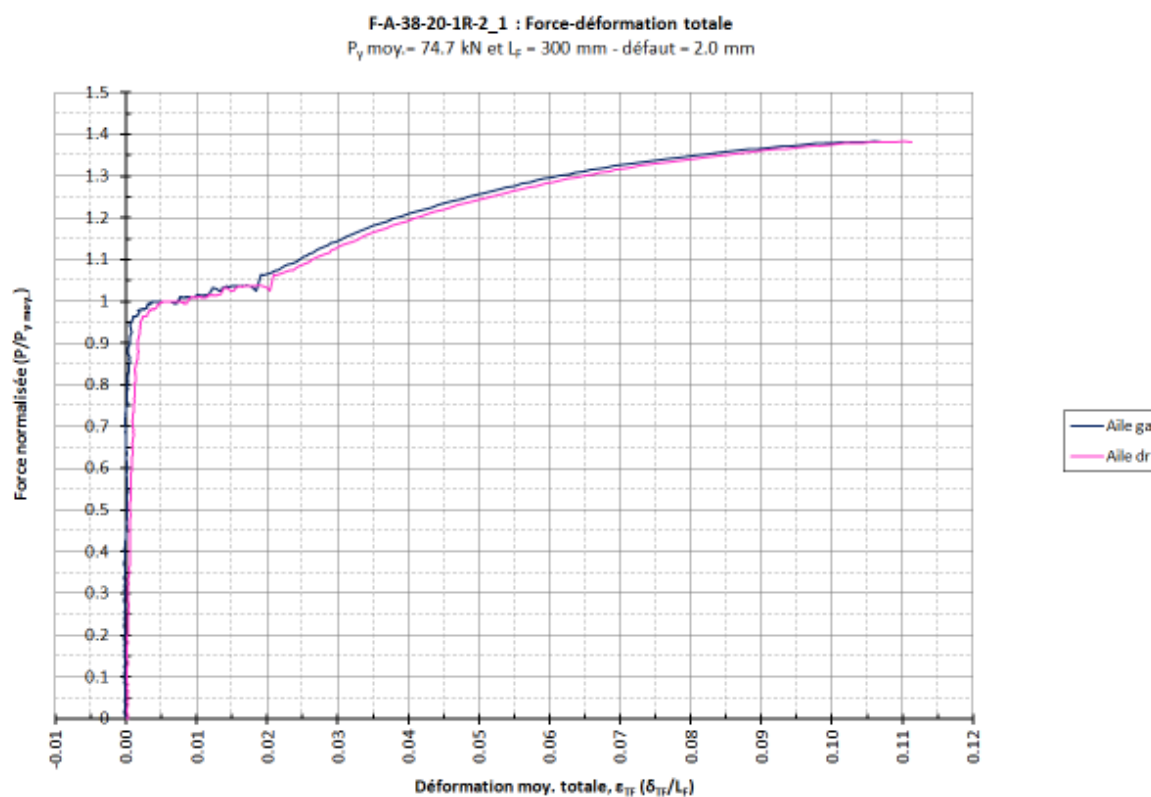


Figure 4.20: Courbes P - ϵ_{TF} des ailes du spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)

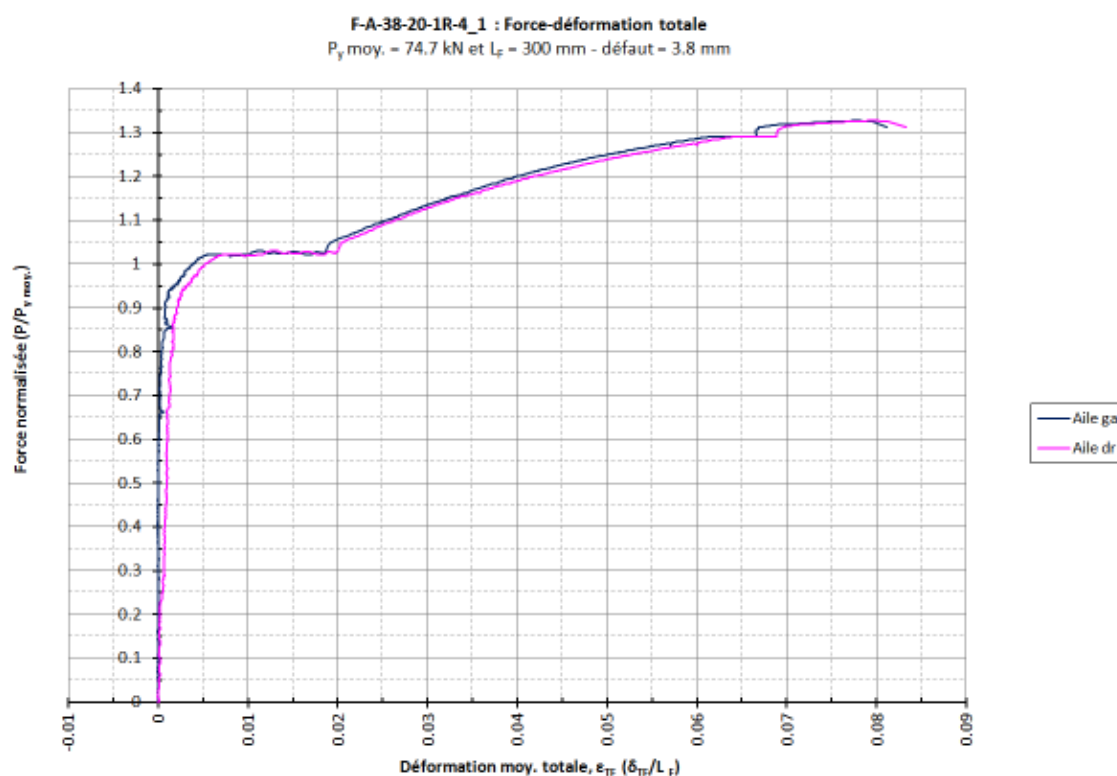


Figure 4.21: Courbes P - ϵ_{TF} des ailes du spécimen F-A-38-20-1R-4_1 (avec défaut)

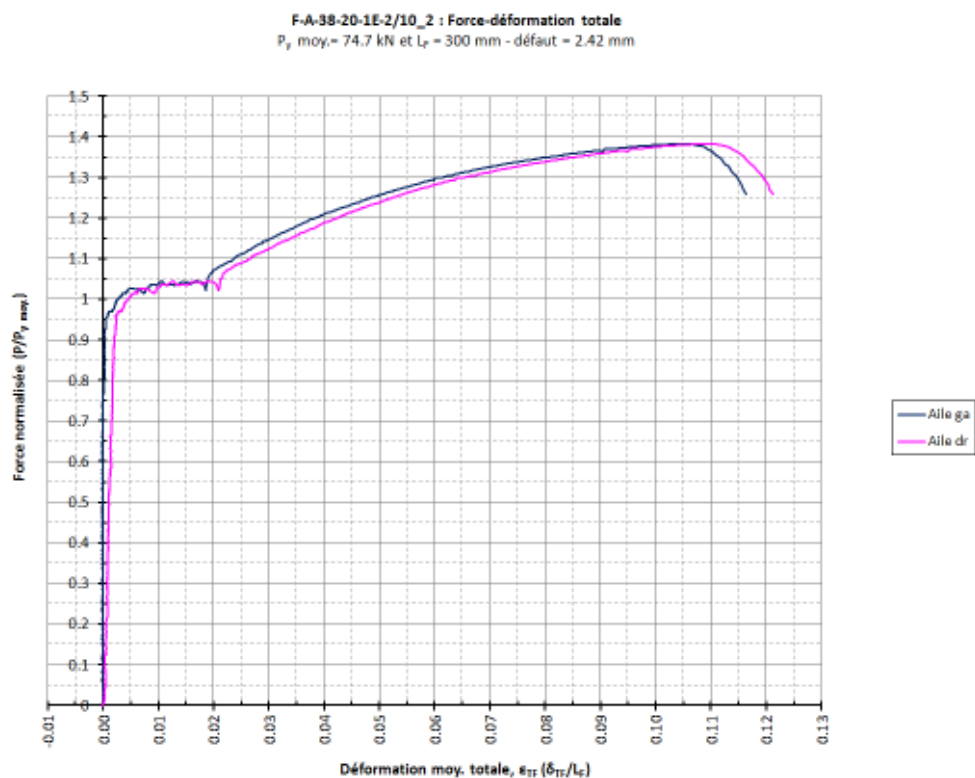


Figure 4.22: Courbes $P-\epsilon_{TF}$ des ailes du spécimen F-A-38-20-1E-2/10_2 (avec défaut)

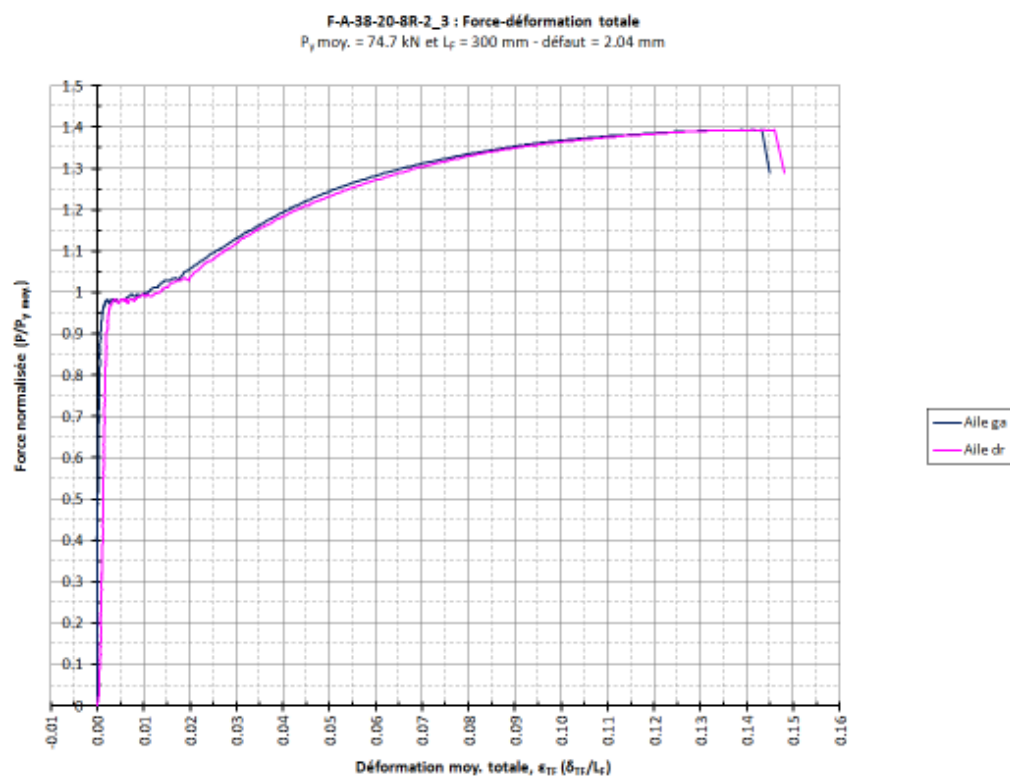


Figure 4.23: Courbes $P-\epsilon_{TF}$ des ailes du spécimen F-A-38-20-8R-2_3 (avec défaut)

On remarque que pour le spécimen sans défaut montré, Figure 4.19, les allongements enregistrés des deux ailes sont similaires jusqu'à la phase de rupture; cette observation est aussi vraie pour les deux autres spécimens sans défaut. Pour les fusibles avec défauts, on voit qu'il y a un léger décalage entre les allongements des deux ailes. Ainsi, l'aile avec le défaut se déformait plus que l'aile sans défaut. Par conséquent, les valeurs d'allongement aux quatre points d'intérêt, δ_y , δ_{sh} , δ_u , δ_{max} , sont légèrement différentes entre les deux ailes d'un fusible comportant un défaut sur l'une des deux ailes. Par contre, on voit que l'écart est plutôt minime (3 mm max).

4.1.2.3 Lectures des jauges de déformations

La Figure 4.24 présente les deux courbes contrainte-déformation normalisées du spécimen F-A-38-20-0-0_3 sur la valeur de F_{yc} des coupons de caractérisation. Les déformations sont les déformations locales enregistrées des deux jauges situées sur la face extérieure de l'aile droite. Le trait bleu correspond aux déformations de la jauge placée à mi-longueur du fusible, alors que le trait magenta est la jauge au début de la section réduite (dr BAS ext), à la fin de la transition.

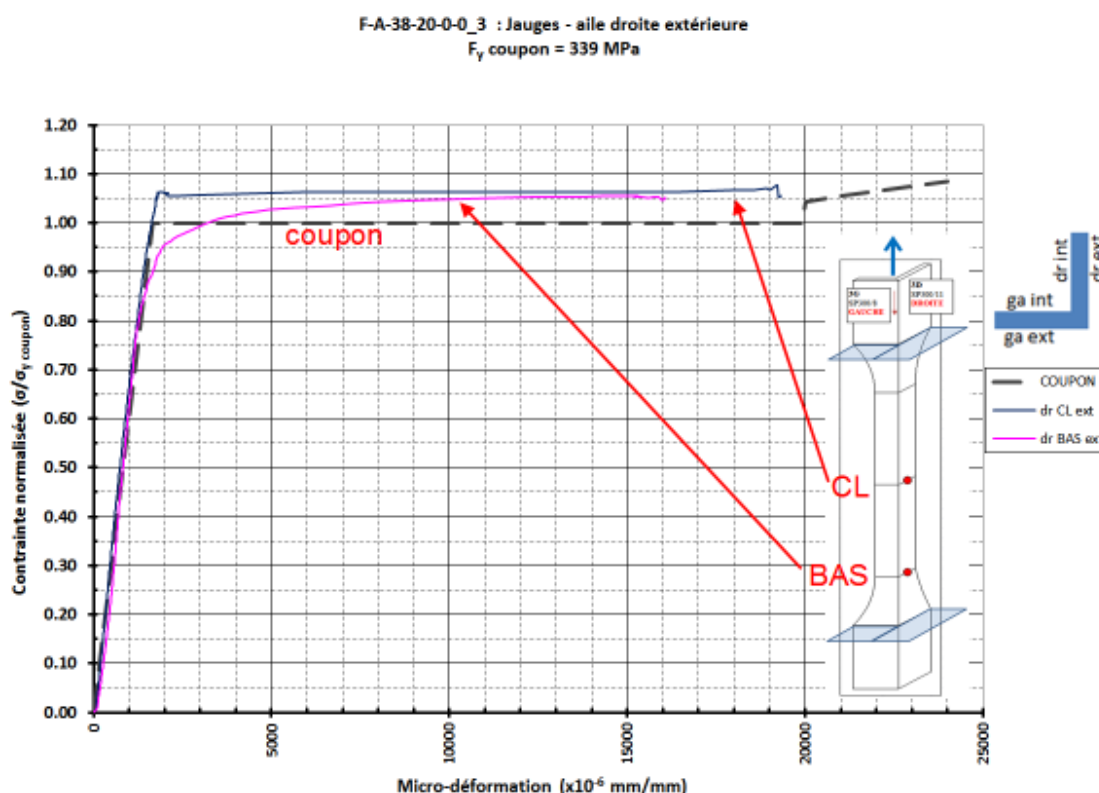


Figure 4.24: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)

Le trait en gris pointillé correspond à la courbe moyenne des coupons C-A-L2. Comme on peut l'observer, les déformations sont identiques à celle du coupon dans la phase linéaire. Par contre, les déformations mesurées à la fin de la section réduite s'écartent des déformations mesurées à mi-longueur du fusible, à mesure que le spécimen atteint le point de plastification. Ce glissement des déformations est provoqué par la flexion de la cornière. En effet, comme l'axe de chargement de la presse et le centre de cisaillement de la cornière ne coïncident pas au départ, alors ce désaxement cause une flexion de la cornière. Cette flexion se produit tout au long du fusible, jusqu'à mi-longueur de ce dernier, alors que les rotations se produisent principalement au début des zones de transition (fin de la section réduite). L'aire de section à mi-longueur du fusible, quant à elle, ne fait que se déformer axialement. En effet, la jauge du centre montre que la cornière s'est déformée, au niveau local, d'une manière identique au coupon, alors que la jauge du bas affiche un changement de phase plus graduel entre la fin de la phase de proportionnalité et le plateau de plastification.

La Figure 4.25 présente les lectures des jauges du spécimen F-A-38-20-0-0_1, situées au début de la section réduite de la cornière.

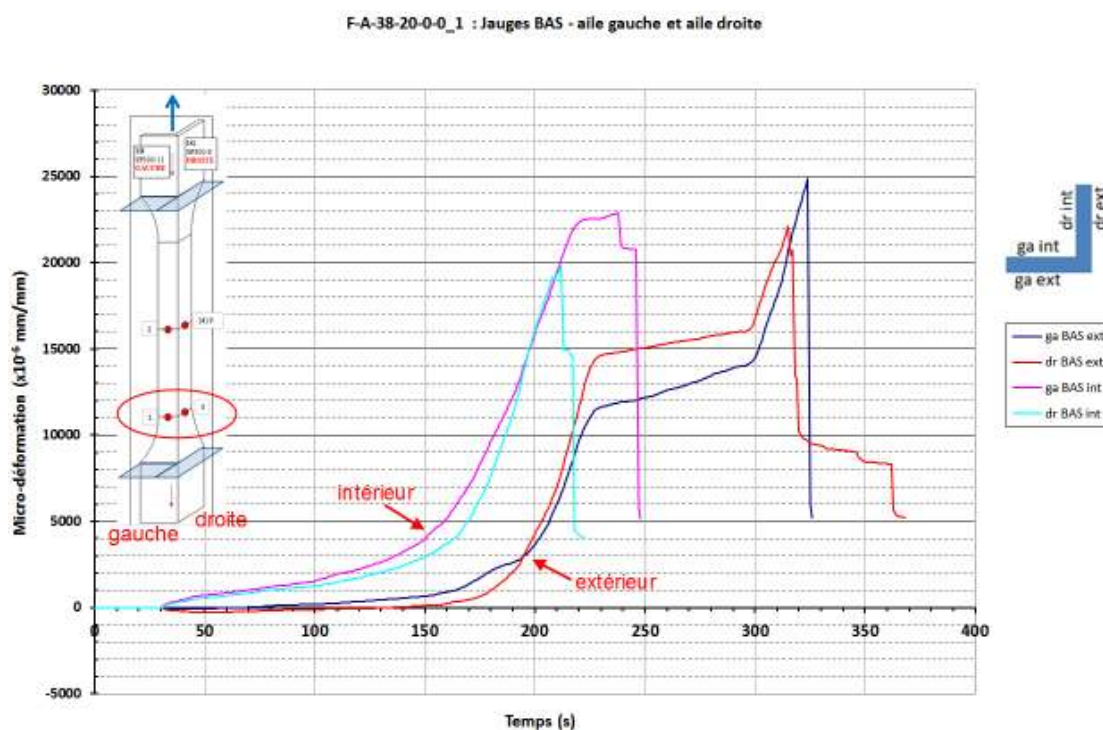


Figure 4.25: Lectures des jauges du bas, spécimen F-A-38-20-0-0_1 (sans défaut)

Tel que déjà indiqué, les lectures présentées sont celles des jauges situées au début de la partie réduite du fusible (jauges du bas). En effet, une paire de jauges avait été installée sur les faces intérieures et extérieures de chaque aile, à cet endroit stratégique du fusible. On voit que les jauges intérieures se sont déformées bien avant les jauges extérieures, dues à la flexion de la cornière dans cette partie du fusible. Dans l'assemblage d'un FDA réel, il est fort probable que cette flexion aux extrémités du fusible sera beaucoup moindre. En effet, au contraire du montage d'essai utilisé, la diagonale du contreventement (HSS) est continue sur toute la longueur des cornières; elle offre ainsi un support latéral aux cornières et limite leur déplacement transversal. De cet essai, on suggère de prolonger le HSS du montage dans les essais futurs, afin de créer des conditions similaires.

La Figure 4.26 montre les lectures des jauges extérieures de l'aile droite du spécimen F-A-38-20-0-0_3.

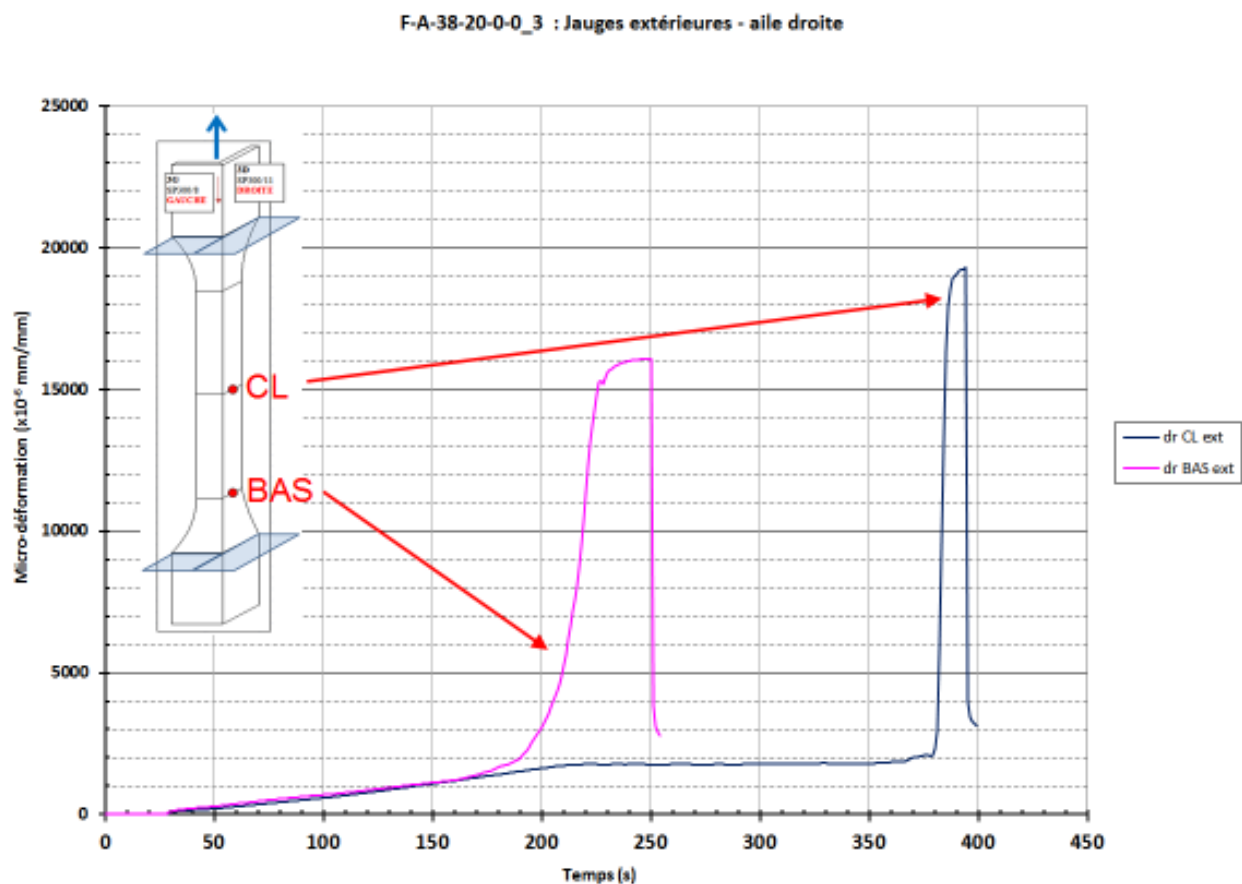


Figure 4.26: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)

De la Figure 4.26, on voit que jusqu'à 165 secondes, les deux jauges se déforment de manière similaire, ce qui indique que les déformations en régime élastique sont pratiquement uniformes sur toute la longueur du fusible. À ce point, les déformations de la jauge du bas augmentent graduellement pour atteindre et dépasser la limite élastique, démontrant une plastification progressive de l'acier produite par le chargement axial et la rotation de la cornière à cet endroit, alors que la jauge à mi-longueur indique que l'acier au centre du fusible demeure élastique. Comme on le remarque, la plastification survient à mi-longueur du fusible plusieurs secondes plus tard.

La Figure 4.27 présente les lectures des deux jauges extérieures de l'aile droite du spécimen F-A-38-20-0-0_2.

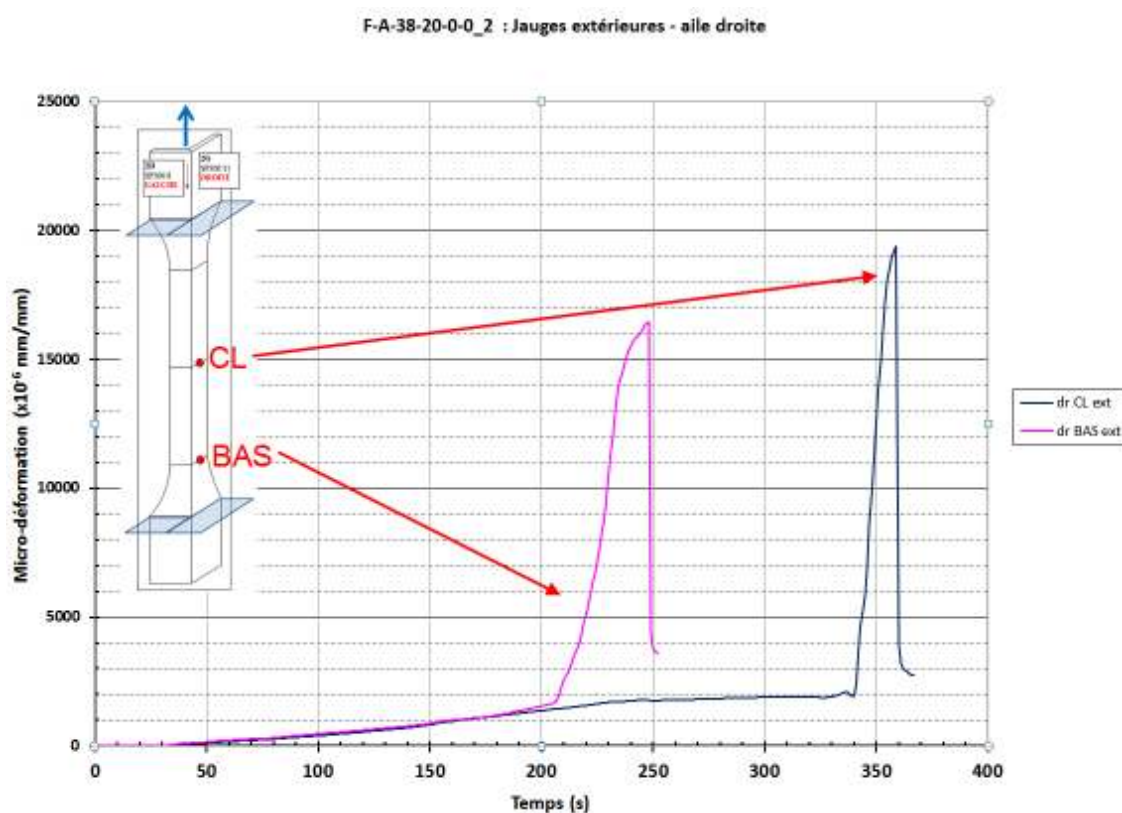


Figure 4.27: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-0-0_2 (sans défaut)

Sur la Figure 4.27, le comportement est similaire à celui du spécimen précédent de cette même série. On voit que, dans les deux cas, c'est la jauge du bas, située au début de la section réduite,

qui se déforme inélastiquement en premier. Ainsi, les Figures 4.26 et 4.27 montrent que c'est cette partie du fusible qui se plastifie d'abord et que la plastification se propage ensuite sur la longueur du fusible. Ces observations suggèrent que la fin de la zone transition, au début de la section réduite, doit être sans défaut de fabrication afin d'éviter une rupture prématurée à cet endroit, et ainsi permettre la plastification du fusible sur sa longueur. Le même comportement a d'ailleurs été observé dans les analyses par éléments finis, comme cela sera montré plus loin.

Les prochaines figures présentent les lectures dans le temps des jauges pour des spécimens avec défauts. La lecture de la jauge placée vis-à-vis du défaut a été ajoutée. La Figure 4.28 présente les lectures des jauges, face extérieure de l'aile droite, du spécimen F-A-38-20-1R-2_2. Celui-ci avait un défaut demi-circulaire de 1.20 mm de profondeur.

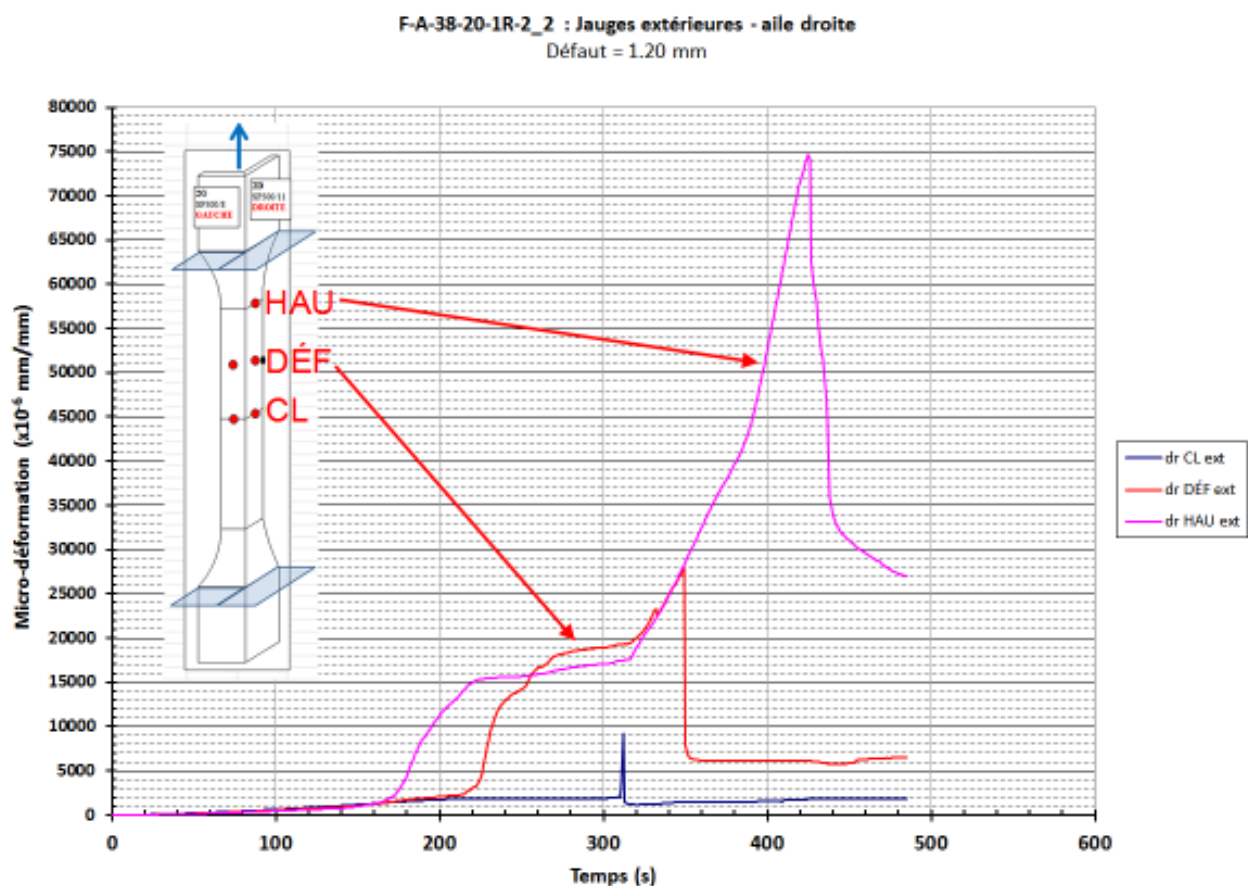


Figure 4.28: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-1R-2_2 (avec défaut)

De la Figure 4.28, on remarque le même déphasage entre les jauges au début et au centre de la section réduite que dans le cas des spécimens sans défaut. L'augmentation des déformations dans les jauges du haut affiche une forme arrondie, ce qui indique une flexion à cet endroit, comme dans le cas des spécimens sans défauts. On note cependant que les déformations dans la jauge vis-à-vis du défaut atteignent la plastification plus rapidement qu'au centre du fusible. Le défaut a moins de 2 mm de profondeur (1.20 mm) et on remarque que la plastification vis-à-vis du défaut survient plus tard pour ce spécimen, après la plastification au début de la section réduite. Ceci montre que la profondeur du défaut n'était pas suffisante pour provoquer la plastification au droit de ce dernier. Par contre, on s'attend à ce que la déformation au droit du défaut augmente plus rapidement si la profondeur de ce dernier augmente.

Toujours au même graphique, on constate également que la jauge du haut se déforme jusqu'à ce que la section au défaut commence à se plastifier à son tour; la jauge du haut est alors au début de l'écrouissage. Pendant que la section au droit du défaut se plastifie, la jauge du haut affiche une déformation constante; elle est en mode « veille ». Une fois que la jauge au défaut atteint à son tour l'écrouissage, elle tombe alors aussi en mode « veille » avec la jauge précédente, le temps que la plastification se propage jusqu'à la section du centre. Enfin, on remarque qu'une fois que la partie du centre se plastifie et atteint le début d'écrouissage, alors les jauges précédentes sortent du mode « veille »; l'écrouissage se fait alors de manière uniforme sur toute la longueur réduite. En résumé, la plastification se propage sur la longueur de la section réduite; une fois qu'une section atteint l'écrouissage, elle tombe alors en mode veille jusqu'à ce que toute la longueur de la section réduite soit plastifiée et atteigne le début de l'écrouissage. L'écrouissage se produit alors également, en même temps, sur toute la longueur réduite.

La Figure 4.29 présente les lectures des jauges extérieures de l'aile droite du spécimen F-A-38-20-1R-4_1. Celui-ci avait un défaut demi-circulaire de 3.80 mm de profondeur.

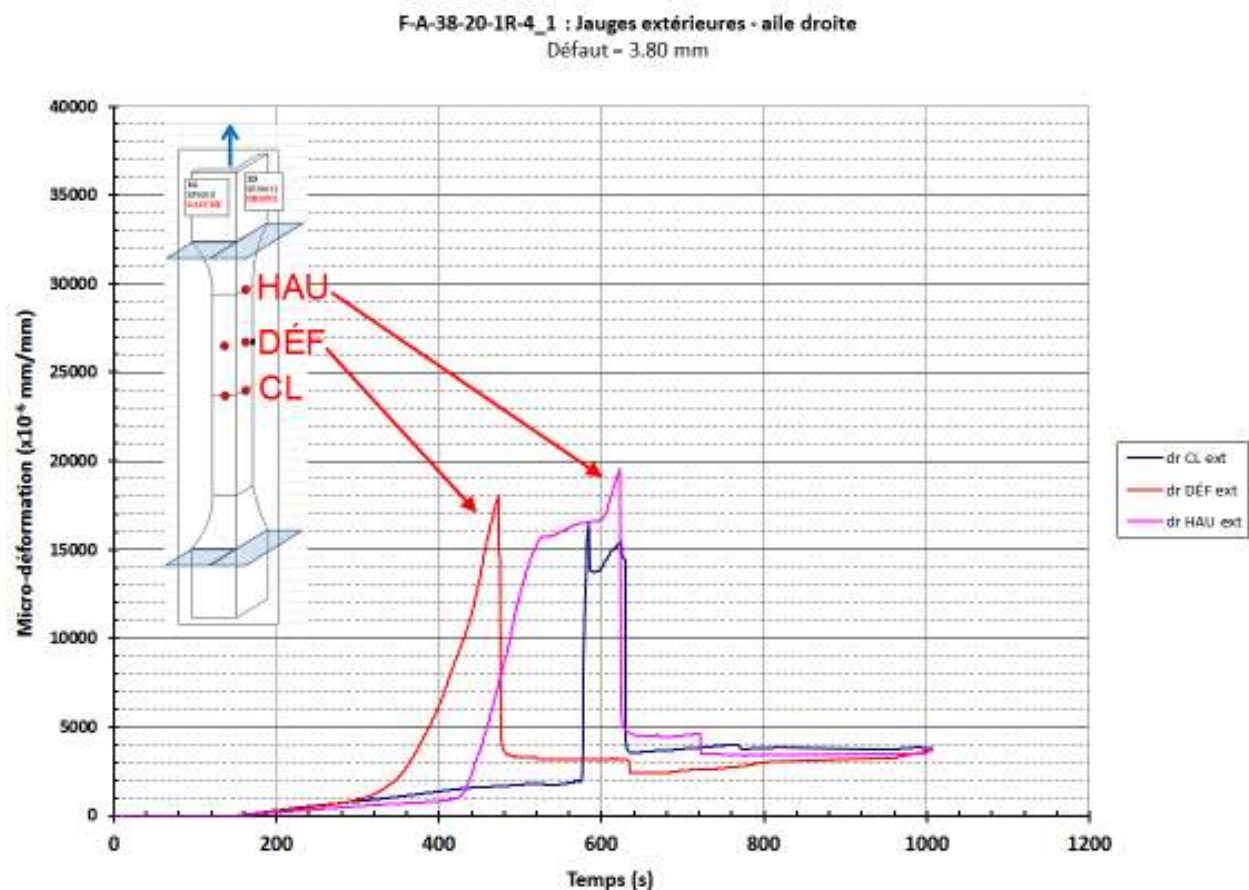


Figure 4.29: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-1R-4_1 (avec défaut)

Cette fois-ci, on remarque que c'est l'aire de section au droit du défaut (DÉF) qui se plastifie d'abord, bien avant la plastification de la section au début de la longueur de section réduite (HAU). Ceci confirme la tendance à l'effet que la déformation, ou la contrainte, augmente plus rapidement au droit d'un défaut lorsque la taille du défaut augmente. Les constatations faites précédemment sont encore observées : la plastification de la section située à mi-longueur de la section réduite est la dernière à se produire.

La Figure 4.30 présente les lectures des jauges extérieures de l'aile droite du spécimen F-A-38-20-1E-2/10_1. Celui-ci avait un défaut elliptique de 1.72 mm de profondeur. Étant donné que le défaut a une profondeur de plus de 1.5 mm de profondeur, ceci nous laisse croire que la plastification débutera au droit du défaut.

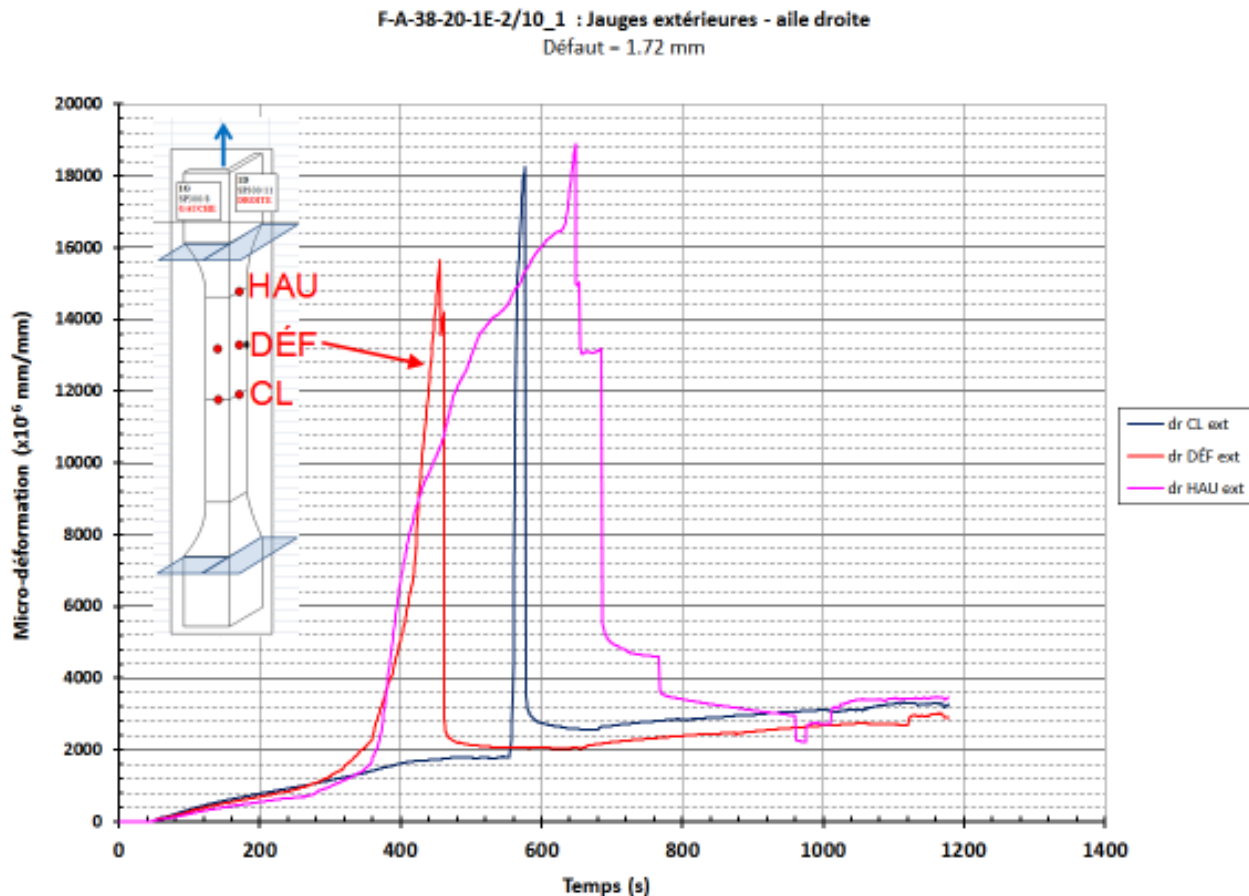


Figure 4.30: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-1E-2/10_1 (avec défaut)

On voit que la plastification se produit presque simultanément au droit du défaut et au début de la section réduite. La plastification se produit beaucoup plus tard au centre de la section réduite. Ainsi, pour ce type de défaut, cette profondeur semble être une profondeur limite pour le début de la plastification au droit du défaut. Par conséquent, pour un défaut d'une profondeur supérieure à 1.72 mm, la plastification débutera au droit de ce dernier, alors que pour une profondeur inférieure à 1.72 mm, la plastification débutera au début de la partie réduite du fusible.

La Figure 4.31 présente les lectures des jauges extérieures de l'aile droite du spécimen F-A-38-20-1E-2/10_1. Celui-ci avait une série de 8 défauts demi-circulaire de 2.04 mm de profondeur, en moyenne.

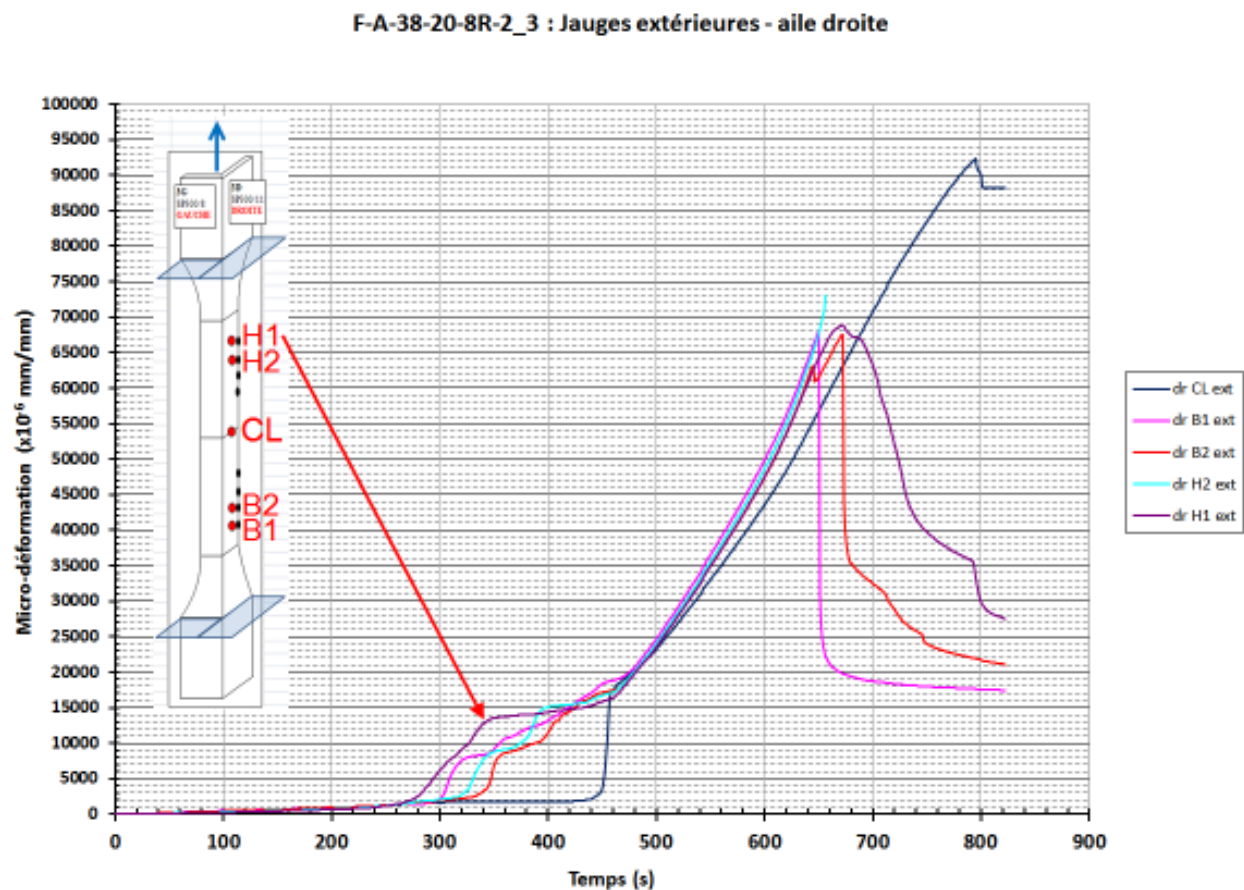


Figure 4.31: Lectures des jauges de l'aile droite, spécimen F-A-38-20-8R-2_3 (avec défaut)

On constate que la plastification se produit presque simultanément à tous les défauts, avant la plastification au centre de la section réduite. Il existe toutefois un léger décalage dans le temps entre les déformations à chacun des défauts, dû à la plastification progressive sur la longueur du fusible. D'ailleurs, on remarque que ce sont les deux premières jauges (B1 et H1) situées au premier défaut suivant le début de la section réduite du fusible qui se plastifient en premier, suivies des jauges B2 et H2 situées au deuxième défaut. De plus, on constate qu'une fois que la plastification s'est propagée et que l'érouissage débute à mi-longueur. Enfin, le décalage entre les déformations vis-à-vis les défauts s'estompe et toutes les déformations rejoignent celle mesurée à la section à mi-longueur du fusible.

4.1.2.4 Influence des défauts, essais en laboratoire

La Figure 4.32 présente la courbe force-déformation totale de spécimens ayant différents défauts. Les charges sont normalisées sur la charge moyenne de plastification des spécimens sans défaut, soit 74.7 kN. Les déformations sont les déformations totales approximatives du fusible, incluant les déformations des zones de transition. Les défauts des spécimens choisis sont de formes différentes et de profondeurs différentes, sauf pour les trois spécimens de la série F-A-38-20-1R-2. Également, les courbes sont placées en ordre croissant de la profondeur des défauts. D'ailleurs, la profondeur des défauts des spécimens présentés est reprise sur la figure.

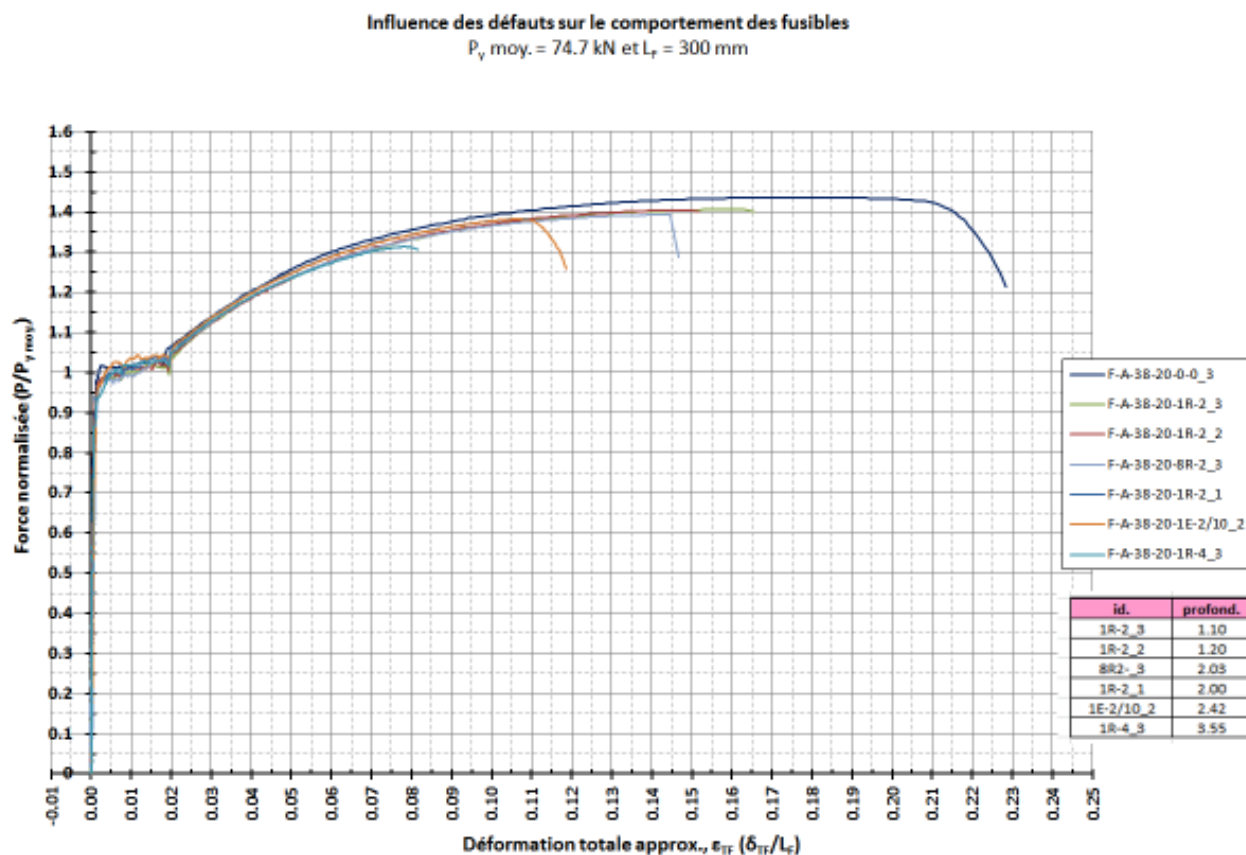


Figure 4.32: Effet des défauts sur le comportement des fusibles (a)

Le graphique de la Figure 4.32 permet de bien visualiser l'effet de la profondeur d'un défaut sur le comportement ductile d'une cornière à section réduite (fusible) : il réduit en fonction de la profondeur de l'entaille présente. À noter que la courbe du spécimen F-A-38-20-1R-2_1 est

cachée par la courbe du spécimen F-A-38-20-1E-2/10_2; en fait, les deux spécimens ont atteint leur point ultime aux mêmes endroits, soit à 0.11 mm/mm. D'abord, on remarque que les défauts n'affectent pas de manière significative l'allure des courbes : les sept courbes présentées dans la figure se superposent. Ensuite, on remarque que les défauts réduisent de manière importante la capacité de déformation plastique, donc la ductilité, du fusible : la déformation totale (approximative) à l'ultime et la charge maximale que peut atteindre la cornière sont réduites par la présence d'une entaille. Ainsi, plus le défaut est profond, plus la déformation plastique et la charge maximale du fusible sont réduites. Pour mieux illustrer cette affirmation, la Figure 4.33 reprend le même graphique que la Figure 4.32, mais cette fois-ci les déformations ϵ_{TF} sont normalisées sur la valeur moyenne de déformation à l'ultime des fusibles sans défaut, soit 0.18 mm/mm.

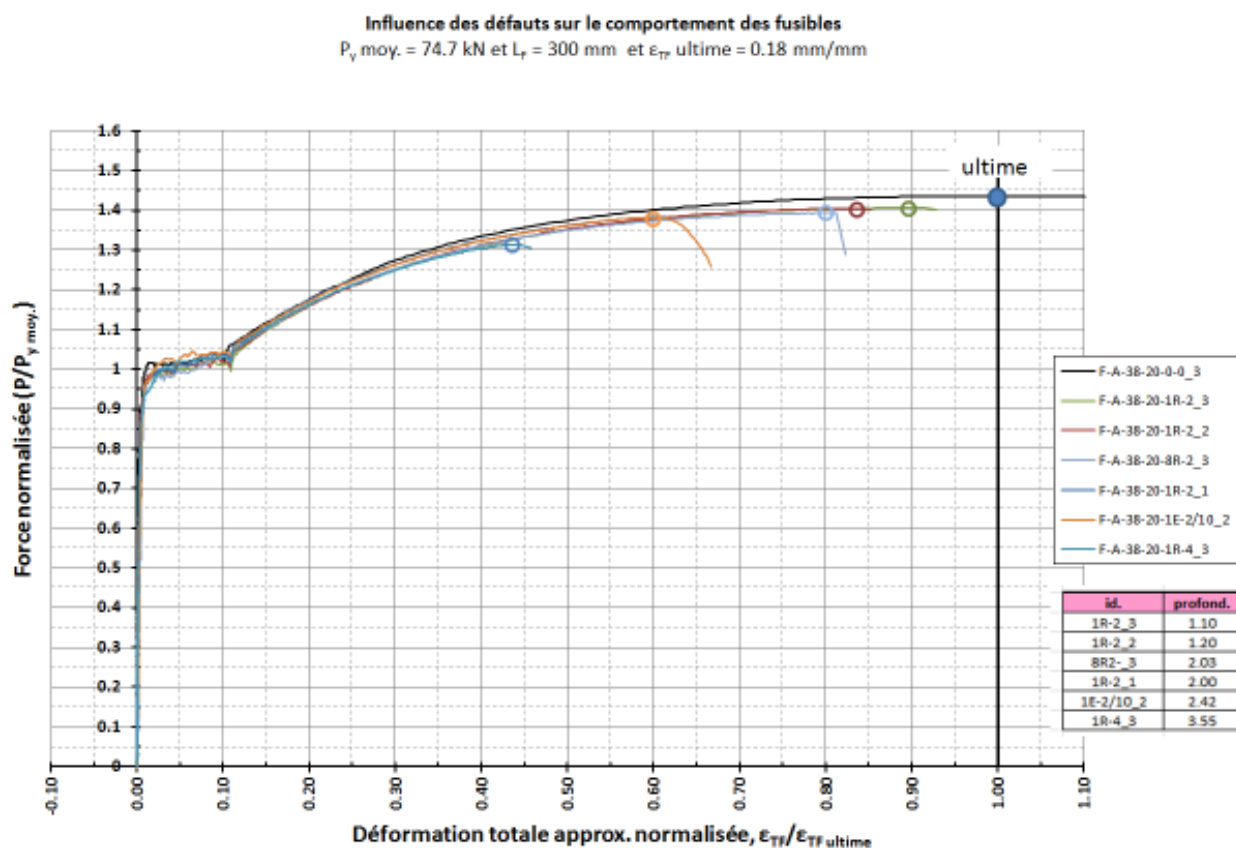


Figure 4.33: Effet des défauts sur le comportement des fusibles (b)

De la Figure 4.33, on remarque que plus la profondeur de l'entaille augmente, plus la valeur de ϵ_{TF} à l'ultime est réduite. Par exemple, en comparant le spécimen F-A-38-20-1R-2-3 au spécimen

sans défauts, on voit qu'un défaut ayant à peine 1.1 mm de profondeur réduit la déformation totale, ϵ_{TF} , à l'ultime de 11% (voir aussi les déformations totales données au Tableau 4.1). Dans le cas où un fusible serait conçu pour développer une déformation totale de 10% ($\epsilon_{TF} = 0.10$ mm/mm), soit l'équivalent de $0.56 \cdot \epsilon_{TF}$ sur le graphique de la Figure 4.33, on voit que la cornière avec une entaille de 3.6 mm (F-A-38-20-1R-4_3) céderait bien avant d'atteindre cette déformation.

Ensuite, en matière de configuration de défaut, on remarque que la configuration de huit entailles en ligne est beaucoup moins critique qu'un seul défaut de même taille (2 mm). En effet, le spécimen 8R-2_3 a cédé à un allongement de 0.14 mm/mm, l'équivalent de $0.80 \cdot \epsilon_{TF}$, contre $0.60 \cdot \epsilon_{TF}$ pour le spécimen 1R-2_1. Ce phénomène est bien connu en génie mécanique, comme le démontre la Figure 4.34 (Pilkey, 2005) : un seul défaut étant plus critique. La rupture de la cornière à multiples entailles se rapproche de celle de la cornière à un défaut de 1.2 mm de profondeur (spécimen 1R-2_2). Sur la figure, on voit aussi que la forme du défaut influence également la rupture de la cornière. En effet, le spécimen 1E-2/10_2 avec un défaut en forme d'ellipse, a atteint l'ultime au même allongement que le spécimen 1R-2_1; la profondeur de l'entaille du premier étant de 2.42 mm contre 2 mm pour le second, soit une entaille 21% plus profonde. Ainsi, un défaut elliptique, dont la longueur est plus grande que la profondeur, est moins critique qu'un défaut demi-circulaire. Également, on voit que le défaut elliptique affiche une rupture plus ductile que son comparable, en demi-cercle.

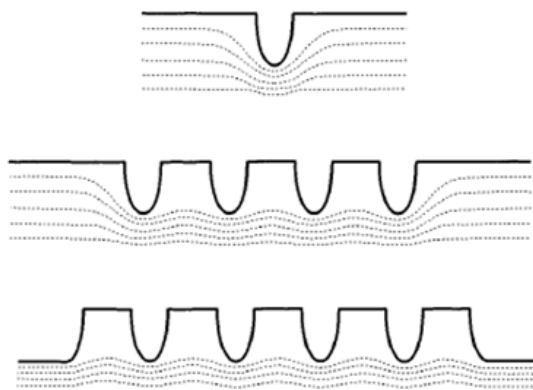


Figure 4.34: Effet des défauts (Pilkey, 2005)

À la lumière de ces essais, la profondeur du défaut ainsi que sa forme sont les paramètres les plus importants qui affectent la ductilité d'un fusible fait d'une cornière; l'entaille unique en forme de demi-cercle étant la plus critique et l'entaille demi-circulaire la plus profonde (3.6 mm) réduisant davantage l'allongement à l'ultime (56%).

La Figure 4.35 résume la réduction de la déformation totale approximative, ε_{TF} , à l'ultime en fonction de la profondeur du défaut, en mm. L'ordonnée représente le rapport de la valeur de déformation totale approximative du spécimen à l'ultime sur la valeur moyenne de déformation totale approximative des trois cornières sans défaut, soit 0.178 mm/mm $\approx$ 0.18 mm/mm. La Figure 4.36 est une reprise de la Figure 4.35, mais en excluant les spécimens F-A-38-20-8R-2.

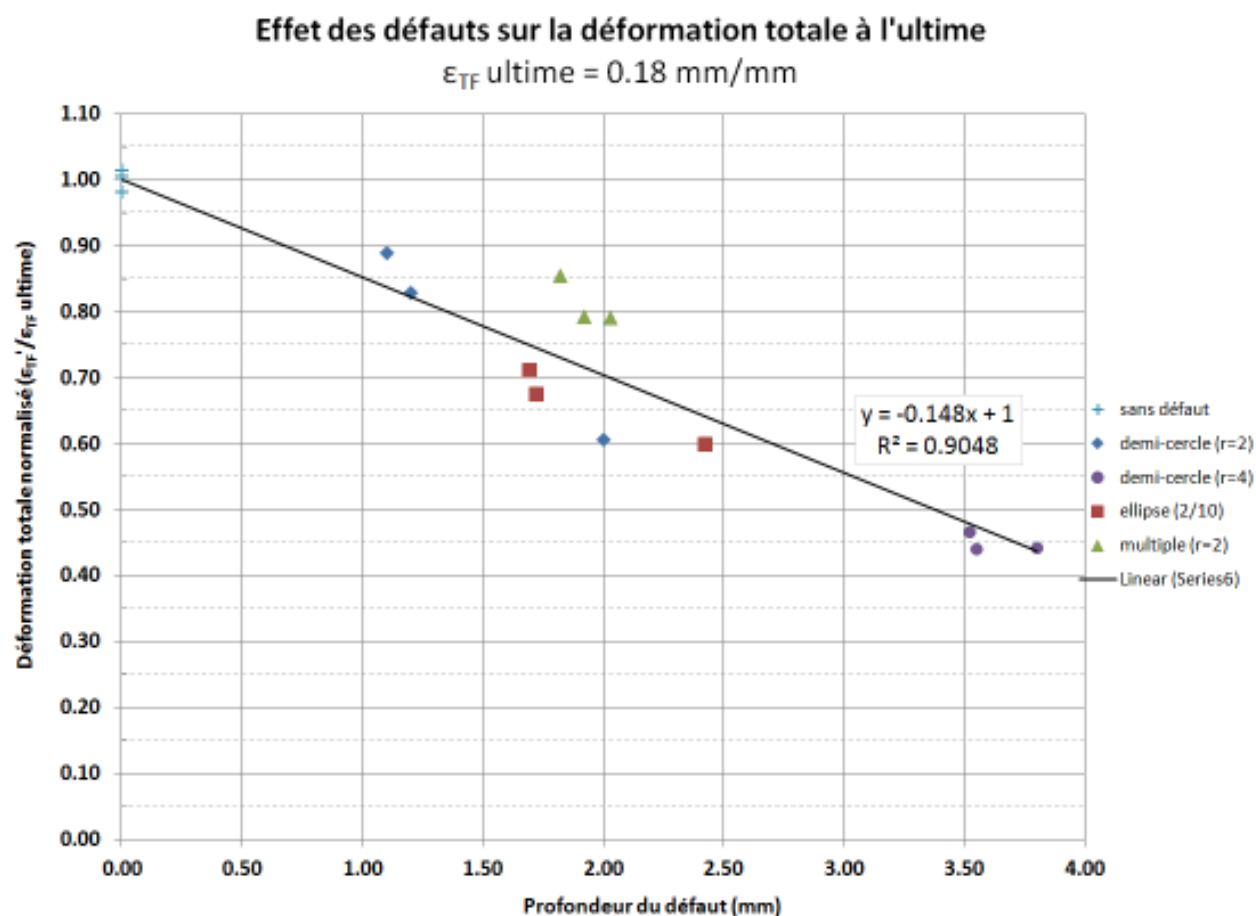


Figure 4.35: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ε_{TF} ultime), en fonction de la profondeur du défaut – (a)

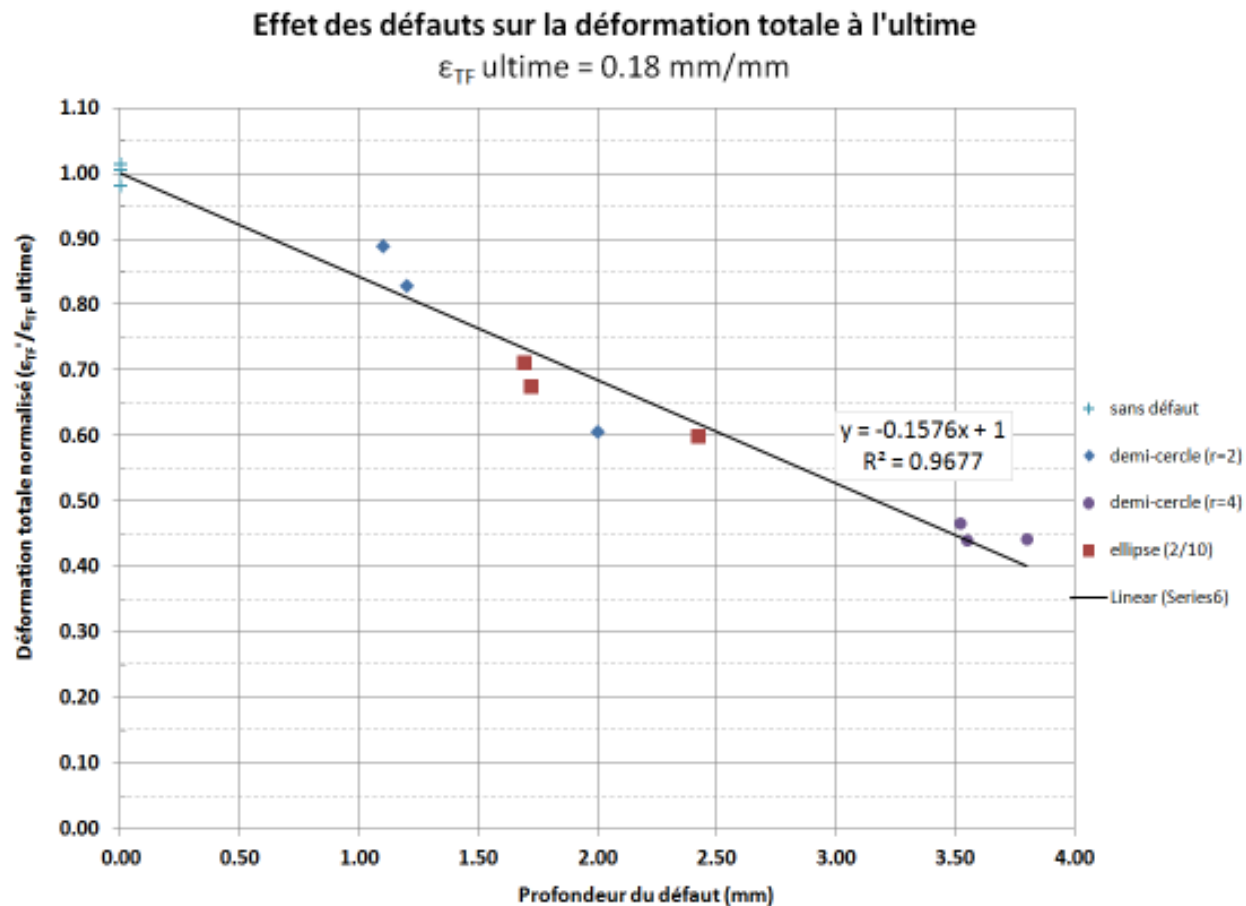


Figure 4.36: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime ($\epsilon_{TF} \text{ ultime}$), en fonction de la profondeur du défaut – (b)

Tel que déjà observé, les trois spécimens à multiples entailles se démarquent des autres, étant moins critiques. On voit qu'en excluant les spécimens de la série F-A-38-20-8R-2, on obtient une meilleure valeur du facteur de corrélation R^2 . On remarque également qu'une tendance linéaire s'en dégage.

La Figure 4.37 présente les mêmes résultats sauf que la réduction sur la déformation est présentée en fonction du rapport de la profondeur du défaut, D_n , sur la largeur moyenne de l'aile avant le défaut, $b_F^*/2$.

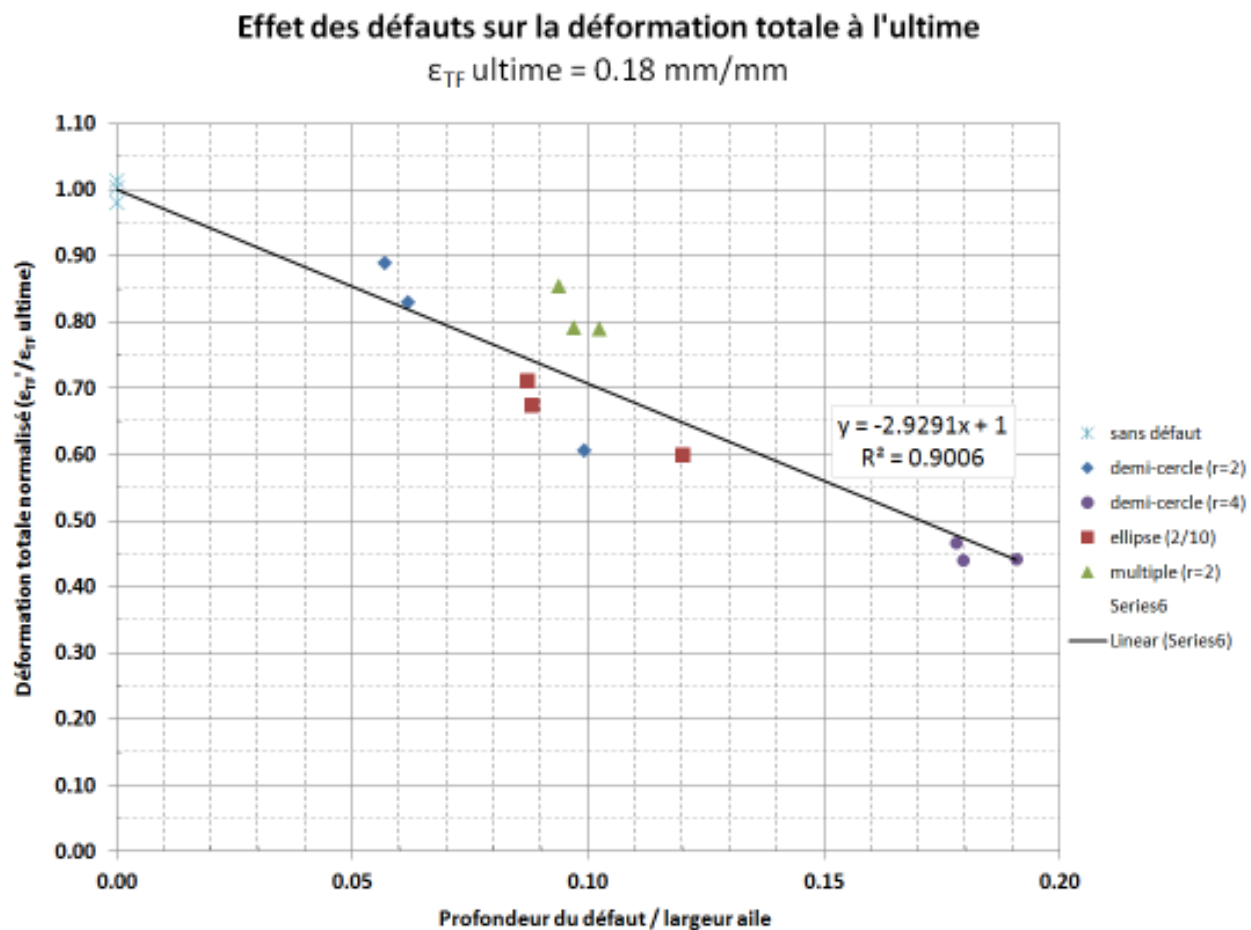


Figure 4.37: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime ($\epsilon_{TF} \text{ ultime}$), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2}$ – (a)

La Figure 4.38 est une reprise de la Figure 4.37, mais en excluant les spécimens F-A-38-20-8R-2. Encore une fois, on voit qu'en négligeant les spécimens avec multiples défauts, la réduction de la déformation varie de façon quasi-linéaire avec le rapport de la profondeur du défaut sur la largeur moyenne de l'aile avant le défaut.

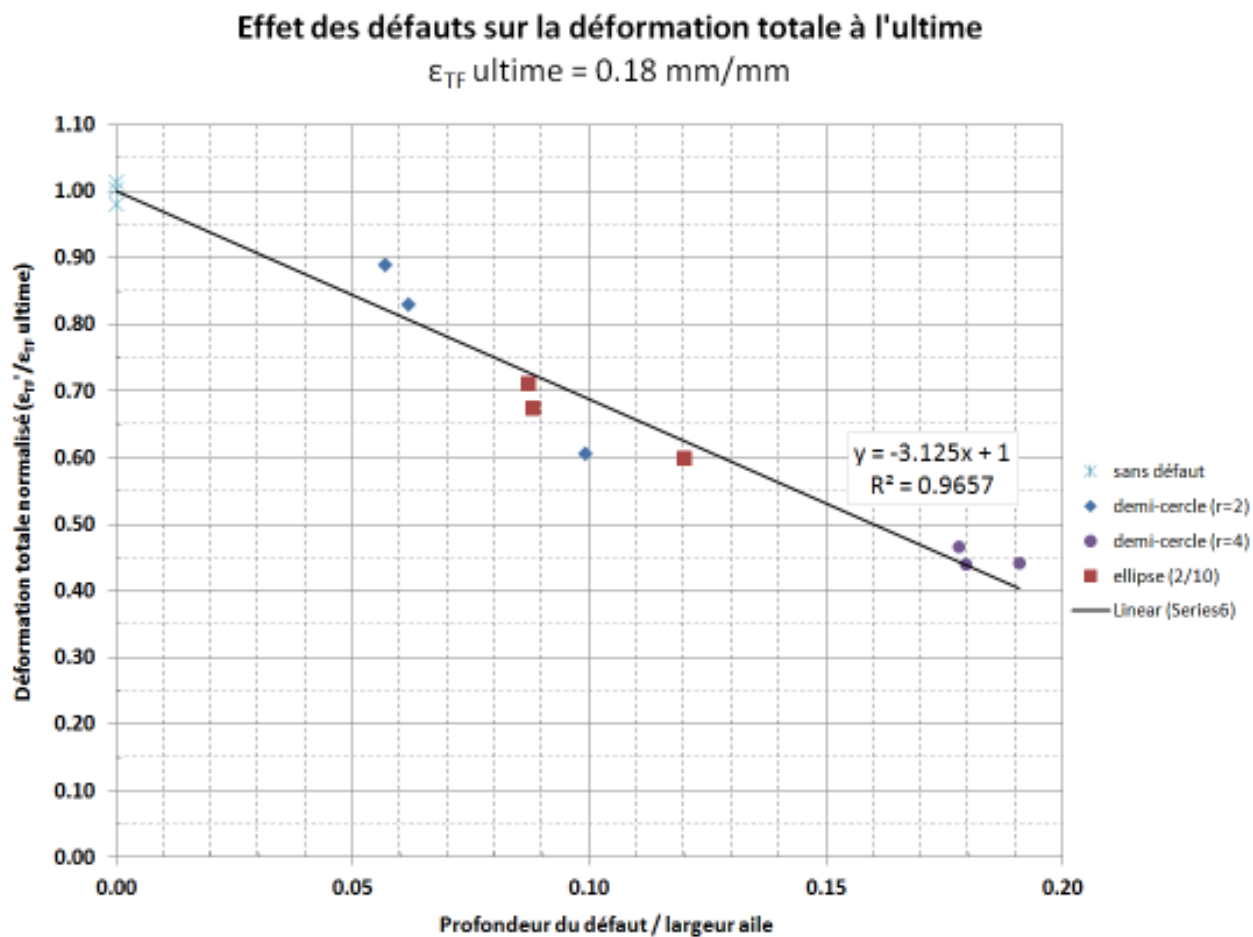


Figure 4.38: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime ($\epsilon_{TF} \text{ ultime}$), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2} - (b)$

Il a été également observé que les défauts dans une cornière affectaient beaucoup plus la déformation de celle-ci, que la charge maximale pouvant être développée. Pour mieux illustrer cette affirmation, la Figure 4.39 reprend le même graphique que la Figure 4.33, mais cette fois-ci la charge (P) est normalisée sur la valeur moyenne de la charge à l'ultime des fusibles sans défaut, soit 105.7 kN.

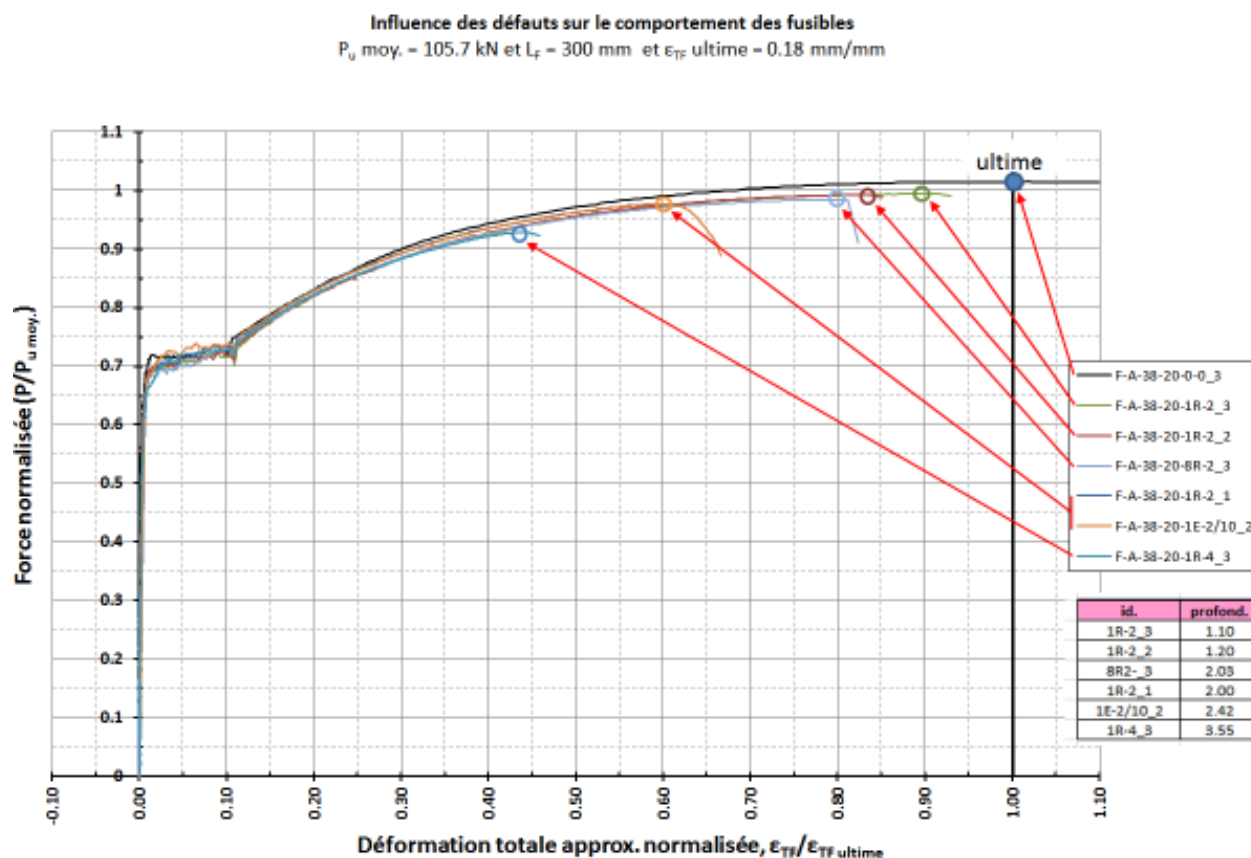


Figure 4.39: Effet des défauts sur le comportement des fusibles (c)

De la Figure 4.39, on remarque que la réduction sur la charge ultime n'est pas proportionnelle à la réduction sur la déformation à l'ultime. Par conséquent, la réduction est plus importante sur la déformation à l'ultime que sur la charge ultime. D'ailleurs, selon l'allure de la courbe, on voit que le gain en résistance par écrouissage est beaucoup moindre que l'augmentation en déformation : pour une augmentation de 1 kN en chargement, le spécimen se déformera beaucoup plus.

La Figure 4.40 présente la réduction de la charge ultime pouvant être développée, en fonction de la profondeur du défaut; l'ordonnée représente le rapport de la charge ultime de la cornière, P_{uF}' , sur la valeur moyenne des trois cornières sans défaut, $P_{uF}' \text{ moy.}$, soit 105.7 kN.

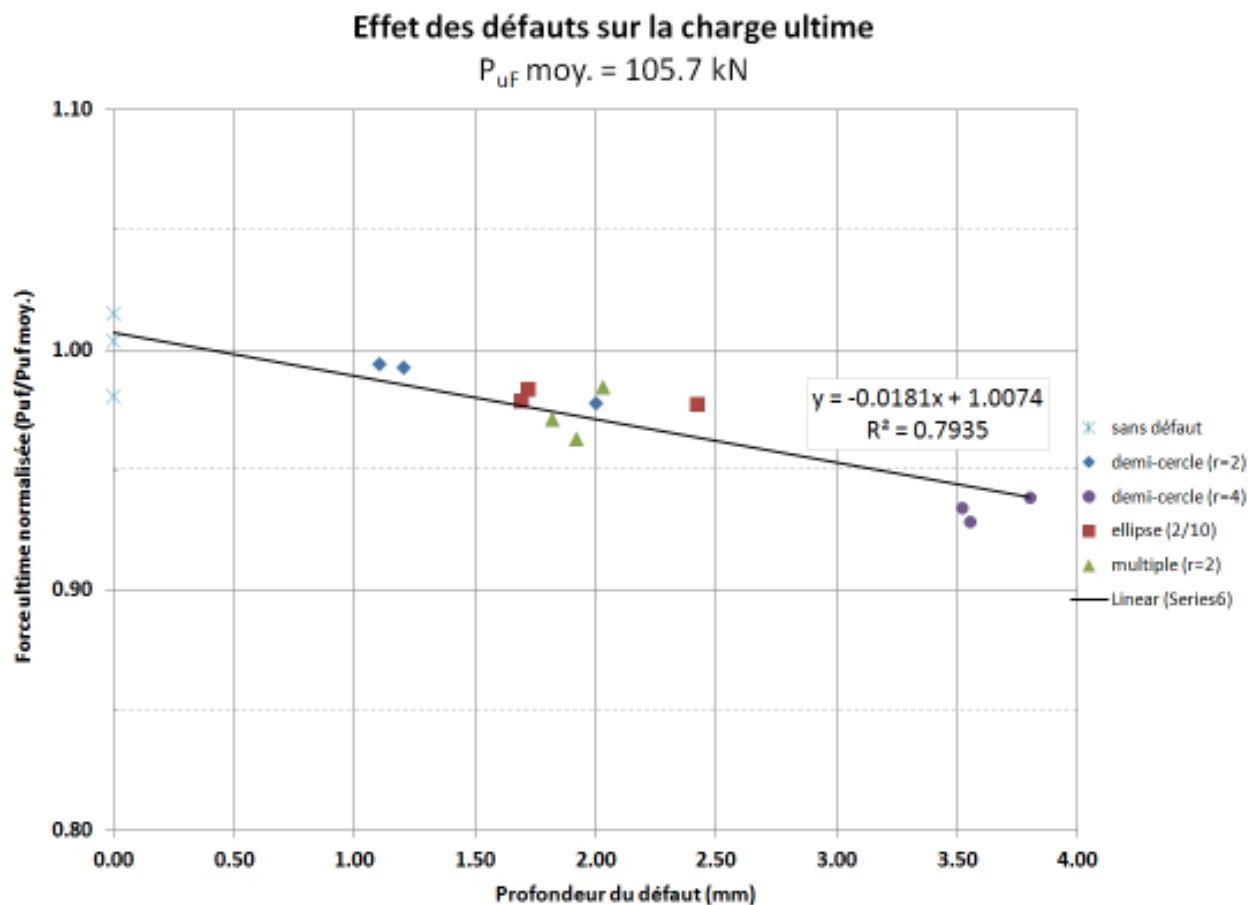


Figure 4.40: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF}'), en fonction de la profondeur du défaut

On remarque que la tendance de la réduction sur P_{uF}' est quasi-linéaire.

La Figure 4.41 présente la réduction de la charge ultime pouvant être développée, en fonction de l'aire nette; l'ordonnée représente le rapport de la charge ultime de la cornière, P_{uF}' , sur la valeur moyenne des trois cornières sans défaut, $P_{uF}' \text{ moy.}$, soit 105.7 kN, alors que l'abscisse représente le rapport entre l'aire du fusible minimale au droit du défaut, $A_F' \text{ min.}$, et l'aire du fusible avant le défaut, A_F' .

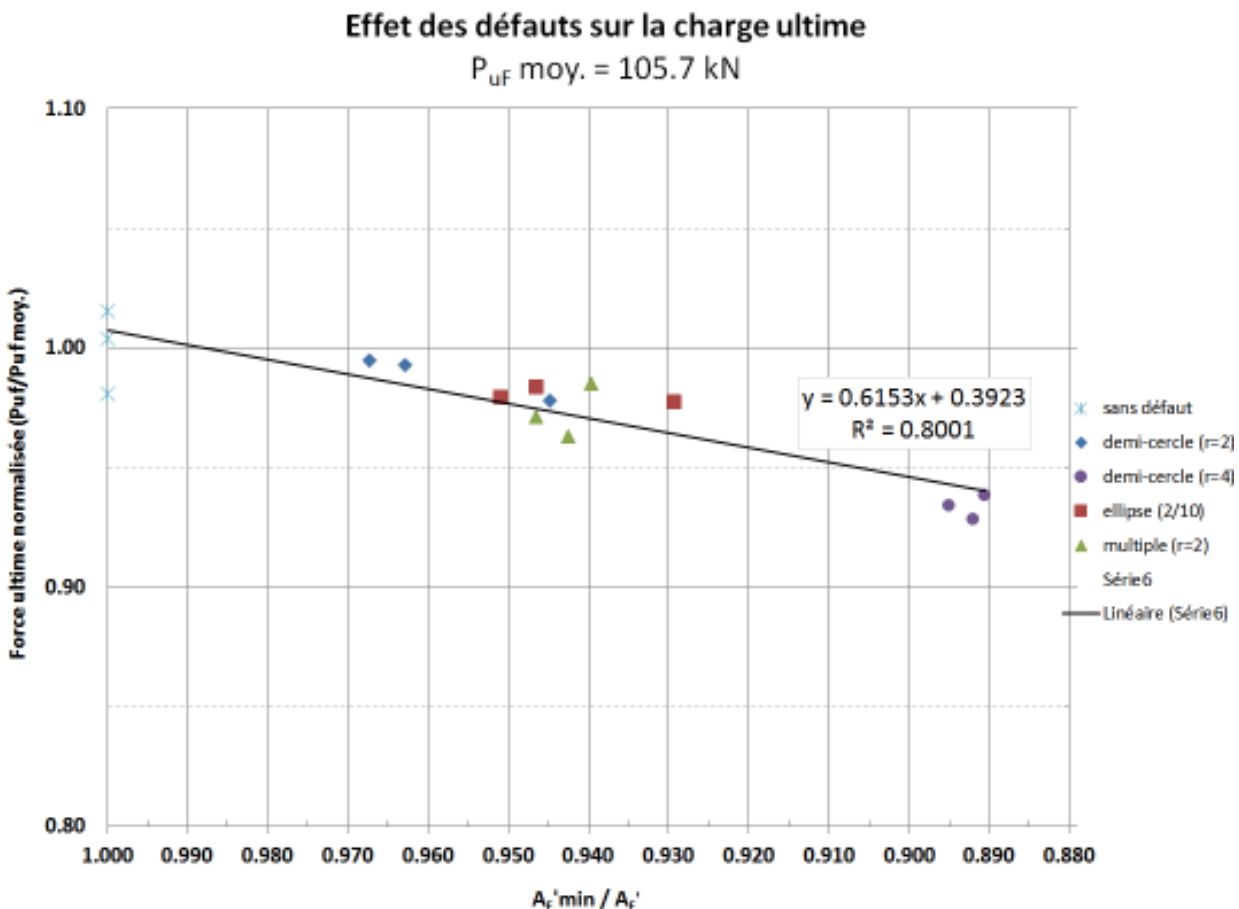


Figure 4.41: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF}'), en fonction du rapport $A_F \text{ min}/A_F'$

Que la réduction sur P_{uF} soit présentée en termes de profondeur du défaut ou en termes de rapport de l'aire nette sur l'aire brute, on remarque que le facteur de corrélation R^2 est sensiblement le même pour les deux. On voit également que dans les deux cas, la tendance de la réduction sur P_{uF}' est quasi-linéaire.

Finalement, la Figure 4.42 présente l'influence du défaut sur la charge ultime du fusible, en fonction de la déformation ultime du fusible. L'ordonnée représente le rapport entre la charge ultime de la cornière (P_{uF}') et la valeur moyenne des trois cornières sans défaut, $P_{uF} \text{ moy.}$, alors que l'abscisse représente le rapport entre la valeur de déformation totale approximative du spécimen à l'ultime et la valeur moyenne de déformation totale approximative des trois cornières sans défaut.

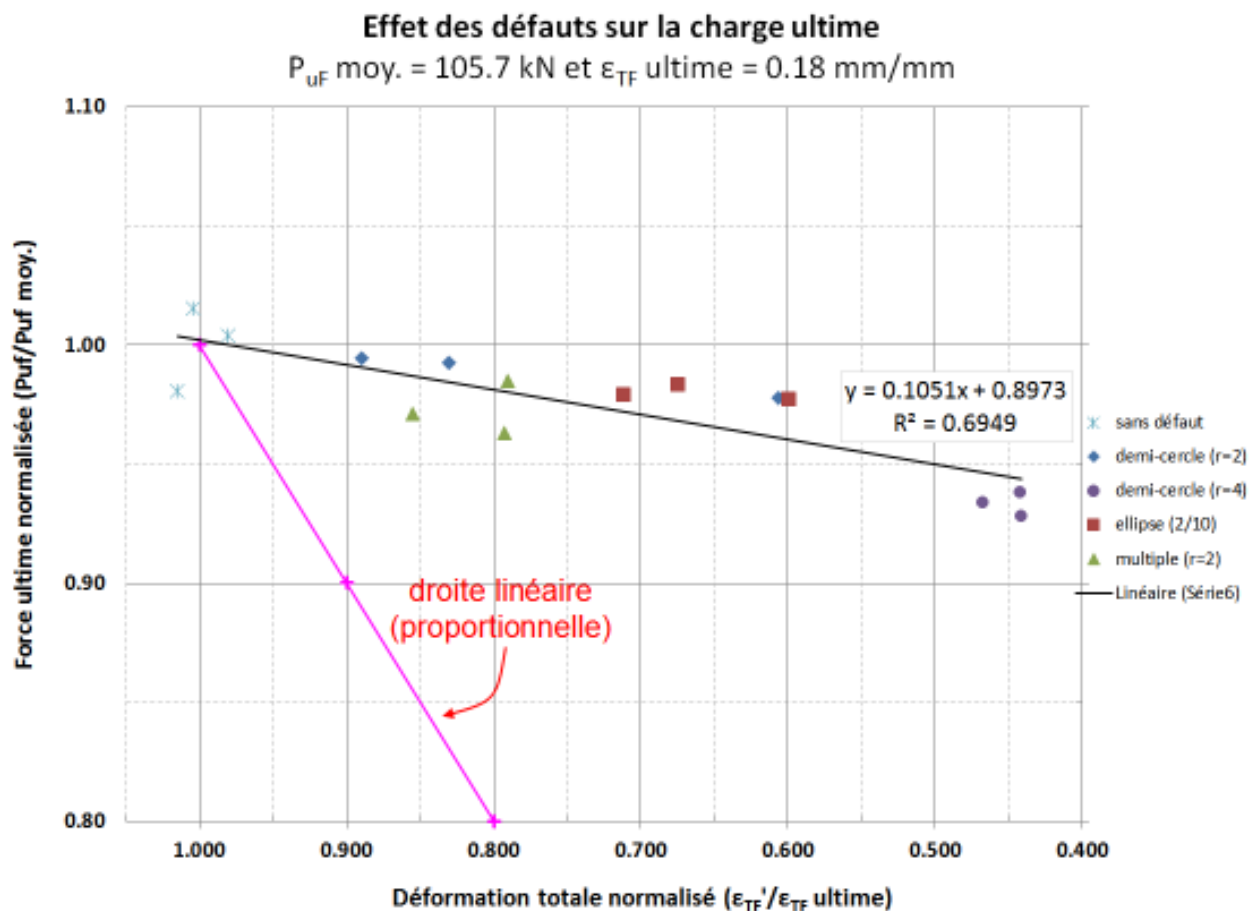


Figure 4.42: Effet des défauts sur la charge ultime et la déformation totale du fusible

On remarque que, comparativement à la déformation, la charge ultime des cornières est beaucoup moins affectée par la présence d'un défaut, tel que déjà mentionné. De plus, on voit que la droite de régression des résultats est loin de la droite linéaire de proportionnalité, un pour un, montrée. Enfin, on voit qu'une certaine tendance linéaire semble exister entre les deux ($R^2 = 0.70$).

4.1.3 Reproduction numérique par éléments finis des résultats des essais

Les essais de traction sur les cornières à section réduite F-A-38-20-0-0_3 et F-A-38-20-1R-2_1 ont été reproduits à l'aide du logiciel par éléments finis ABAQUS, version 6.8-3, de Dassault Systemes (2008). En effet, l'un des objectifs premiers du présent projet était de reproduire, à l'aide des éléments finis, les essais de traction en laboratoire sur les fusibles avec défauts. L'analyse par éléments finis permet alors d'étendre l'étude des effets des défauts sans réaliser d'autres essais en laboratoire. Pour ce faire, les modèles numériques doivent être calibrés et validés soigneusement avec les résultats des essais en laboratoire. Une fois validés, il est facile de pouvoir faire varier des paramètres comme, par exemple, la profondeur d'un défaut, afin de déterminer la profondeur maximale que l'on peut permettre sans trop altérer la capacité de déformation des fusibles.

La modélisation par éléments finis a été effectuée en 3 étapes :

- 1) Reproduire un essai de traction sur une éprouvette afin de calibrer la courbe caractéristique du matériau qui sera utilisée dans les modèles ABAQUS;
- 2) Valider les modèles ABAQUS de fusibles à partir des essais en laboratoire;
- 3) Faire varier, dans un premier temps, la profondeur des défauts et, dans un deuxième temps, la géométrie des zones de transition des fusibles.

4.1.3.1 Calibration de la courbe caractéristique

La première étape de la modélisation par ÉF est la caractérisation du comportement plastique du matériau de la pièce étudiée avec le logiciel. Tel que mentionné précédemment, il existe deux sortes de courbes caractéristiques : la courbe d'ingénierie, aussi appelée courbe nominale, et la courbe réelle. Un logiciel d'ÉF, comme celui utilisé ici, requiert la courbe réelle. Rappelons que la courbe d'ingénierie est la courbe classique bien connue de contrainte-déformation, basée sur la géométrie initiale de l'éprouvette. Ainsi, pour un coupon, on obtient la contrainte nominale en divisant tout simplement la charge enregistrée par l'aire de section initiale (A_0) moyenne, et la déformation nominale unitaire en divisant l'allongement enregistré par la longueur initiale (L_0).

$$(15) \quad \sigma_{\text{nom}} = P/A_0$$

$$(16) \quad \varepsilon_{\text{nom}} = (L_{\text{final}} - L_0)/L_0$$

où P est la charge appliquée durant l'essai; L_{final} est la longueur de la pièce après déformation; et L_0 est la longueur initiale de référence pour l'extensomètre (200 mm ou 50 mm, selon la nuance de l'acier à caractériser). Tel que déjà discuté, la particularité de la courbe d'ingénierie est la diminution de la contrainte en phase de rupture. Cette réduction n'est que purement mathématique : la charge reprise par l'éprouvette est réduite, mais cela est dû à une réduction de la section de l'éprouvette lors de la striction. En réalité, la contrainte augmente car la section réduit davantage que la charge appliquée. Pour obtenir la contrainte réelle sur le matériau en phase de rupture, il faudrait mesurer l'aire de section durant l'essai, c'est-à-dire l'aire de la section instantanée. Il est difficile de mesurer cette aire exacte durant un essai de traction, car nous ne pouvons prédire où se produira la striction. De même, la déformation est la déformation moyenne sur la longueur de référence, et non celle mesurée sur la longueur de striction. En effet, durant la phase de rupture, toute la déformation plastique se produit dans la zone de striction et la déformation moyenne de la courbe d'ingénierie ne représente pas la déformation du matériau subie dans cette zone critique. La Figure 4.43 compare les courbes nominale et réelle.

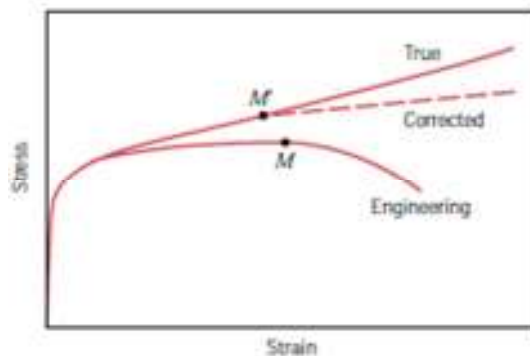


Figure 4.43: Courbe d'ingénierie et courbe réelle (Callister, 2001)

Ainsi, la courbe d'ingénierie n'est qu'une approximation du comportement réel du matériau, surtout dans la phase de rupture. Par contre, en petites déformations, la courbe nominale donne une bonne approximation du comportement du matériau, alors qu'en grandes déformations, l'écart devient considérable avec la courbe réelle. Les logiciels d'ÉF comme le logiciel ABAQUS utilisé dans notre étude, tient compte du changement des dimensions des corps solides. Il serait alors erroné d'utiliser la courbe d'ingénierie comme intrant pour décrire le comportement du matériau dans les modèles.

À défaut de pouvoir mesurer l'aire instantanée de la section de même que mesurer la déformation localisée dans la zone de striction pour obtenir la courbe réelle du matériau, il est possible de déterminer par transformation mathématique la contrainte réelle et la déformation réelle à partir de la courbe d'ingénierie. En effet, si le matériau est faiblement compressible, que la distribution des déformations est homogène le long de la longueur de référence, et qu'il n'y ait aucun changement de volume durant l'allongement de la pièce, alors on peut exprimer la contrainte réelle et la déformation réelle de la manière suivante (Callister, 2001; Pilkey, 2005) :

$$(17) \quad \sigma_t = \sigma_{\text{nom}}(1 + \varepsilon_{\text{nom}})$$

$$(18) \quad \varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_{\text{nom}})$$

Ces deux équations ne sont valides que pour tracer la courbe réelle avant l'amorçement de la striction, c'est-à-dire du début de la plastification, ε_y , jusqu'à l'ultime (point M sur la Figure 4.43). Pour établir la suite de la courbe, soit la partie au-delà du point ultime, on utilise un processus itératif de calibration où on varie par essais et erreurs les paramètres décrivant le matériau dans un modèle d'éléments finis de l'éprouvette jusqu'à obtenir par analyse la même courbe charge-déformation, ou la même courbe nominale, que celle mesurée lors de l'essai de traction. La procédure est décrite en détail dans Korzekwa (2008). La relation entre la contrainte et la déformation réelles peut être réécrite sous la forme suivante :

$$(19) \quad \sigma_{t \text{ corr}} = \sigma_{t(0)} + B[1 - e^{-A\{\varepsilon_t - \varepsilon_{t(0)}\}}]$$

où $\sigma_{t(0)}$ est la valeur de la contrainte réelle à l'initiation de la striction, ce qui revient à la valeur de la contrainte réelle à l'ultime; ε_t est la valeur de déformation réelle; $\varepsilon_{t(0)}$ est la valeur de déformation réelle à l'initiation de la striction, qui équivaut à la valeur de déformation réelle à l'ultime; et A et B sont les paramètres à déterminer par itérations à l'aide de l'analyse par ÉF. La procédure pour déterminer A et B est la suivante : on pose d'abord des valeurs initiales aux paramètres A et B; avec l'Équation 19, on détermine la contrainte réelle en fonction de la déformation réelle pour plusieurs points dans la zone plastique que l'on injecte dans le modèle; on réalise une analyse et on vérifie si la courbe nominale obtenue se superpose avec la courbe réelle de l'essai; enfin, on modifie les valeurs de A et B jusqu'à ce que l'on obtienne une bonne corrélation.

Dans le logiciel ABAQUS, au-delà du domaine linéaire, on définit les déformations sous forme de déformations plastiques réelles, déterminées de la manière suivante :

$$(20) \quad \varepsilon_t^{\text{pl}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{nom}}) - \sigma_t/E = \varepsilon_t - \sigma_t/E$$

où ε_{nom} et σ_t sont telles que définies précédemment et E est le module élastique du matériau. Dans le cas de l'acier, $E = 200\,000$ MPa.

Pour la calibration, nous avons modélisé dans ABAQUS l'éprouvette 40-200 des essais C-A-L2 montrée à la Figure 3.4. Le modèle est illustré à la Figure 4.44 (a). Les dimensions de la section réduite sont de 40 mm de largeur sur 6.31 mm d'épaisseur, ce qui correspond aux dimensions moyennes des cinq coupons C-A-L2. L'aire de la section du modèle est donc de 252.4 mm^2 . Comme la pièce est symétrique, seulement la moitié de la pièce a été modélisée avec des conditions frontières (CF) de symétrie. En fait, seulement le quart de l'éprouvette aurait pu être modélisé à cause de la bi-symétrie, mais nous avons adopté un modèle représentant la moitié de

l'éprouvette. L'allongement est enregistré à 100 mm de la face de symétrie, ce qui représente la moitié de la longueur de référence de l'extensomètre.

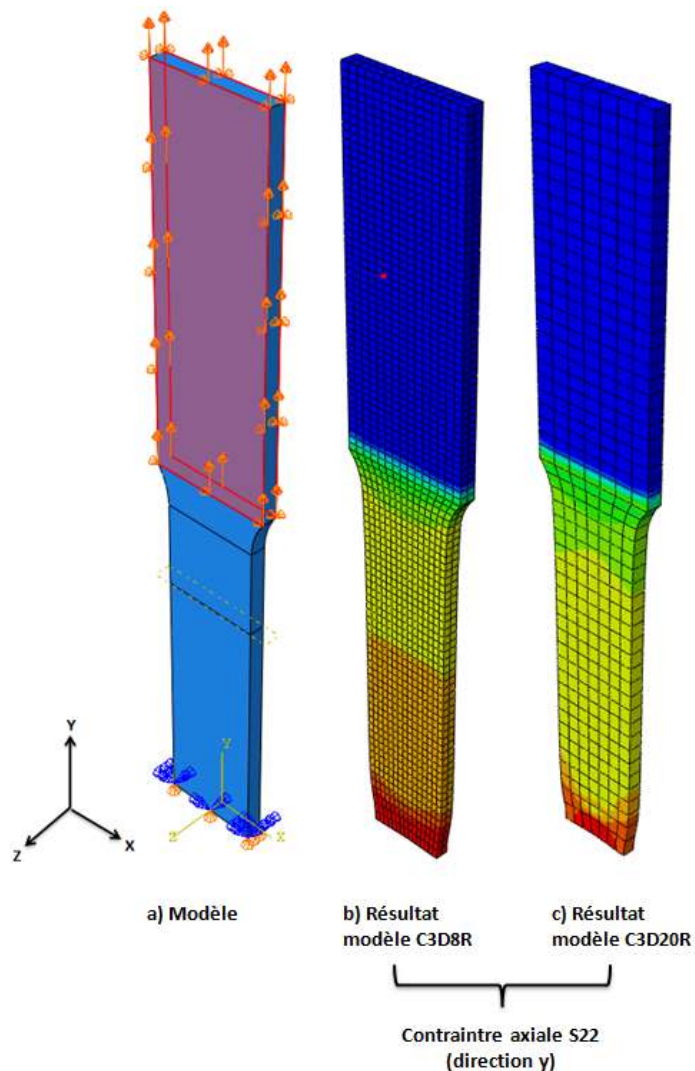


Figure 4.44: Modèle et résultats ABAQUS du coupon C-A-L2

Les paramètres du modèle sont :

- Module de Young (E) = 203860 MPa (valeur mesurée lors des essais)
- $F_y = 339$ MPa, $F_u = 488$ MPa, $\epsilon_{sh} = 0.02$, $\epsilon_u = 0.176$ (valeurs mesurées lors des essais)
- Coefficient de Poisson (ν) = 0.30
- Matériau homogène et isotrope

- Écrouissage isotrope
- Éléments solides linéaires à 8 nœuds (C3D8R), avec intégration réduite et contrôle de Hourglass

Trois différentes CF ont été imposées afin de reproduire les conditions en laboratoire :

- CF de symétrie à la base : U_y , UR_x et UR_z bloqués
- CF de mâchoire fixe : U_x et U_z bloqués
- CF de mâchoire mobile : U_x bloqué

où U_i est le déplacement suivant l'axe i et UR_i est la rotation autour de l'axe i . Un déplacement de +30 mm a été imposé (soit 60 mm pour tout le coupon), en rampe, aux faces simulant le contact des mâchoires de la presse (CF de mâchoire fixe et mâchoire mobile). Plus de 30 itérations ont été réalisées, afin de trouver les valeurs des paramètres A et B qui permettaient de bien reproduire la courbe en phase de rupture. Les valeurs qui ont été retenues sont : $A = 3.65$ et $B = 170$. Également, pendant ce processus de calibration, nous avons aussi fait une étude de convergence du modèle d'éléments finis pour déterminer le type et la taille des éléments à utiliser. Trois analyses ont été effectuées pour examiner deux types d'éléments et deux dimensions d'éléments: (1) éléments à 8 nœuds C3D8R de 6 mm de côté; (2) éléments à 8 nœuds C3D8R de 3 mm de côté; et (3) éléments à 20 nœuds C3D20R de 6 mm de côté. Les isocontours 3D des contraintes principales S_{22} , suivant l'axe Y , sont présentées à la Figure 4.44, pour les modèles (2) et (3). Dans trois modèles montrés, la striction s'est développée à la face de symétrie, soit au centre de l'éprouvette, comme dans les essais. De plus, l'analyse de convergence des trois maillages a donné sensiblement les mêmes déformations. Ainsi, le modèle ne dépendait pas du type d'élément utilisé et ni de la grosseur de l'élément appliquée.

La Figure 4.45 montre les courbes nominales obtenues des 5 essais de traction et celles obtenues des trois modèles avec les valeurs finales des paramètres A et B , de l'étude de convergence. Les valeurs de contraintes sont normalisées sur la valeur moyenne de F_{yc} des cinq coupons C-A-L2, soit 339 MPa.

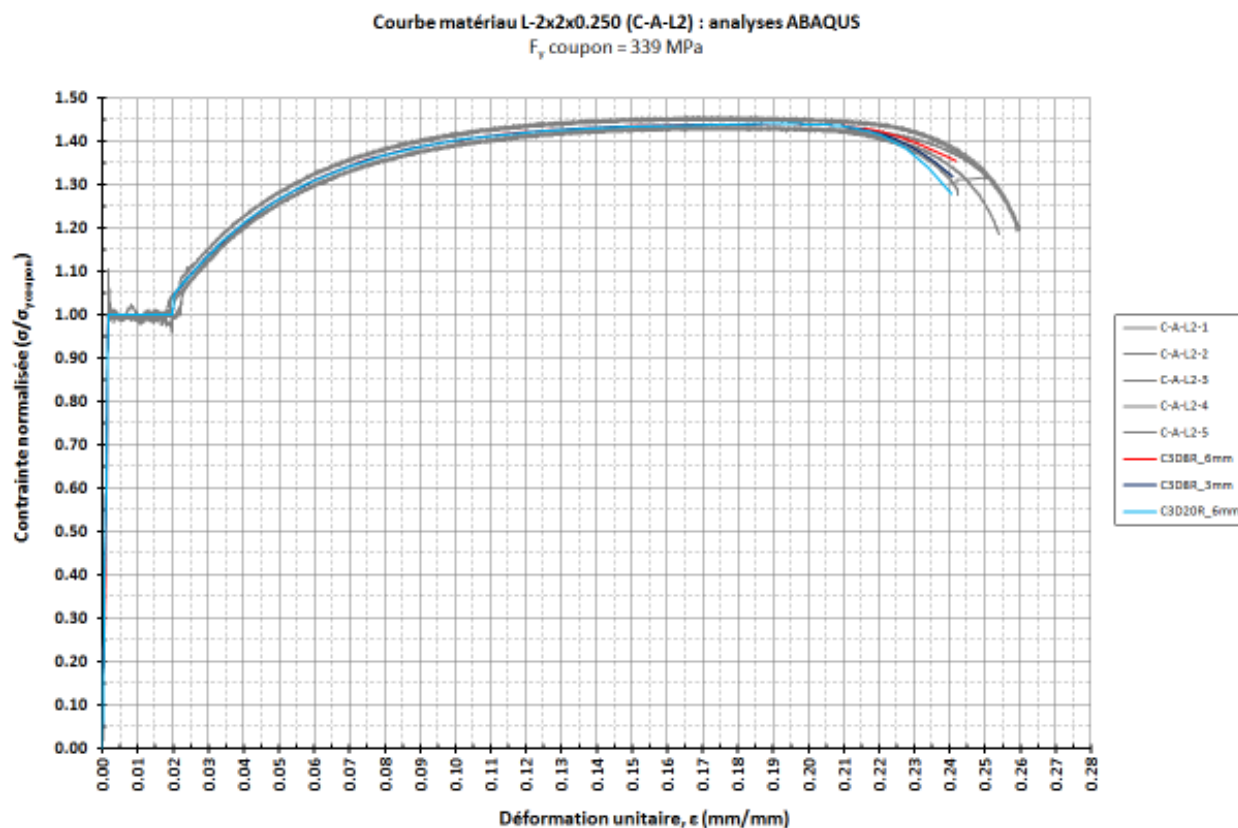


Figure 4.45: Courbes résultats d'ABAQUS pour calibration du matériau

On remarque que les analyses ABAQUS reproduisent fidèlement le comportement réel des coupons dans la plage d'intérêt et que tous les modèles prédisent bien le point à l'ultime, soit le début de la striction. Une fois celle-ci amorcée, les trois maillages considérés divergent à mesure que la striction progresse. Par contre, comme le comportement plastique d'un FDA est limité à la plage élastique et à la zone de plastification jusqu'à l'ultime (F_u), on n'a fait la comparaison que sur cette plage de déformations. On conclut que la courbe caractéristique avec les paramètres A et B retenus représente bien le matériau. On utilisera donc cette courbe pour la suite des analyses par ÉF avec l'élément C3D8R.

4.1.3.2 Reproduction des essais en laboratoire

4.1.3.2.1 F-A-38-20-0-0_3

Maintenant que le matériau défini dans ABAQUS est représentatif de l'acier des spécimens, nous pouvons passer à la seconde étape, soit la validation des modèles ABAQUS des essais de traction sur des cornières entaillées individuelles. Tout d'abord, le comportement de la cornière sans défaut F-A-38-20-0-0_3 a été reproduit. Étant donné la symétrie sur la longueur, seulement la moitié de la cornière a été modélisée, avec des CF de symétrie; la Figure 4.46 présente le modèle ainsi que les CF.

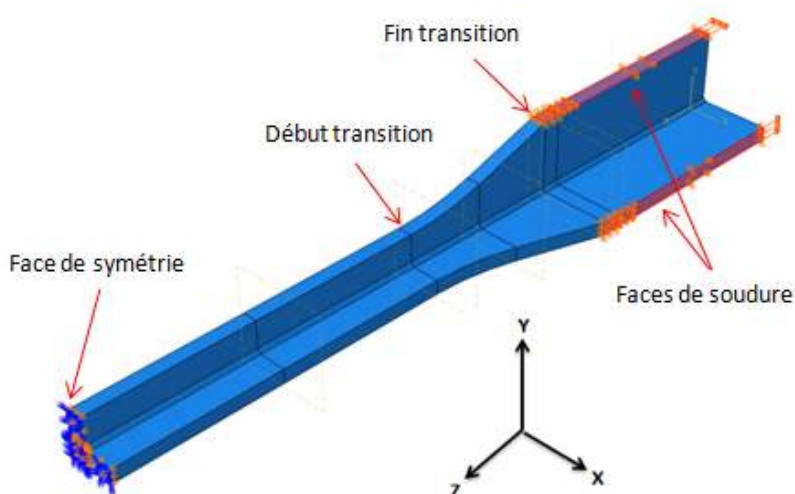


Figure 4.46: Modèle ABAQUS du spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)

Deux différentes CF ont été imposées sur le modèle, afin de reproduire les conditions en laboratoire :

- CF à la face de symétrie : U_z , U_x et U_y bloqués
- CF aux faces de soudure : U_x et U_y bloqués

Les autres paramètres sont identiques à ceux du modèle de l'éprouvette. Afin de simplifier la modélisation ainsi que le maillage, la section du rayon congé à la jonction des ailes a été remplacée par un triangle isocèle équivalent ayant la même aire que le congé. La dimension du triangle, 'a', a été obtenue de l'équation suivante, où r est le rayon du congé :

$$(21) \quad \frac{1}{2}a^2 = r^2 \left(1 - \frac{\pi}{4}\right)$$

Les dimensions des ailes de la cornière réelle sont, pour la partie réduite de la cornière :

- Aile gauche : $b_F/2 = 20.04$ mm et $t_F = 6.31$ mm
- Aile droite : $b_F/2 = 19.96$ mm et $t_F = 6.15$ mm

Par contre, comme nous sommes intéressés au comportement global du fusible, la moyenne des largeurs des ailes a été utilisée afin de faciliter la modélisation, soit une largeur de 20.0 mm. Quant à l'épaisseur des ailes, la valeur moyenne mesurée de chacune des ailes a été utilisée, soit 6.31 et 6.15, respectivement. Le rayon interne réel mesuré était de 3.25 mm; ainsi, selon l'Équation 21, la largeur du triangle à modéliser est de 2.13 mm. L'aire de section de la partie réduite réelle, calculée avec l'Équation 14, est de 212.67 mm^2 , alors que celle modélisée est de 212.66 mm^2 , ce qui est équivalent. La Figure 4.47 présente une vue transversale ainsi que le maillage du modèle.

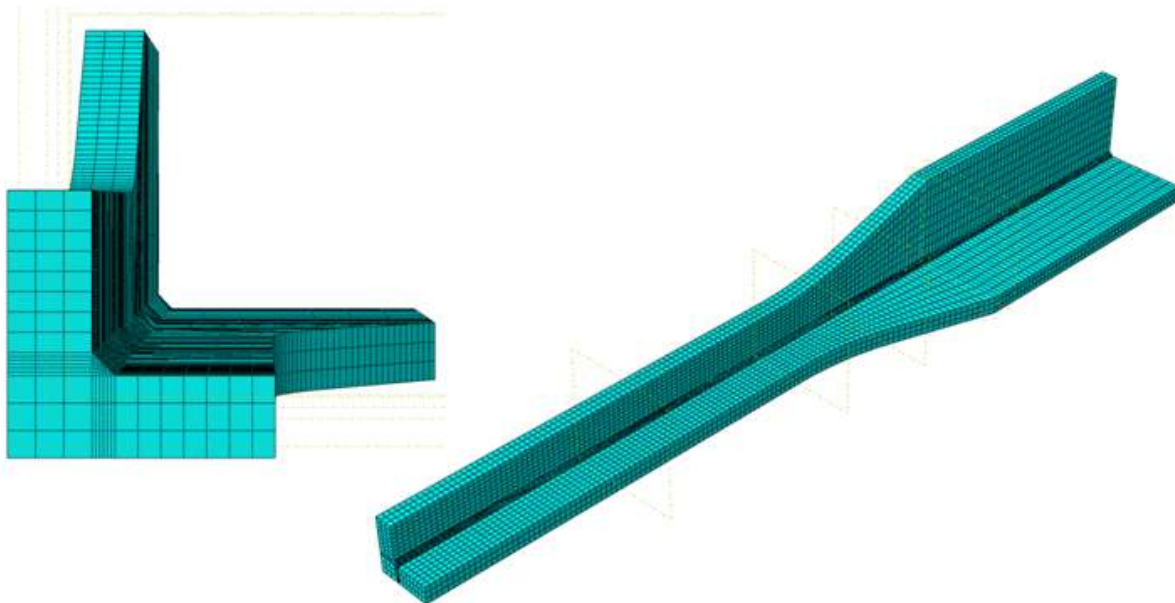


Figure 4.47: Maillage du modèle ABAQUS

Toujours selon la même figure, on voit que trois éléments sur l'épaisseur des ailes ont été utilisés. Des éléments solides linéaires C3D8R ont été employés, tel que choisi précédemment. Un déplacement en rampe de -33 mm, suivant le DDL U_3 (Z global négatif), a été appliqué. La Figure 4.48 présente la répartition finale des contraintes principales S33, pour deux pas de temps : à 400 MPa et à la fin de l'analyse.

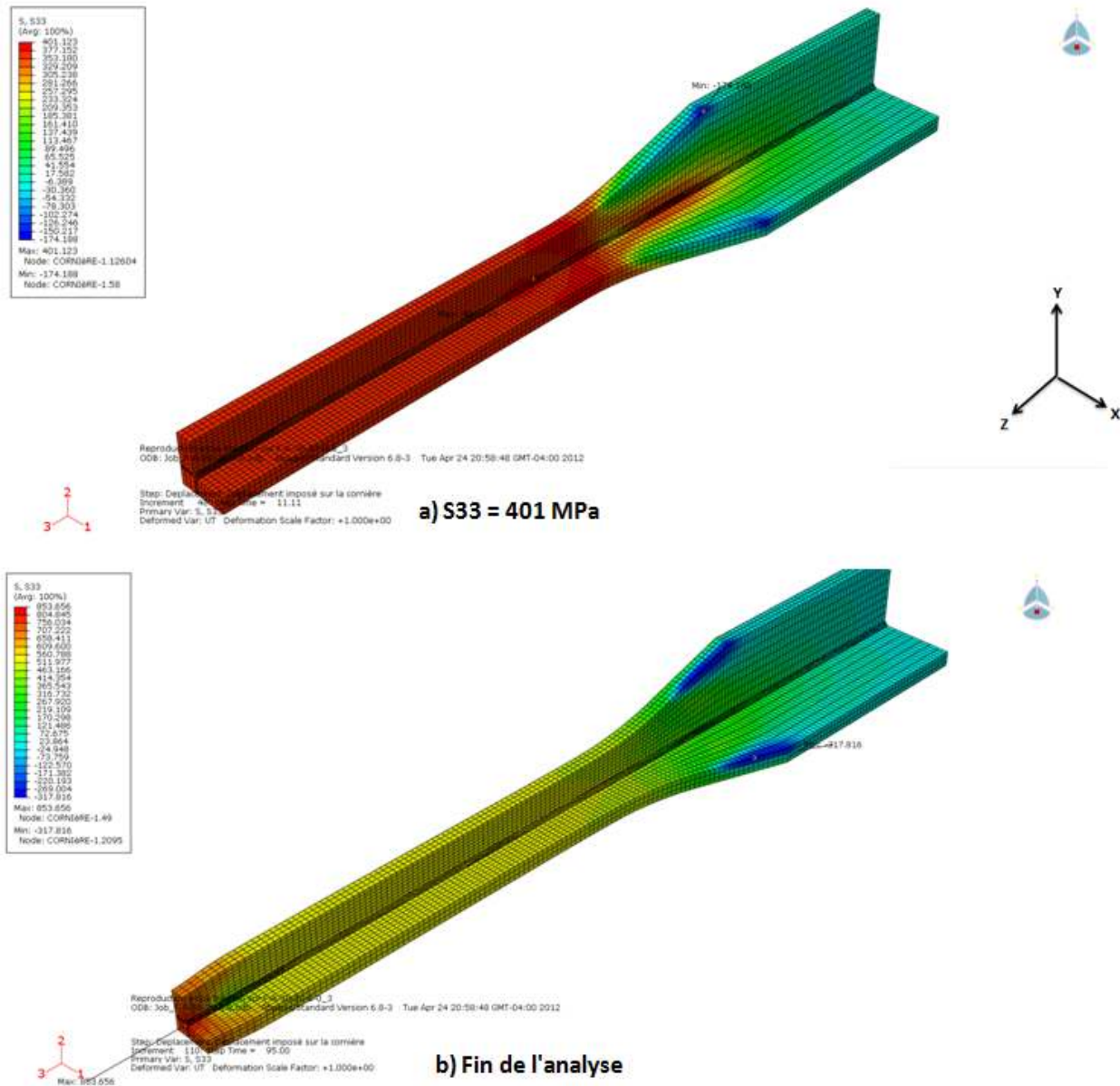


Figure 4.48: Contraintes principales S33 : a) Sous une charge produisant une contrainte moyenne dans la section réduite de 400 MPa; b) à la fin de l'essai.

Dans la Figure 4.48, on remarque dans les deux diagrammes qu'il y a formation de contraintes négatives (zones en bleu) aux frontières des zones de transition. En fait, ces contraintes sont dues à la flexion hors-plan de la cornière, provoquée par le désaxement de la charge, tel que discuté précédemment. Ensuite, on observe qu'à un niveau de contrainte moyenne principale de 400 MPa, la répartition des contraintes n'est pas uniforme sur la section dans la zone de transition. En effet, la partie centrale de la cornière, soit celle formée par le rayon de congé et l'intersection des deux ailes, est soumise à un niveau de contrainte beaucoup plus élevé que le reste de la section. Cette variation est aussi due à la flexion de la cornière. Ainsi, celle-ci s'équilibre avec la partie centrale de la cornière et les extrémités d'aile à la frontière des zones de transition. Par conséquent, cette partie de la cornière doit reprendre une contrainte axiale, provenant du chargement normal en traction du fusible, additionnée d'une contrainte axiale provenant de la flexion. Par contre, on remarque que les effets de la flexion diminuent rapidement entre la fin de la zone de transition et le début de la partie réduite. L'effet de la flexion est donc concentré dans les zones de transition et n'affecte que peut-être la zone critique du fusible. Également, tel que déjà mentionné précédemment, dans l'assemblage d'un FDA réel, il est fort probable que cette flexion aux extrémités du fusible soit beaucoup moindre, à cause de la continuité de la diagonale du contreventement (HSS) sur toute la longueur de la cornière, notamment.

Au départ, la courbe caractéristique calibrée du coupon C-A-L2 a été utilisée dans les analyses. Par contre, cette courbe représente les propriétés mécaniques que pour la partie de l'aile où l'éprouvette a été prélevée, et non celles de la cornière globale. En comparant les résultats ABAQUS de la première analyse avec les résultats réels du spécimen reproduit (non montrés), on n'a remarqué que la charge produisant la plastification du modèle était 5% inférieure à celle du spécimen. La courbe caractéristique du matériau a donc été modifiée afin de tenir compte de la résistance plus élevée de la cornière réelle. Ainsi, dans une seconde analyse, les résistances utilisées étaient celles du spécimen de fusible étudié, soient : $F_{yF} = 356 \text{ MPa}$ et $F_{uF} = 503 \text{ MPa}$. À noter que seules les valeurs de contraintes ont été modifiées. Les valeurs de déformations des coupons ont par contre été conservées.

La Figure 4.49 présente les courbes contrainte-déformation totale obtenues de l'analyse ABAQUS et du spécimen reproduit. Pour les deux courbes, la contrainte est normalisée par rapport à la valeur de F_{yc} du coupon (ou $\sigma_{y \text{ coupon}}$), soit 339 MPa. Les déformations totales utilisées pour tracer la courbe prédite par ÉF sont obtenues des allongements moyens de tous les déplacements longitudinaux des nœuds situés à la fin de la zone de transition (voir Figure 4.46), ce qui inclut les déformations se produisant dans les zones de transition, divisées par la longueur du fusible, L_F . Ainsi, les déformations totales présentées sont approximatives.

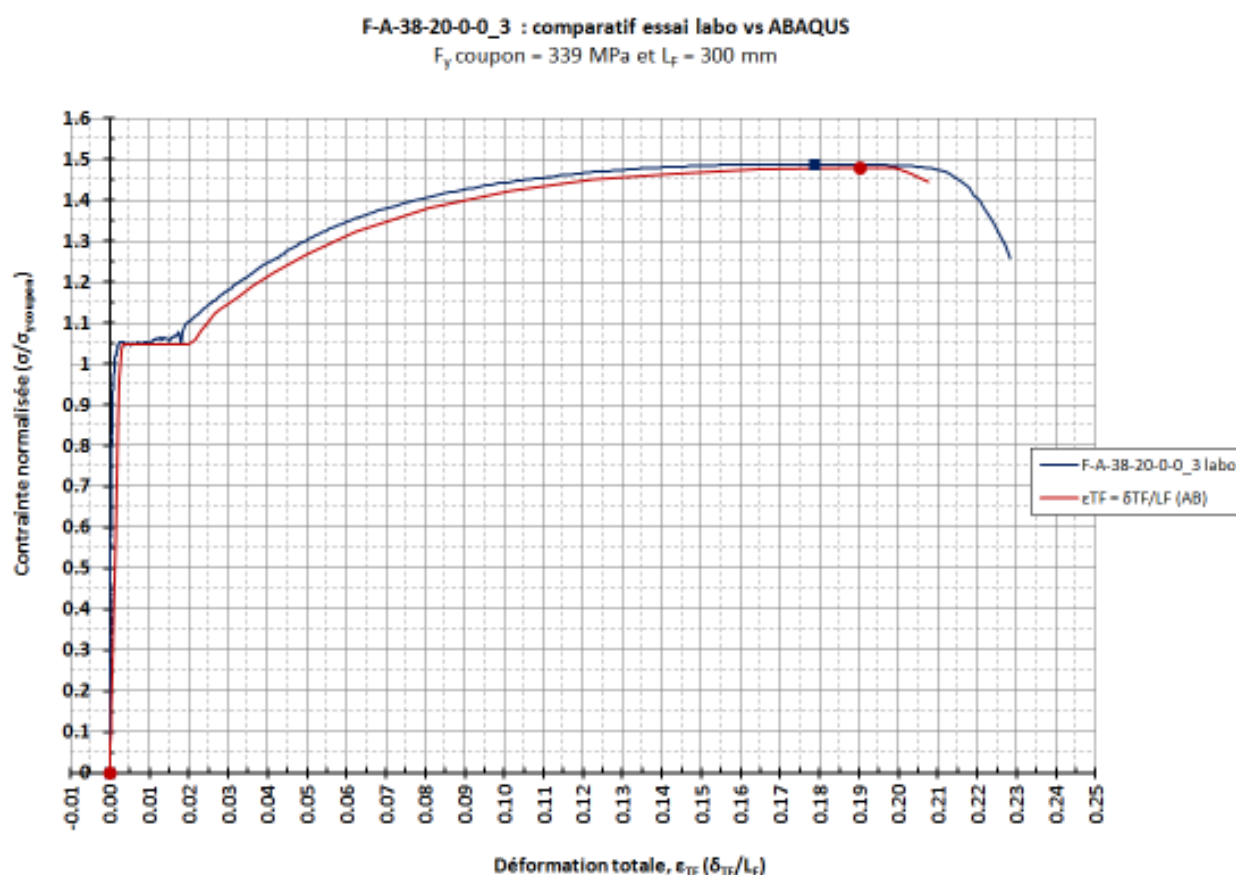


Figure 4.49: Courbes σ - ε_{TF} mesurée et prédites par ÉF, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)

On voit que les valeurs de résistances à la plastification et à l'ultime de l'analyse sont identiques à celles du spécimen. Par contre, on remarque que le modèle dans l'analyse se déforme plus que le spécimen réel. Cette différence dans l'allongement est aussi attribuée à la non-homogénéité des propriétés mécaniques dans la cornière, la même variabilité qui explique les différences de la

résistance lors de la plastification. Tel que déjà formulé précédemment, nous croyons en effet que la partie centrale de la section d'une cornière (voir Figure 4.6) se déforme probablement moins que les ailes, en plus d'avoir une valeur de F_y plus élevée. Le programme expérimental B confirmera cette hypothèse.

La Figure 4.50 montre les mêmes courbes que celles de la Figure 4.49, mais la courbe de la valeur moyenne des déplacements des nœuds au début de la zone de transition a été ajoutée; celle-ci a été normalisée sur la longueur du fusible, L_F . À noter que dans ce cas, cette courbe additionnelle correspond à la déformation réelle du fusible, sur la longueur de la partie réduite du fusible. Les valeurs de déformations à l'ultime sont également montrées.

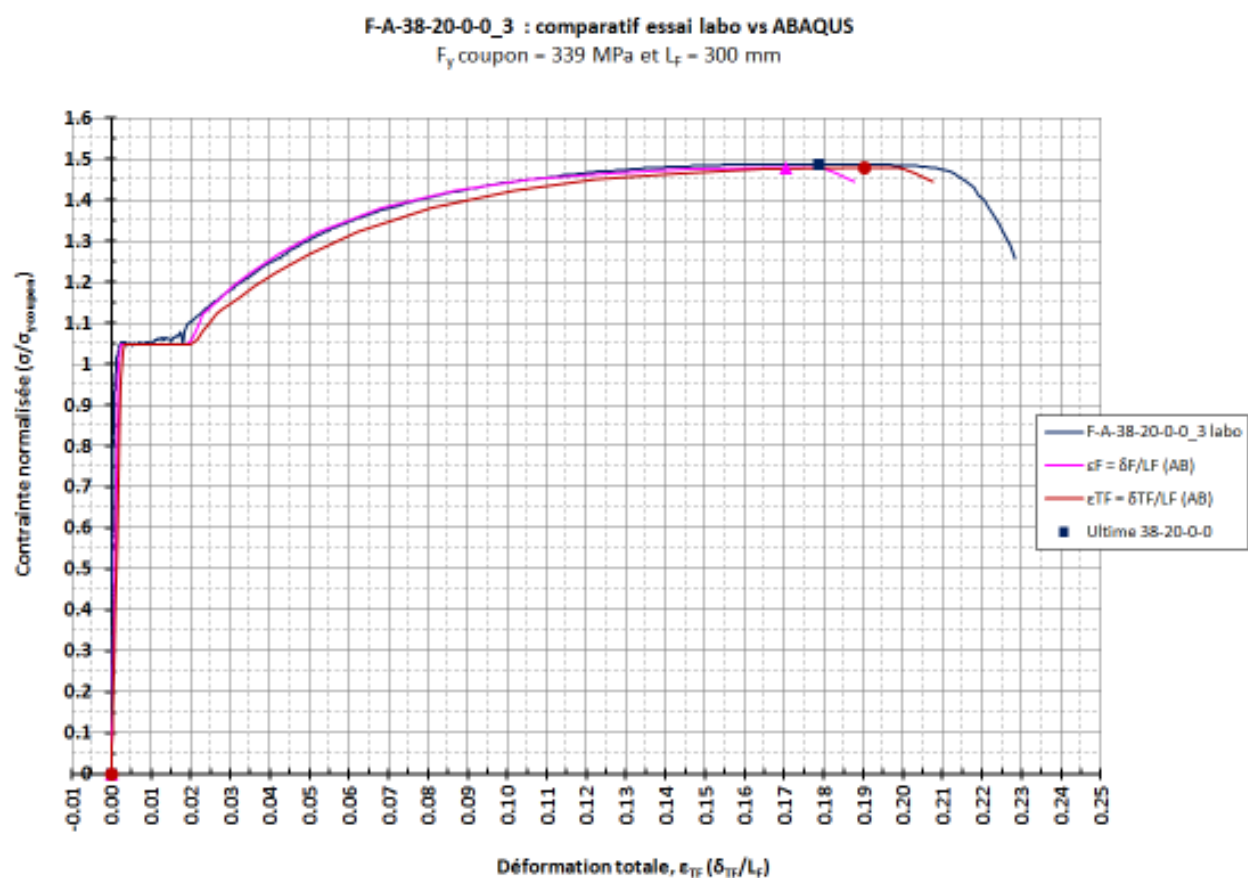


Figure 4.50: Courbes σ - ϵ_{TF} mesurée et prédites par ÉF, spécimen F-A-38-20-0-0_3 (sans défaut)

Comme on peut le voir, le fusible entier, incluant la zone de transition, se déforme plus que la partie de la section réduite du fusible (moyenne des déplacements au début de la zone de transition), ce qui est parfaitement normal car les allongements dans les zones de transition s'additionnent à ceux de la section réduite, pour obtenir au final l'allongement total du fusible à l'extérieur des zones de transition, δ_{TF} . D'ailleurs, cet allongement est celui qui a été mesuré pour le spécimen reproduit. Par contre, on voit que la courbe de déformation de la section réduite de l'analyse (ϵ_F) est celle qui s'approche le plus de la courbe de déformation totale mesurée pendant l'essai (déformation approximative). Il est fort probable que cette observation soit due à la non-homogénéité des propriétés mécaniques dans la section. Ainsi, la cornière réelle se déforme moins que le modèle ABAQUS, car ce dernier suppose une distribution homogène et uniforme des propriétés du matériau.

La Figure 4.51 présente la lecture de la jauge à la fin de la zone de transition, en comparaison avec la déformation obtenue d'un élément du modèle situé à la même position que la jauge. Les déformations de l'élément sont celles obtenues au point d'intégration.

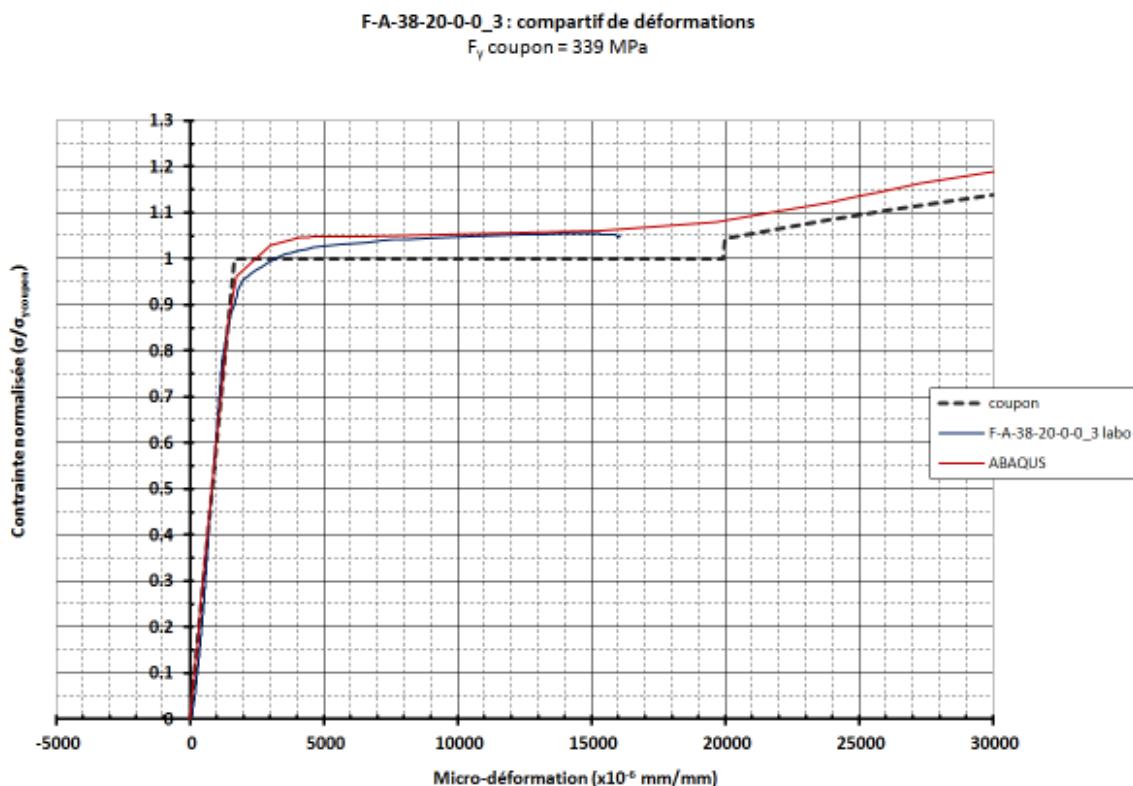


Figure 4.51: Courbes σ - ϵ au début de la section réduite, mesurée et prédites par ÉF.

On voit que les déformations de l'analyse ABAQUS sont similaires à celles mesurées sur le spécimen. Par contre, au point de plastification ($\varepsilon_y = F_y/E$; $\sigma = F_y$), il y a une légère différence entre les deux courbes : on attribue cette différence au fait que la flexion hors-plan de la cornière réelle est un peu plus prononcée que celle du modèle.

En parallèle avec les analyses ABAQUS, nous avons créé un tableur avec le logiciel MS-Excel pour évaluer l'allongement d'un fusible incluant l'allongement se produisant dans les zones de transition. Ce tableur permet d'évaluer et de tracer l'allongement de la cornière à la fin de la zone de transition, à chaque incrément de charge. Le fusible est discrétisé en plusieurs courts segments de même longueur, joints par des points désignés *stations de calcul*. L'allongement du fusible est obtenu par intégration numérique des déformations subies par chacun des segments, à partir des propriétés mécaniques du matériau. L'utilisateur décide au départ du nombre voulu de segments; dans notre cas, plus de 725 segments de 0.1 mm ont été utilisés. Les principales étapes de ce calcul sont :

- Une courbe caractéristique du matériau (courbe ingénieur) est définie pour toute la cornière, supposant un matériau homogène et isotrope;
- Le nombre voulu d'incrément de longueur est fixé;
- L'aire de la section est calculée à chaque station de calcul;
- Un incrément de charge est fixé. La charge est ensuite appliquée sur chaque segment;
- La contrainte normale sur la section à chaque station de calcul est égale à la charge appliquée divisée par l'aire de la section à la station de calcul. Ainsi, on suppose une contrainte uniforme sur la section;
- Pour chaque station de calcul, la déformation longitudinale associée à la contrainte est obtenue par interpolation sur la courbe caractéristique du matériau;
- L'allongement de segment de fusible est égal à la moyenne des déformations au début et à la fin du segment, multipliée par la longueur du segment, soit :

$$\delta_{\text{segment}} = \frac{1}{2} * (\varepsilon_i + \varepsilon_{i+1}) * (x_{i+1} - x_i)$$

- L'allongement total de la cornière, δ_{TF} , jusqu'à la fin de la zone de transition, est la sommation de tous les allongements des segments. Finalement, on peut diviser par la longueur du fusible, L_F , pour obtenir la déformation approximative du fusible.

La Figure 4.52 présente la comparaison entre la courbe contrainte-déformation obtenue des résultats du tableur Excel, et celle obtenue du modèle d'ÉF. Les contraintes sont normalisées sur la valeur F_{yc} des coupons, alors que les déformations correspondent aux déformations du fusible, sur la partie réduite seulement. Ainsi, les déformations présentées excluent les déformations de la zone de transition.

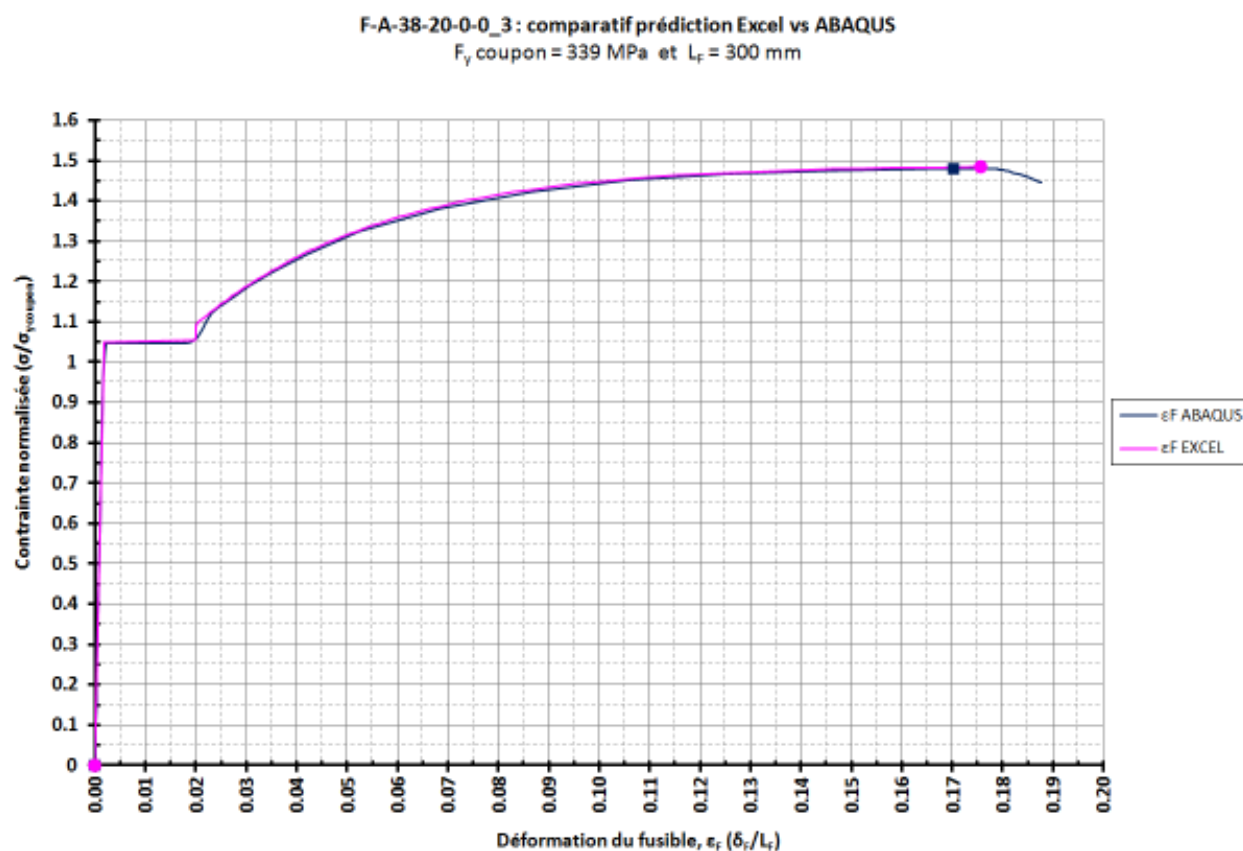


Figure 4.52: Déformation du fusible sur la section réduite, au début de la zone de transition

La Figure 4.53 présente la comparaison entre la courbe contrainte-déformation totale obtenue des résultats du tableur Excel, et celle obtenue du modèle d'ÉF. Les contraintes sont normalisées sur la valeur F_{yc} des coupons, alors que les déformations correspondent aux déformations totales approximatives du fusible, incluant les déformations de la zone de transition.

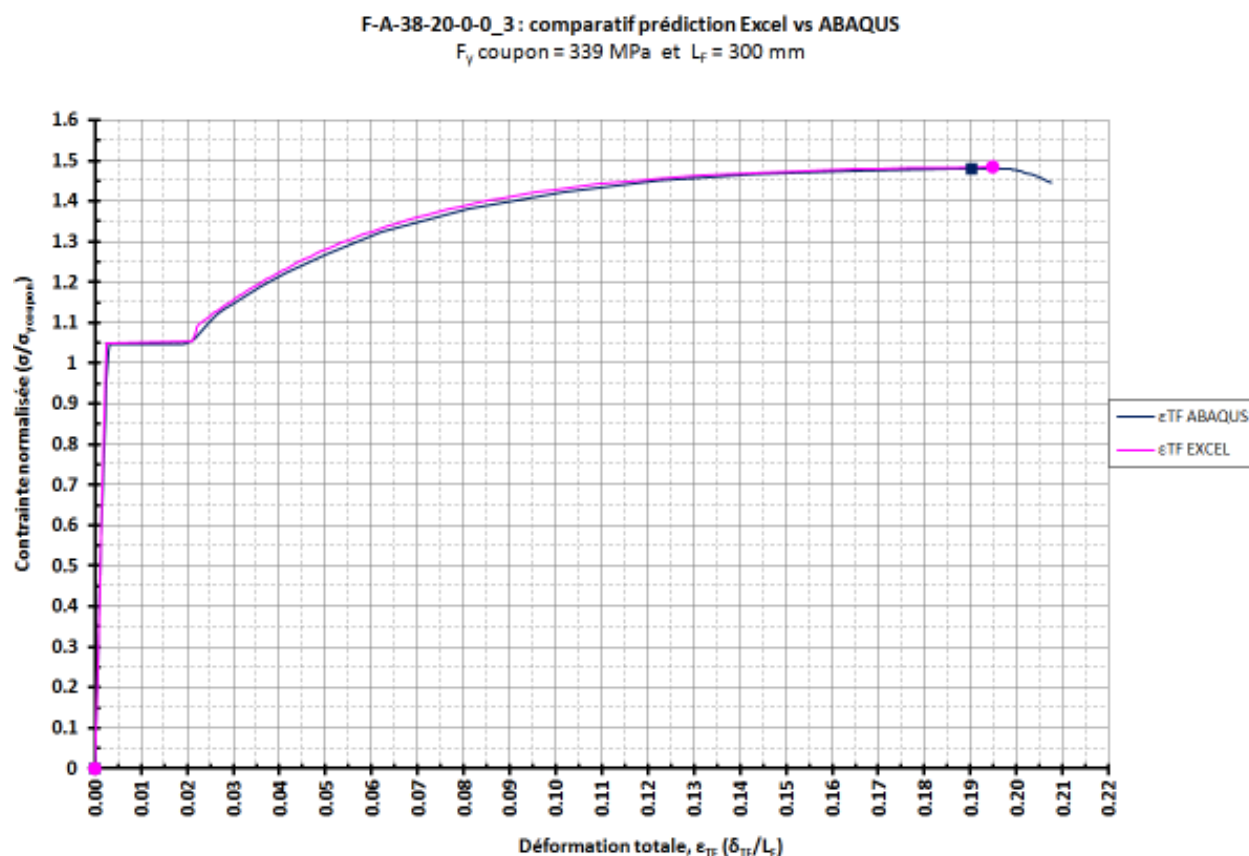


Figure 4.53: Déformation totale approximative, à la fin de la zone de transition

Dans les deux cas, au début de la zone de transition (ϵ_F) et à la fin de la zone de transition (ϵ_{TF}), les résultats obtenus des deux méthodes sont comparables. Le léger décalage sur la valeur de déformation à l'ultime s'explique par la supposition faite dans le tableur sur la répartition uniforme de la contrainte sur toute la section, d'une part, et par le fait que le modèle d'ÉF inclut la flexion, alors que le tableur non. Ainsi, par simple intégration numérique avec un tableur Excel, on peut prédire la l'allongement total, ou la déformation, d'un fusible jusqu'au point ultime, sans qu'il ne soit nécessaire de passer par un logiciel d'ÉF.

4.1.3.2.2 F-A-38-20-1R-2_1

On examine le comportement de la cornière F-A-38-20-1R-2_1 ayant un défaut semi-circulaire de rayon égal à 2 mm. Deux modèles ont été réalisés conjointement : un modèle de la moitié de la cornière, avec des CF de symétrie, et un modèle complet. Les résultats de ces deux modèles ont ensuite été comparés entre eux. La Figure 4.54 présente les deux modèles.

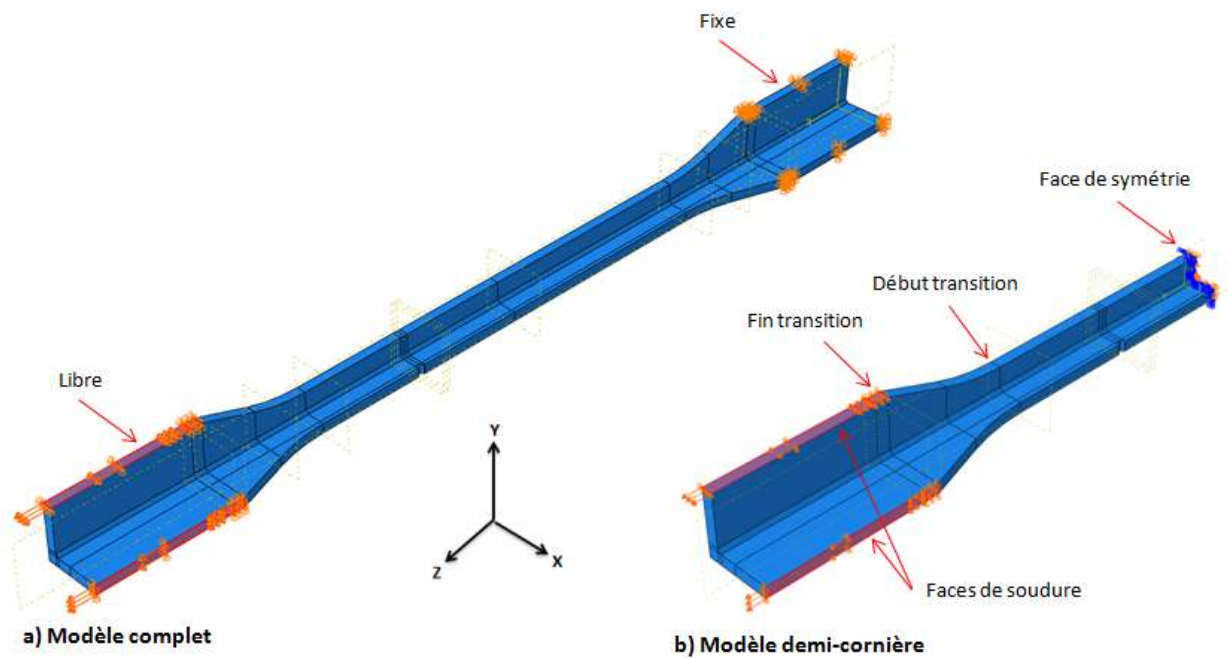


Figure 4.54: Modèles ABAQUS du spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)

Pour le modèle complet, les CF sont :

- CF aux soudures du bas (libre) : U_x et U_y bloqués
- CF aux soudures du haut (fixe) : U_x , U_y et U_z bloqués

Pour la demi-cornière, les CF sont :

- CF à la face de symétrie : U_z , U_{R_x} et U_{R_y} bloqués
- CF aux faces de soudure : U_x et U_y bloqués

Les autres paramètres sont identiques à ceux du modèle précédent (F-A-38-20-0-0_3), incluant les valeurs de résistance modifiées. La section en triangle équivalent a été également utilisée. Les dimensions des ailes de la cornière réelle sont, pour la partie réduite :

- Aile gauche : $b_F = 20.15$ mm et $t_F = 6.19$ mm
- Aile droite : $b_F = 20.18$ mm et $t_F = 6.32$ mm
- Défaut : demi-cercle de 2 mm

Comme pour la modélisation précédente, nous sommes intéressés plutôt au comportement global de la cornière. Ainsi, la moyenne des dimensions de la largeur et de l'épaisseur des ailes ont été utilisées; une largeur d'aile de 20.16 mm et une épaisseur de 6.26 mm ont été appliquées aux deux ailes, pour simplifier la modélisation ainsi que le maillage. La Figure 4.55 présente le maillage du modèle de la demi-cornière.

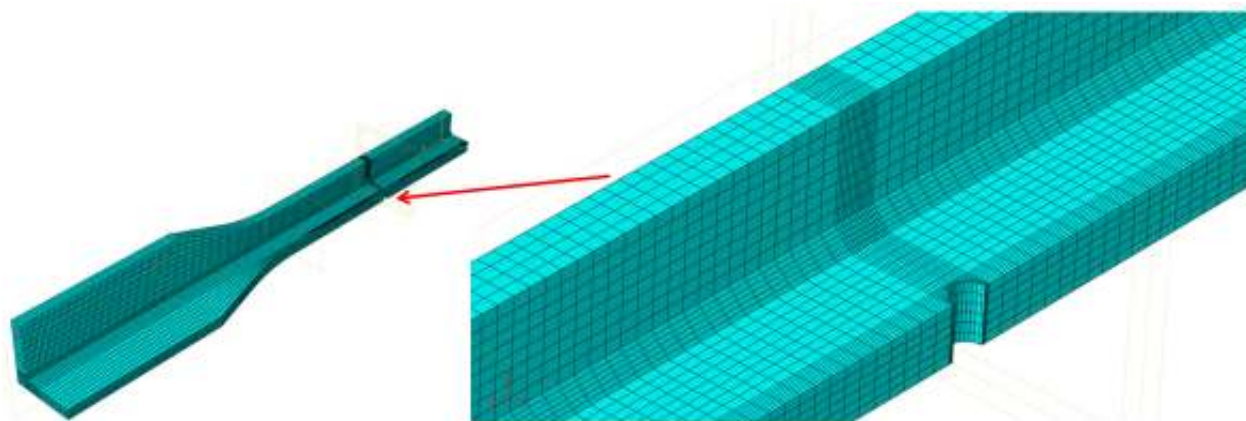


Figure 4.55: Maillage du modèle de la demi-cornière

Pour la cornière réelle, les aires de la section sont 215.45 mm^2 pour la section avoisinant le défaut, et de 203.55 mm^2 au droit du défaut. Pour le modèle, les mêmes aires sont 215.48 mm^2 et 202.96 mm^2 , respectivement. Ainsi, les aires de sections sont comparables. Quatre éléments sur l'épaisseur ont été utilisés pour l'aile sans défaut, alors que six éléments ont été employés pour

l'aile avec le défaut. De plus, afin que les deux modèles soient comparables, le même maillage a été appliqué aux deux modèles. Un déplacement en rampe, suivant le DDL U_3 (Z global positif), a été imposé.

La Figure 4.56 présente les deux courbes σ - ϵ_{TF} obtenues des deux modèles. La contrainte est obtenue en divisant la charge par l'aire brute de la section (215.45 mm^2) puis normalisée par rapport à la valeur de F_{yc} du coupon ($F_{yc} = 339 \text{ MPa}$). De plus, le même maillage a été conservé entre les deux modèles, afin d'être comparable.

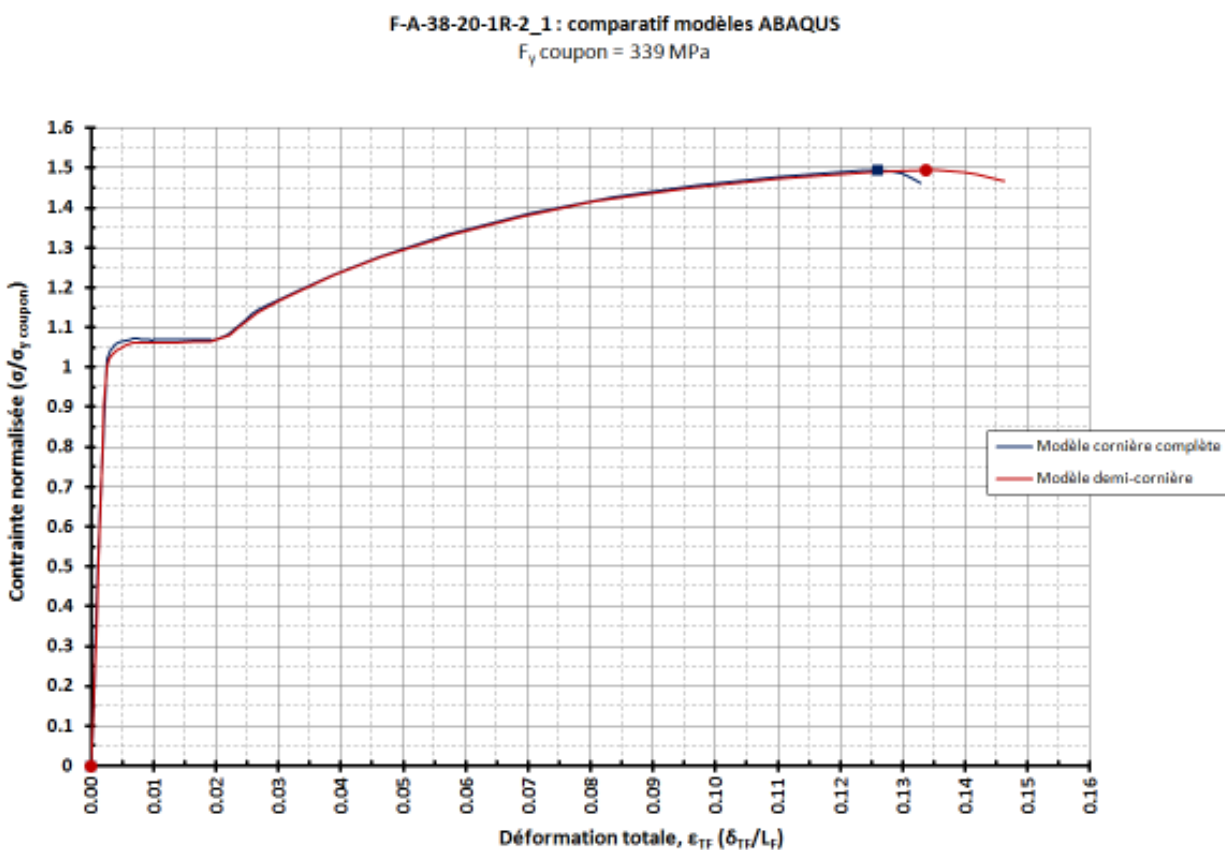


Figure 4.56: Comparaison des deux modèles pour le spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)

On voit que les résultats sont comparables jusqu'à l'ultime. On note toutefois que la déformation ultime du modèle complet se produit légèrement avant celle du demi-modèle. Pour la suite du déroulement, le modèle de la demi-cornière sera utilisé dans les prochains modèles pour l'analyse

des défauts, ce qui permet de réduire le temps d'analyse considérablement. La comparaison avec la cornière sans défauts sera aussi faite sur la base d'un même modèle représentant une demi-cornière.

La Figure 4.57 présente les courbes force-déformation totale obtenues de l'analyse ABAQUS, et comparées avec la courbe réelle de l'essai en laboratoire. Les deux courbes sont normalisées par rapport à la charge de plastification du spécimen P_{yF} mesurée lors de l'essai, soit 74.6 kN. L'abscisse de la courbe ϵ_F correspond à la déformation du fusible, excluant les zones de transition, alors que l'abscisse de la courbe ϵ_{TF} correspond à la déformation totale approximative du fusible, incluant les zones de transition. La valeur moyenne des déplacements des nœuds au début de la zone de transition est utilisée pour déterminer ϵ_F , alors que la valeur moyenne des déplacements des nœuds à la fin de la transition est utilisée pour déterminer ϵ_{TF} .

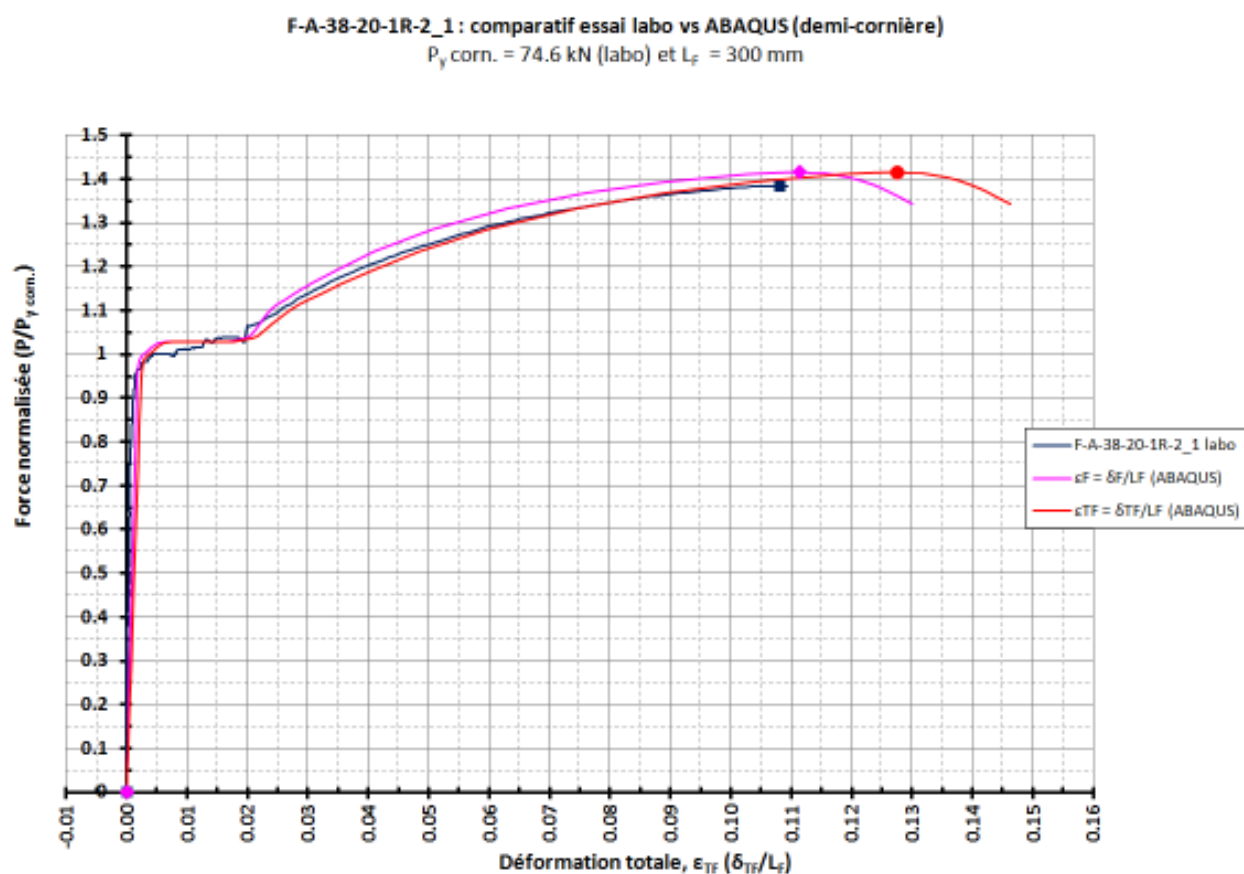


Figure 4.57: Courbes P- ϵ mesurée et prédite par ÉF, spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)

On voit que le plateau de plastification de l'analyse est légèrement plus élevé que celui obtenu durant l'essai. On observe également que la courbe de l'essai affiche un plateau de plastification en forme de palier, comparativement à ceux des modèles par ÉF, et que la valeur de charge des modèles, au début du plateau de plastification, est légèrement plus élevée que celle mesurée durant l'essai. En effet, dans le modèle d'ÉF, nous avons utilisé la limite élastique corrigée provenant des cornières sans défauts, soit 356 MPa. Avec cette contrainte, on obtient des charges de plastification distinctes sur l'aire réduite par le défaut du modèle (202.96 mm^2) et sur l'aire brute du modèle (215.48 mm^2) de 72.4 kN et 76.7 kN, respectivement, soit 0.97 et 1.03 fois la charge mesurée pendant l'essai (74.6 kN). Sur la Figure 4.57, le comportement linéaire obtenu de l'analyse s'arrête à environ 97% de la charge de plastification mesurée. La pente diminue alors graduellement pour atteindre un plateau à 1.03 fois la charge de plastification mesurée. L'analyse ABAQUS confirme donc la plastification progressive du fusible, plastification qui débute au droit du défaut et qui se poursuit dans le reste du fusible une fois que l'écrouissage vis-à-vis le défaut a permis d'augmenter la résistance du fusible à cet endroit de 72.4 kN à 76.7 kN. Enfin, on remarque que la valeur de déformation du spécimen à l'ultime, déformation qui inclut les déformations des zones de transition, se rapproche beaucoup plus de la valeur obtenue du modèle par ÉF, excluant les zones de déformations (ϵ_F).

La Figure 4.58 présente les mêmes courbes que la Figure 4.57, mais sans les déformations du fusible, qui excluent les déformations des zones de transition.

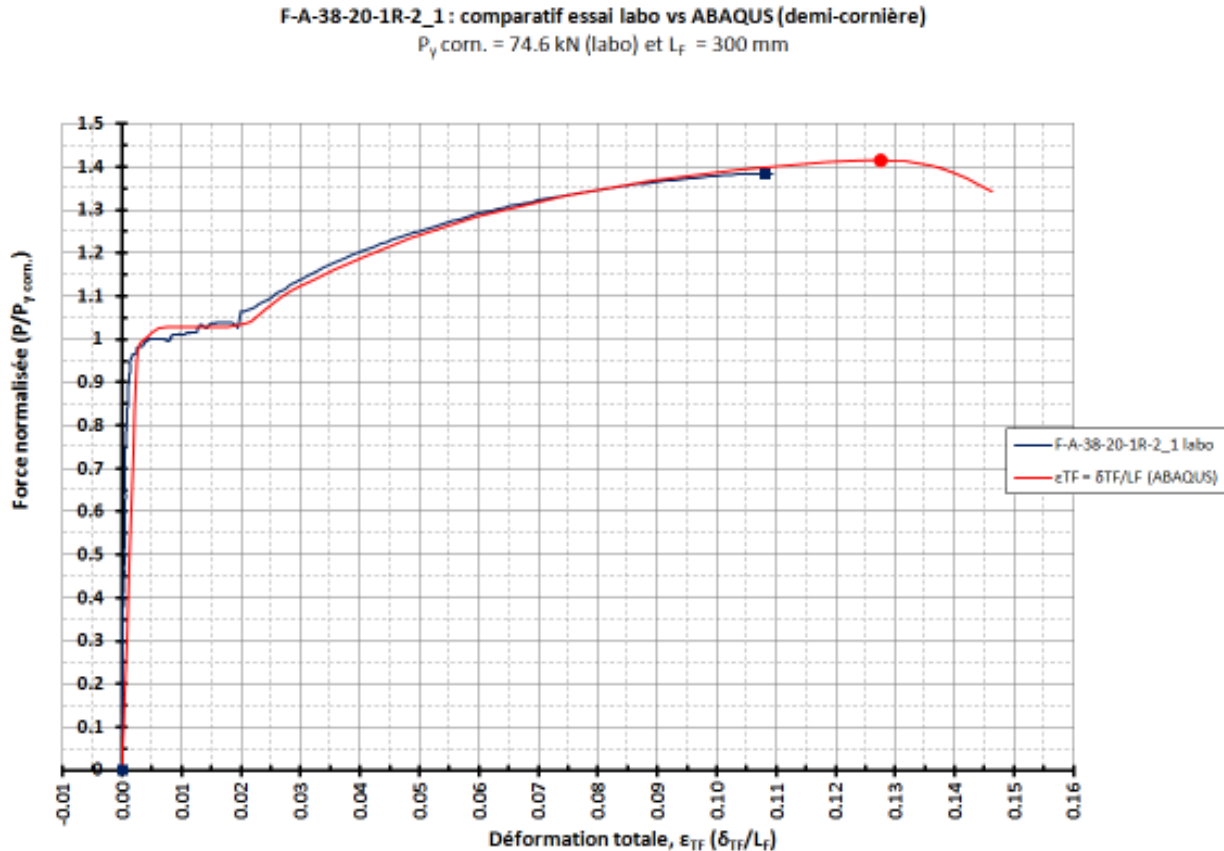


Figure 4.58: Courbes P - ϵ_{TF} mesurée et prédite par ÉF, spécimen F-A-38-20-1R-2_1 (avec défaut)

On remarque que dans la zone d'écrouissage, la courbe P - ϵ_{TF} prédite par l'analyse correspond bien à la courbe obtenue de l'essai, ce qui confirme l'adéquation du modèle d'analyse car les allongements pour ces deux courbes sont établis pour la même longueur de référence. Par contre, comme on le voit, les courbes divergent quant à la valeur de déformation approximative atteinte à l'ultime. En effet, la déformation approximative à l'ultime de l'essai (0.11 mm/mm) est plus faible que celle obtenue du modèle d'ÉF (0.127 mm/mm), soit une différence de 15%. Deux raisons peuvent expliquer cet écart : d'abord, la distribution non-homogène des propriétés mécaniques à travers la section qui peut affecter les déformations et qui n'a pas été modélisée; et d'autre part, la modélisation simplifiée du spécimen en demi-longueur. En effet, on a vu précédemment qu'il y avait un léger décalage sur la valeur de la déformation à l'ultime, entre un modèle complet et un demi-modèle. Par contre, il est difficile de dire laquelle des deux est la bonne raison.

Dans l'ensemble, les deux modèles de validation donnent des résultats assez proches des essais réels. Par contre, comme l'ont démontré les simulations, il faudrait incorporer dans de futures analyses sur ABAQUS la variation des propriétés mécaniques dans la section ou, dans le cas où seulement le comportement global est d'intérêt, la courbe caractéristique de la partie réduite de la cornière; c'est-à-dire, la charge moyenne enregistrée de la presse, en fonction des déplacements mesurés au début des deux zones de transition. Ainsi, on obtiendrait la courbe caractéristique globale de la cornière.

4.1.3.3 Influence des défauts, simulations numériques

Afin de compléter les essais en laboratoire des cornières avec défaut, des simulations numériques ont été réalisées avec le logiciel ABAQUS. Ainsi, le modèle précédent de la demi-cornière, avec défaut, a été conservé pour réaliser les analyses supplémentaires, mais les valeurs de $F_{yc} = 339$ MPa et $F_{uc} = 488$ MPa provenant des coupons de caractérisation ont par contre été utilisées. En effet, le but n'étant pas de reproduire des essais, comme dans les analyses par ÉF précédentes. Onze analyses ont été réalisées en faisant varier la profondeur du défaut de 0.25 mm à 8 mm. À la différence des trois configurations de défaut étudiées en laboratoire (1R-2, 1R-4 et 1E-2/10), une longueur constante de 4 mm a été considérée et, sur la base des conclusions faites des essais en laboratoire, seule l'influence de la profondeur du défaut a été examinée. Le défaut était donc de forme elliptique lorsque la profondeur était inférieure à 2 mm, semi-circulaire pour une profondeur de 2 mm et en U pour une profondeur supérieure à 2 mm. Pour le défaut de 4 mm, une profondeur demi-circulaire a été également analysée, c'est-à-dire : 4 mm de profondeur et 8 mm de longueur. Pour les défauts de 4 mm et 6 mm de profondeur, une forme elliptique (au lieu de la forme en U) a été également simulée afin de voir l'effet de la forme sur le comportement inélastique de la cornière. Afin de pouvoir comparer les modèles de cornières entre eux et ainsi tirer des conclusions, un modèle sans défaut a été d'abord analysé. La Figure 4.59 montre le détail des défauts supplémentaires analysés.

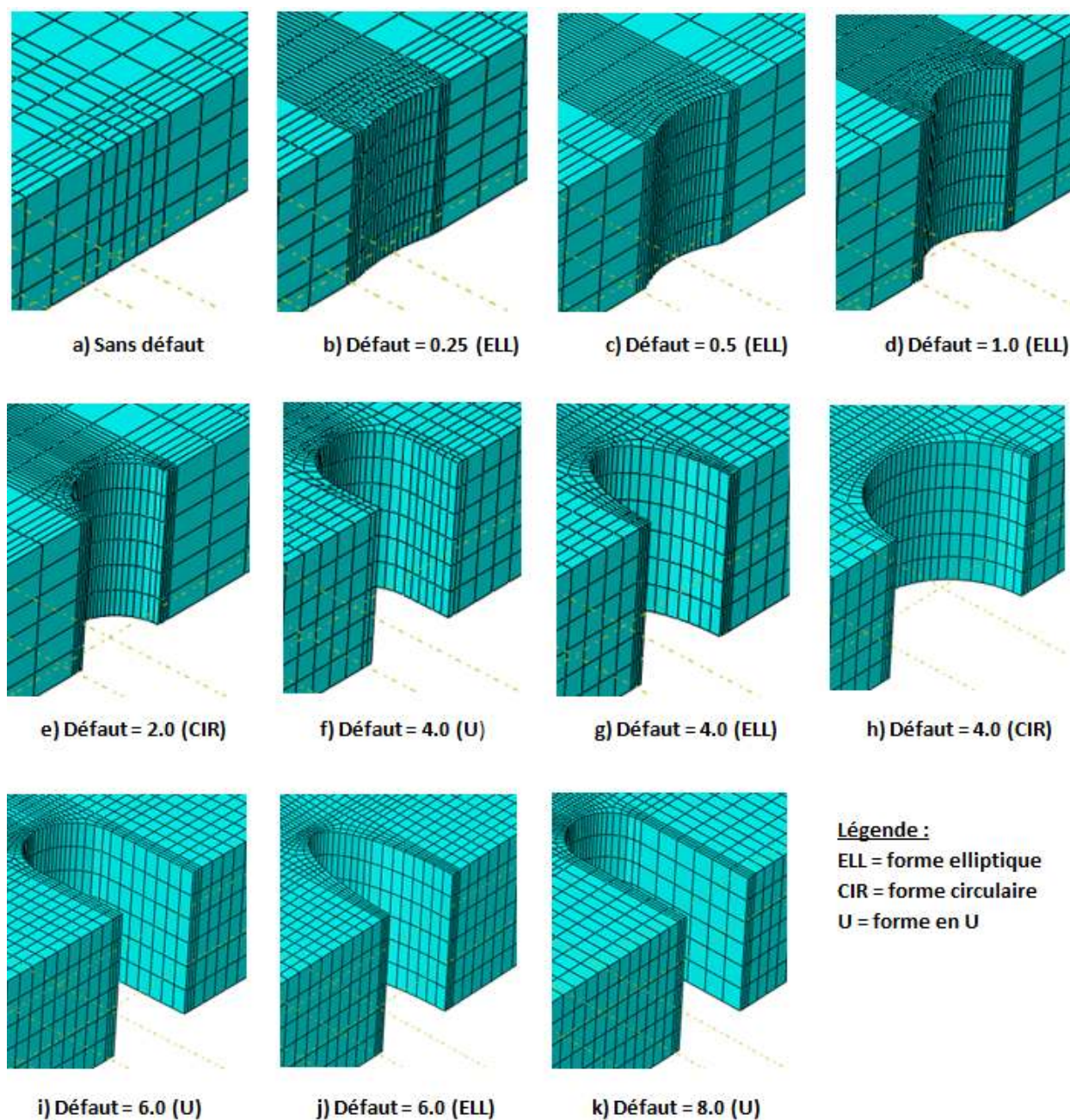


Figure 4.59: Forme des défauts analysés par simulations numériques (ÉF)

Les Tableaux 4.4 et 4.5 présentent les données ainsi que les résultats des analyses par ÉF, sur la profondeur des défauts.

Tableau 4.4: Données et résultats des analyses par ÉF, sur l'effet des défauts

Id.	forme	bf'/2	t'	Dn	Ln	Af'	Af'min	Pyf'	Puf'	Puf'/Pyf'
(Fy = 339 / Fu = 488)	—	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm ²)	(mm ²)	(kN)	(kN)	—
F-A-38-20-0-0	—	20.16	6.26	0.00	0.0	215.5	215.5	73.0	105.3	1.441
F-A-38-20-1R-0.25	ELL	20.16	6.26	0.25	4.0	215.5	213.9	73.0	105.2	1.440
F-A-38-20-1R-0.5	ELL	20.16	6.26	0.50	4.0	215.5	212.4	73.0	105.1	1.439
F-A-38-20-1R-1	ELL	20.16	6.26	1.00	4.0	215.5	209.2	73.0	104.7	1.433
F-A-38-20-1R-2	CIR	20.16	6.26	2.00	4.0	215.5	203.0	73.0	102.6	1.404
F-A-38-20-1R-4	U	20.16	6.26	4.00	4.0	215.5	190.4	73.0	95.3	1.304
F-A-38-20-1R-6	U	20.16	6.26	6.00	4.0	215.5	177.9	73.0	88.3	1.209
F-A-38-20-1R-8	U	20.16	6.26	8.00	4.0	215.5	165.4	73.0	82.1	1.124

Id.	forme	bf'/2	t'	Dn	Dn	Af'	Af'min	Pyf'	Puf'	Puf'/Pyf'
(Fy = 339 / Fu = 488)	—	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm ²)	(mm ²)	(kN)	(kN)	—
F-A-38-20-1R-4	U	20.16	6.26	4.00	4.0	215.5	190.4	73.0	95.3	1.304
F-A-38-20-1R-4	Ellipse	20.16	6.26	4.00	4.0	215.5	190.4	73.0	96.0	1.314
F-A-38-20-1R-4	Rond	20.16	6.26	4.00	8.0	215.5	190.4	73.0	95.0	1.301
F-A-38-20-1R-6	U	20.16	6.26	6.00	4.0	215.5	177.9	73.0	88.3	1.209
F-A-38-20-1R-6	Ellipse	20.16	6.26	6.00	4.0	215.5	177.9	73.0	89.4	1.224

Tableau 4.5: Données et résultats des analyses par ÉF, sur l'effet des défauts (suite)

Id.	forme	Puf'/Puf	δu'	δu'/Lf	δu'/δu	bfmin/bf	Af'min/Af'	Réduction Af' (%)	Réduction δu' (%)	Réduction Puf' (%)
(Fy = 339 / Fu = 488)	—	105.3	(mm)	(mm/mm)	57.8	—	—	Af' (%)	δu' (%)	Puf' (%)
F-A-38-20-0-0	—	1.000	57.8	0.193	1.000	1.00	1.000	0.0%	0.0%	0.0%
F-A-38-20-1R-0.25	ELL	1.000	58.1	0.194	1.005	0.99	0.993	-0.7%	0.5%	0.0%
F-A-38-20-1R-0.5	ELL	0.999	56.3	0.188	0.973	0.98	0.985	-1.5%	-2.7%	-0.1%
F-A-38-20-1R-1	ELL	0.994	50.4	0.168	0.871	0.95	0.971	-2.9%	-12.9%	-0.6%
F-A-38-20-1R-2	CIR	0.975	39.5	0.132	0.684	0.90	0.942	-5.8%	-31.6%	-2.5%
F-A-38-20-1R-4	U	0.905	25.9	0.086	0.447	0.80	0.884	-11.6%	-55.3%	-9.5%
F-A-38-20-1R-6	U	0.839	19.9	0.066	0.345	0.70	0.826	-17.4%	-65.5%	-16.1%
F-A-38-20-1R-8	U	0.780	17.0	0.057	0.293	0.60	0.768	-23.2%	-70.7%	-22.0%

Id.	forme	Puf'/Puf	δu'	δu'/Lf	δu'/δu	bfmin/bf	Af'min/Af'	Réduction Af' (%)	Réduction δu' (%)	Réduction Puf' (%)
(Fy = 339 / Fu = 488)	—	105.3	(mm)	(mm/mm)	57.8	—	—	Af' (%)	δu' (%)	Puf' (%)
F-A-38-20-1R-4	U	0.905	25.9	0.086	0.447	0.80	0.884	-11.6%	-55.3%	-9.5%
F-A-38-20-1R-4	Ellipse	0.912	27.0	0.090	0.467	0.80	0.884	-11.6%	-53.3%	-8.8%
F-A-38-20-1R-4	Rond	0.903	25.5	0.085	0.441	0.80	0.884	-11.6%	-55.9%	-9.7%
F-A-38-20-1R-6	U	0.839	19.9	0.066	0.345	0.70	0.826	-17.4%	-65.5%	-16.1%
F-A-38-20-1R-6	Ellipse	0.850	21.5	0.072	0.371	0.70	0.826	-17.4%	-62.9%	-15.0%

Dans les Tableaux 4.4 et 4.5, les valeurs de $b_f'/2$ et de t' sont la largeur de l'aile ainsi que l'épaisseur, respectivement. Les valeurs de D_n et L_n correspondent aux dimensions du défaut

modélisé, soient la profondeur et la longueur. Les valeurs de A_F' indiquées correspondent à la l'aire de la section réduite du fusible (aussi aire brute du fusible), avant le défaut, et calculée avec l'Équation 14. Les aires minimales du fusible, A_{Fmin}' , correspondent à l'aire calculée au droit du défaut. Les valeurs P_{yF}' et P_{uF}' sont les charges de plastification et à l'ultime du modèle, obtenues de l'analyse. Les valeurs de P_{uF}' / P_{yF}' correspondent au rapport de la charge ultime sur la charge de plastification du modèle. Les valeurs de P_{uF}' / P_{uF} correspondent au rapport de la charge ultime du modèle sur la charge ultime du modèle sans défaut (F-A-38-20-0-0), soit 105.3 kN. Les valeurs de δ_u' correspondent à l'allongement total, incluant les déformations des zones de transition, à la contrainte ultime. Les valeurs de δ_u' / L_F correspondent aux déformations approximatives des modèles, à l'ultime. Les valeurs de δ_u' / δ_u correspondent au rapport de l'allongement total à l'ultime du modèle sur l'allongement total à l'ultime du modèle sans défaut, soit 57.8 mm. Les valeurs de A_{Fmin}' / A_F' correspondent au rapport de la valeur calculée de A_{Fmin}' sur la valeur de A_F' , soit 215.5 mm². Les dernières colonnes correspondent aux réductions, en pourcentage, de : l'aire, l'allongement ultime et la charge ultime. Des Tableaux 4.4 et 4.5, on peut remarquer que les réductions sont plus importantes sur l'allongement à l'ultime, δ_u , que sur la charge à l'ultime, P_{uF} . En effet, on voit que les valeurs de δ_u chutent drastiquement pour les défauts de plus de 1 mm de profondeur, comparativement à la charge ultime. De plus, pour un défaut variant de 0 (aucun) à 4 mm de profondeur, on remarque que les rapports de la charge ultime (P_{uF}' / P_{uF}) se situent dans une plage de 1 et 0.905, ce qui est similaire à la plage des essais en laboratoire (Figure 4.42).

La Figure 4.60 présente les courbes force-déformation totale obtenues des simulations sur ABAQUS. Les forces sont normalisées sur la valeur de la charge de plastification, P_{yF} , du modèle sans défaut (F-A-38-20-0-0), soit 73 kN. Les déformations totales utilisées pour tracer les courbes des simulations par ÉF sont obtenues des allongements moyens de tous les déplacements longitudinaux des nœuds situés à la fin de la zone de transition (voir Figure 4.46), ce qui inclut les déformations se produisant dans les zones de transition, divisées par la longueur du fusible, L_F . Ainsi, les déformations totales présentées sont approximatives.

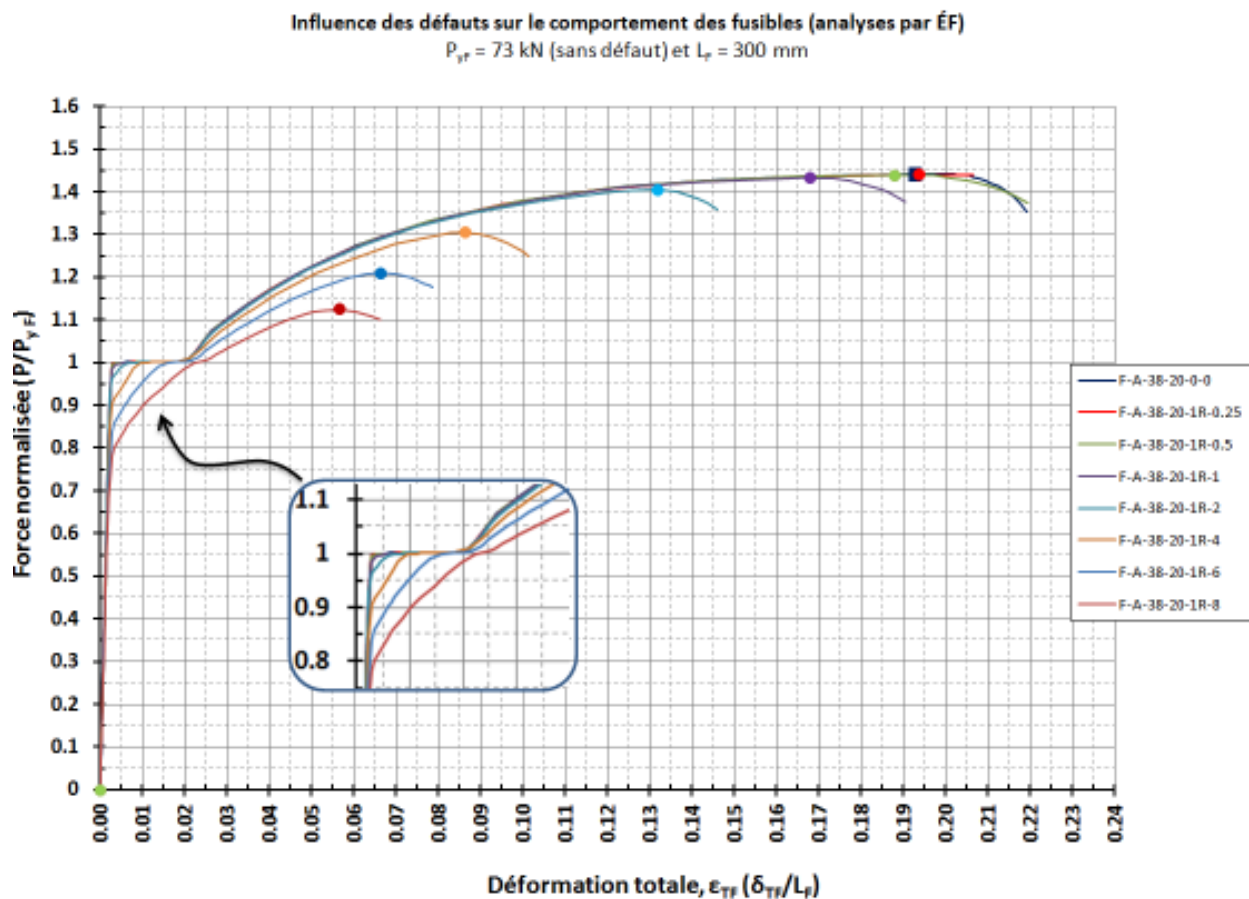


Figure 4.60: Courbes de résultats $P-\epsilon_{TF}$ des analyses par ÉF (avec transitions)

Comme on peut le voir sur la Figure 4.60, un défaut de 0.25 mm de profondeur, soit 1.25% de la largeur de l'aile réduite avant défaut ($b_F/2$), n'occasionne pas de réduction significative de l'allongement à l'ultime du fusible. Également, on observe une pente de transition entre la fin de la phase de proportionnalité et le plateau de plastification. Celle-ci est causée par l'influence de la plastification à l'aire nette au droit du défaut sur la plastification complète du fusible. Cette plastification progressive a d'ailleurs été observée sur les spécimens testés en laboratoire, ce qui valide le comportement des modèles par ÉF à cet égard. On note également que la longueur d'influence de cette plastification progressive augmente avec la profondeur du défaut. On voit d'ailleurs qu'avec un défaut de plus de 8 mm de profondeur, il n'y a presque plus de plateau de plastification; c'est ainsi dire qu'à cette profondeur d'entaille, le comportement du fusible est surtout régi par l'aire nette au droit du défaut. On observe également que les courbes dans la zone d'écrouissage ne varient pas beaucoup pour des défauts jusqu'à 0.5 mm de profondeur. Par la

suite, on voit que les courbes $P-\varepsilon_{TF}$ s'écartent de plus en plus de la courbe sans défaut (F-A-38-20-0-0) avec l'augmentation de la profondeur du défaut. D'ailleurs, la valeur de la charge ultime, P_{uF} , réduit également.

À titre complémentaire, la Figure 4.61 présente les mêmes courbes que la Figure 4.60, mais cette fois-ci les déformations correspondent aux déformations de la partie réduite du fusible seulement, excluant les zones de transition. Les déformations du fusible utilisées pour tracer les courbes sont obtenues des allongements moyens de tous les déplacements longitudinaux des nœuds situés au début de la zone de transition (voir Figure 4.46), divisés par la longueur du fusible, L_F .

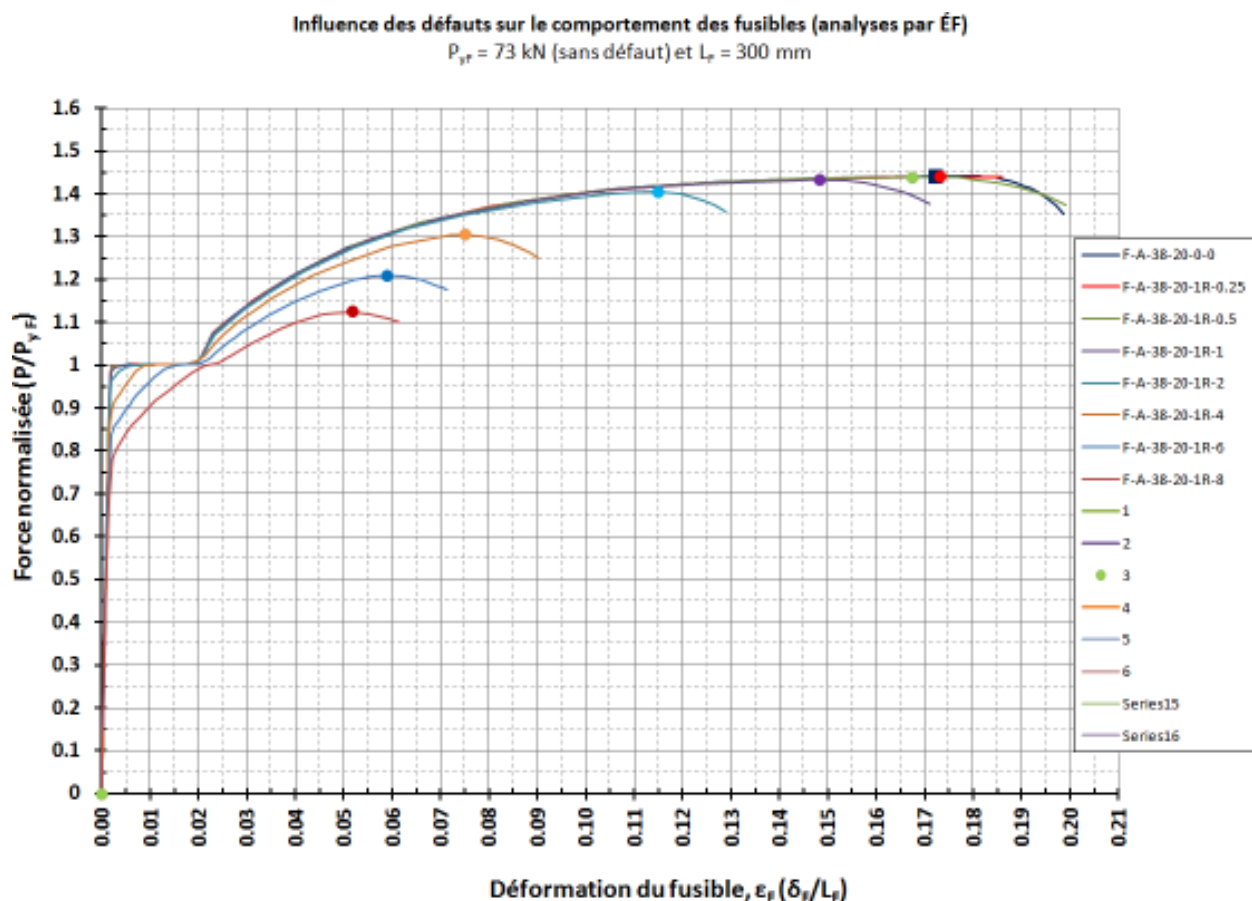


Figure 4.61: Courbes de résultats $P-\varepsilon_F$ des analyses par ÉF (sans transitions)

Sauf pour l'amplitude des déformations, l'allure des courbes est identique entre les deux figures.

Il est connu en résistance des matériaux que les concentrations de contraintes en régime élastique sont plus élevées lorsque le rayon de courbure au fond d'un défaut est réduit (Bazergui et *al.*, 1987). Ainsi, un défaut en forme de demi-ellipse de 4 mm de longueur et de 4 mm de profondeur (rayon petit), devrait être plus pénalisant qu'un défaut en forme de U de même dimension (rayon plus grand), ou qu'un défaut demi-circulaire. Afin de vérifier cette affirmation, deux modèles avec des défauts en demi-ellipse et demi-circulaire ont été également analysés (formes g et h sur la Figure 4.59) et comparés avec les résultats du défaut en U. La Figure 4.62 présente les courbes $P-\varepsilon_{TF}$, pour le modèle F-A-38-1R-4. Les défauts avaient la même profondeur de 4 mm, seule leur forme variait. Les formes analysées étaient : une forme en U de 4 mm de largeur et de 4 mm de profondeur, une forme demi-ellipse de 4 mm de largeur et de 4 mm de profondeur, et une forme demi-circulaire de 8 mm de largeur et de 4 mm de profondeur. Les charges sont normalisées sur la valeur de P_{yF} du modèle sans défaut et les déformations correspondent aux déformations totales approximatives.

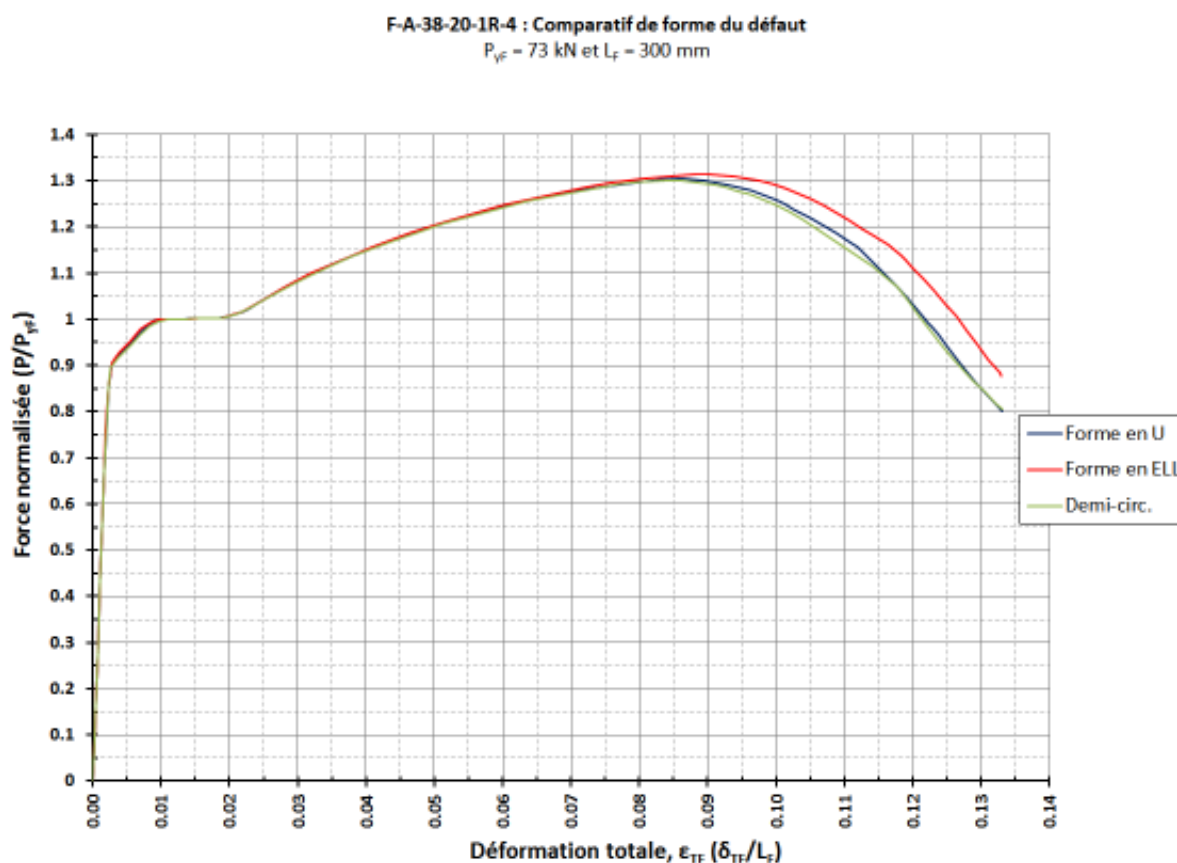


Figure 4.62 : Courbes $P-\varepsilon_F$ pour une même profondeur de défaut (4 mm) et pour différentes formes du défaut

De la Figure 4.62, on remarque qu'en régime inélastique, les simulations par ÉF démontrent le contraire de ce qui a été affirmé précédemment. En effet, on voit qu'en termes de déplacement à l'ultime, la forme en demi-ellipse s'allonge plus que la forme en U et en demi-circulaire. Par contre, avant l'ultime, on remarque que les résultats sont identiques. Ainsi, avant le point ultime, la forme du défaut n'a aucun effet sur le comportement inélastique de la cornière, pour un défaut de même profondeur. Également, on voit qu'entre un défaut en forme de U (4 mm de profondeur et 4 mm de longueur) et un défaut en forme de demi-cercle (4 mm de profondeur et 8 mm de longueur), il n'y a aucune différence. Les mêmes analyses ont été réalisées pour un rayon de 6 mm (résultats non présentés ici) et les mêmes observations ont été constatées.

Les résultats des analyses supplémentaires ont été ajoutés à ceux des essais en laboratoire, afin d'avoir un portrait plus complet de l'impact des défauts sur le comportement plastique d'une cornière à section réduite, utilisée comme fusible dans un FDA. Le Tableau 4.6 présente les résultats des essais ainsi que des analyses.

Tableau 4.6: Résumé des essais en laboratoire et des analyses par ÉF sur l'effet des défauts

Forme	id.	Dn (mm)	Ln (mm)	Af'min/Af'	bf'min/bf'	Dn/bf'	Puf'/Puf'm	$\delta u'/\delta u'm$	$\delta u'/Lf$ (mm/mm)	Type essai
sans défaut	0-0	0.00	0.00	1.00	1.00	0.00	1.00	0.98	0.175	Labo
	0-0	0.00	0.00	1.00	1.00	0.00	0.98	1.01	0.181	Labo
	0-0	0.00	0.00	1.00	1.00	0.00	1.02	1.00	0.179	Labo
	0-0	0.00	0.00	1.00	1.00	0.00	1.00	1.00	0.193	ABAQUS
demi-cercle (r=2)	1R-2.0	2.00	3.95	0.94	0.90	0.10	0.98	0.61	0.108	Labo
	1R-1.2	1.20	3.60	0.96	0.94	0.06	0.99	0.83	0.148	Labo
	1R-1.1	1.10	3.37	0.97	0.94	0.06	0.99	0.89	0.158	Labo
	1R-2.0	2.00	4.00	0.94	0.90	0.10	0.98	0.68	0.132	ABAQUS
demi-cercle (r=4)	1R-3.80	3.80	7.90	0.89	0.81	0.19	0.94	0.44	0.079	Labo
	1R-3.52	3.52	7.82	0.90	0.82	0.18	0.93	0.47	0.083	Labo
	1R-3.55	3.55	7.82	0.89	0.82	0.18	0.93	0.44	0.079	Labo
forme de U (ÉF)	1U-4	4.00	4.00	0.88	0.80	0.20	0.91	0.45	0.086	ABAQUS
	1U-6	6.00	4.00	0.83	0.70	0.30	0.84	0.34	0.066	ABAQUS
	1U-8	8.00	4.00	0.77	0.60	0.40	0.78	0.29	0.057	ABAQUS
ellipse (ÉF)	1E-0.25	0.25	4.00	0.99	0.99	0.01	1.00	1.00	0.194	ABAQUS
	1E-0.50	0.50	4.00	0.99	0.98	0.02	1.00	0.97	0.188	ABAQUS
	1E-1.00	1.00	4.00	0.97	0.95	0.05	1.00	0.87	0.168	ABAQUS
ellipse (2/10)	1E-1.72	1.72	9.90	0.95	0.91	0.09	0.98	0.67	0.120	Labo
	1E-2.42	2.42	10.00	0.93	0.88	0.12	0.98	0.60	0.107	Labo
	1E-1.69	1.69	9.81	0.95	0.92	0.09	0.98	0.71	0.127	Labo
multiple (r=2)	8R-1.82	1.82	3.90	0.95	0.90	0.09	0.97	0.86	0.152	Labo
	8R-1.92	1.92	3.96	0.94	0.89	0.10	0.96	0.79	0.141	Labo
	8R-2.03	2.04	3.94	0.94	0.90	0.10	0.98	0.79	0.141	Labo

La Figure 4.63 présente la réduction de la déformation totale à l'ultime en fonction de la profondeur du défaut (D_n), pour les essais en laboratoire et par ÉF. Pour les valeurs expérimentales, les déformations totales approximatives sont normalisées par rapport à la moyenne des déformations totales mesurées des trois cornières sans défaut, alors que pour les modèles par ÉF, les déformations totales sont normalisées par rapport aux résultats du modèle sans défaut.

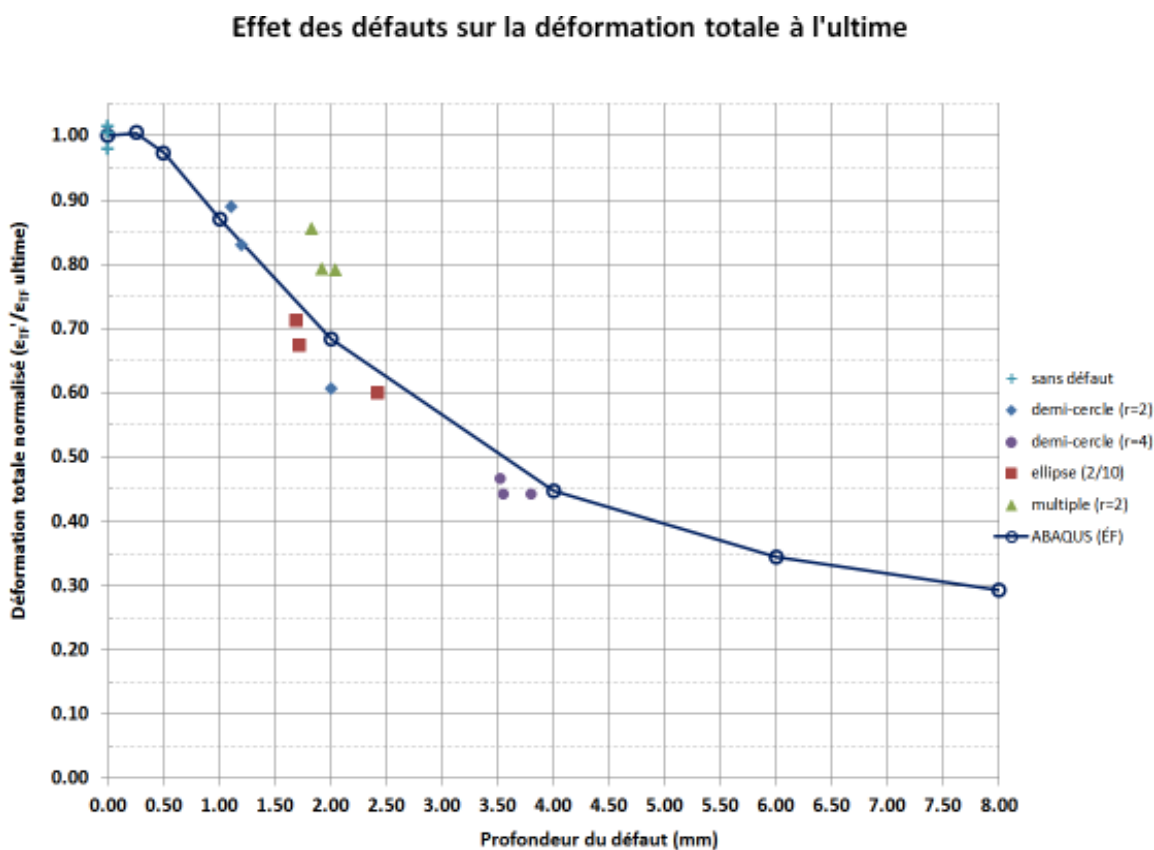


Figure 4.63: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime ($\epsilon_{TF \text{ ultime}}$), en fonction de la profondeur du défaut, D_n

On peut remarquer que les résultats par ÉF sont très proches des résultats expérimentaux. La Figure 4.64 présente les mêmes résultats, mais cette fois-ci la réduction sur la déformation totale est présentée en fonction du rapport de la profondeur du défaut sur la largeur moyenne de l'aile avant le défaut, $b_F/2$.

Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime

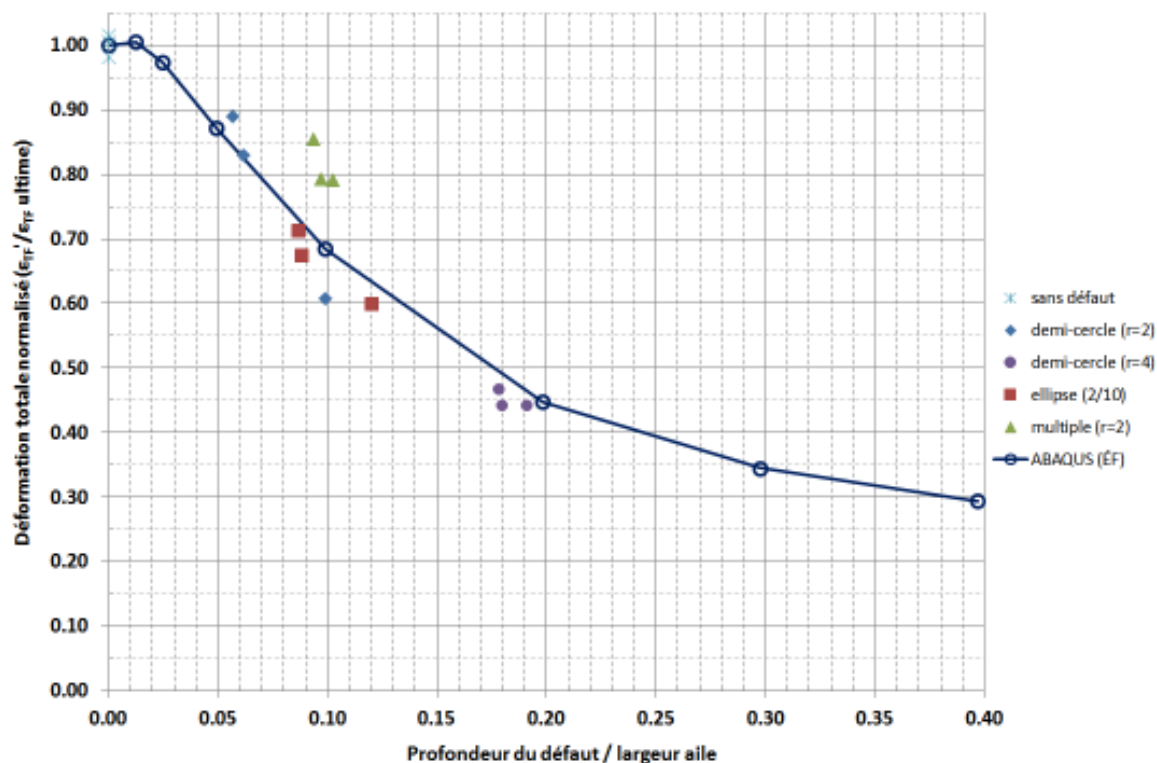


Figure 4.64: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2}$

La Figure 4.65 présente les mêmes résultats, mais cette fois-ci la réduction sur la déformation totale est présentée en fonction du rapport de l'aire du fusible minimale au droit du défaut, A_F min, sur l'aire du fusible avant le défaut, A_F .

Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime

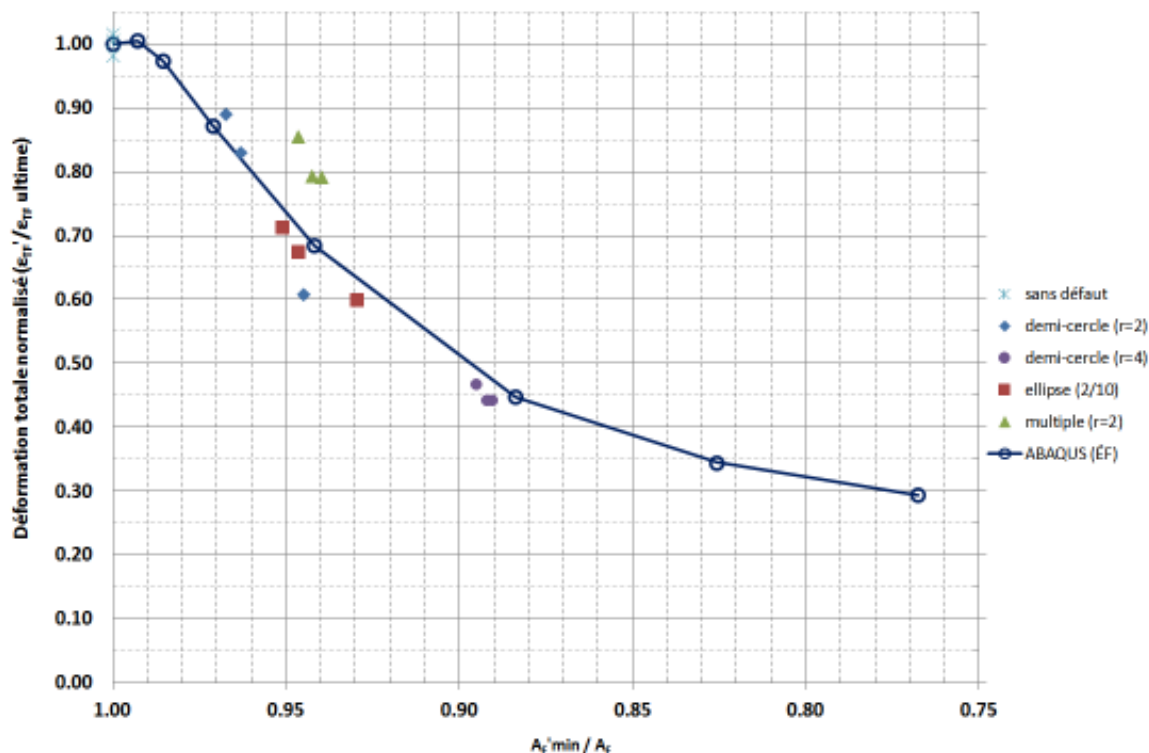


Figure 4.65: Effet des défauts sur la déformation totale à l'ultime (ϵ_{TF} ultime), en fonction du rapport $A_F \text{ min} / A_F$

En comparant les trois graphiques (Figures 4.63 à 4.65), on voit qu'il n'y a pas de différence significative sur la présentation des résultats. De plus, on remarque que les résultats des modèles par ÉF corroborent les résultats d'essai en laboratoire. Ainsi, on peut conclure qu'un défaut de 0.25 mm et moins, soit l'équivalent de 1.25% de la largeur de l'aile avant défaut ($b_F/2$), n'a aucun effet significatif sur les déformations inélastiques d'une cornière à section réduite.

La Figure 4.66 présente la réduction sur la charge ultime pouvant être développée, en fonction de la profondeur du défaut, pour les essais en laboratoire et par ÉF. Pour les valeurs expérimentales, les valeurs de charge sont normalisées par rapport à la valeur moyenne des trois cornières sans défaut, 105.7 kN, alors que pour les modèles par ÉF, les valeurs de charges sont normalisées par rapport au résultat du modèle sans défaut, 105.3 kN.

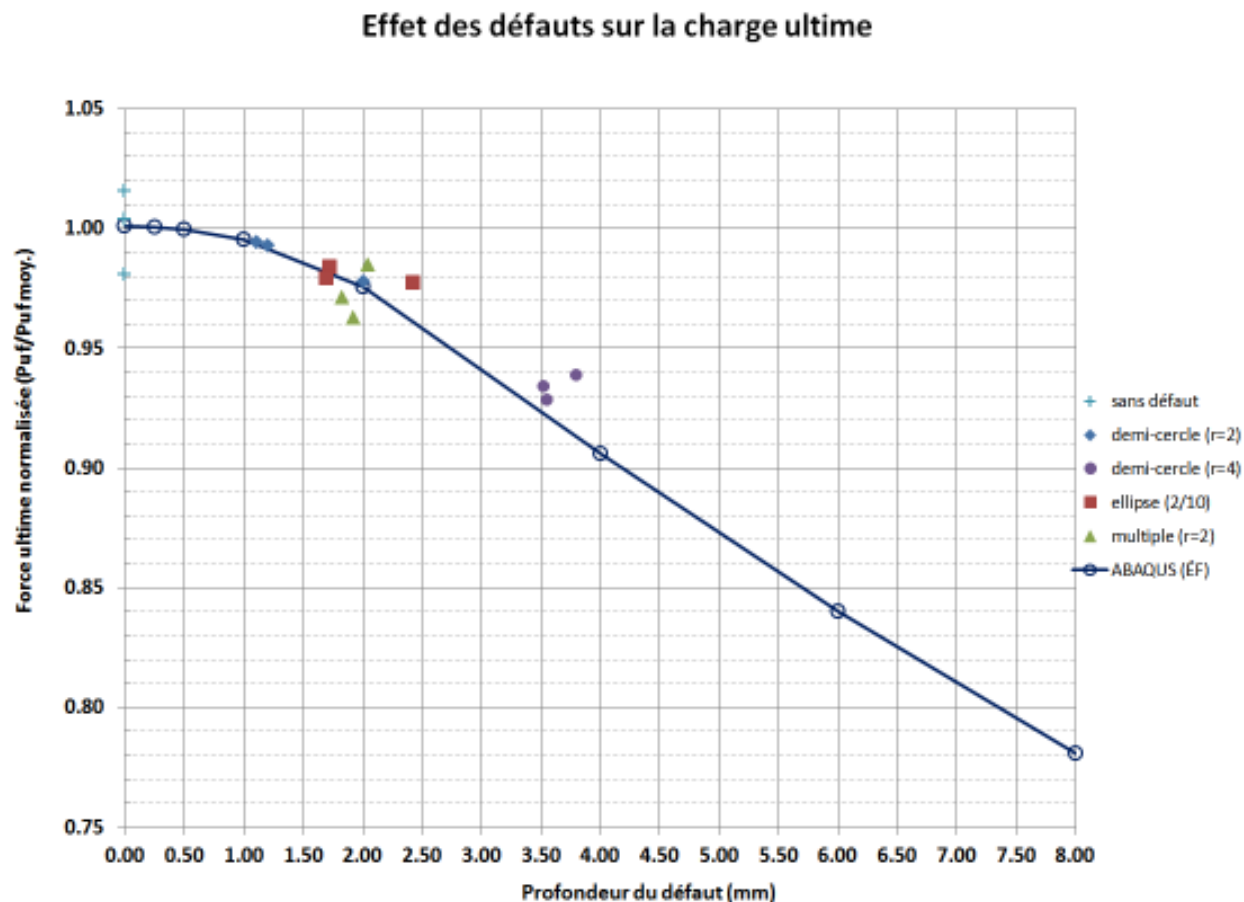


Figure 4.66: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uf}), en fonction de la profondeur du défaut

On voit que les résultats par ÉF sont presque identiques à ceux expérimentaux. La Figure 4.67 présente les mêmes résultats, mais cette fois-ci la réduction sur la charge ultime est présentée en fonction du rapport de la profondeur du défaut, D_n , sur la largeur moyenne de l'aile avant le défaut, $b_F/2$.

Effet des défauts sur la charge ultime

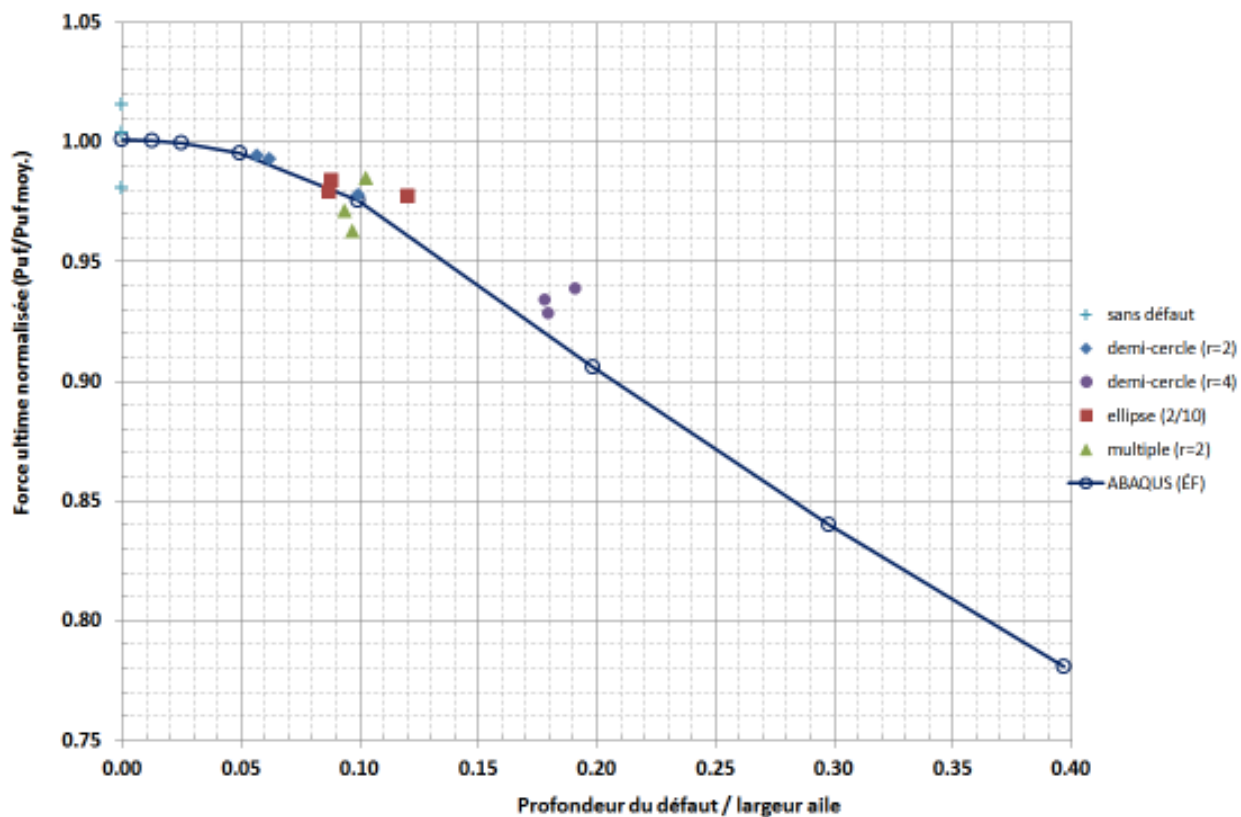


Figure 4.67: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF}), en fonction du rapport $D_n / b_{F/2}$

On voit que les résultats sont identiques au graphique précédent (Figure 4.66).

La Figure 4.68 présente les mêmes résultats, mais cette fois-ci la réduction sur la charge ultime est présentée en fonction du rapport de l'aire du fusible minimale au droit du défaut, $A_{F,min}$, sur l'aire du fusible avant le défaut, A_F . De plus, aux fins de comparaison, une droite linéaire de proportionnalité un pour un est également montrée.

Effet des défauts sur la charge ultime

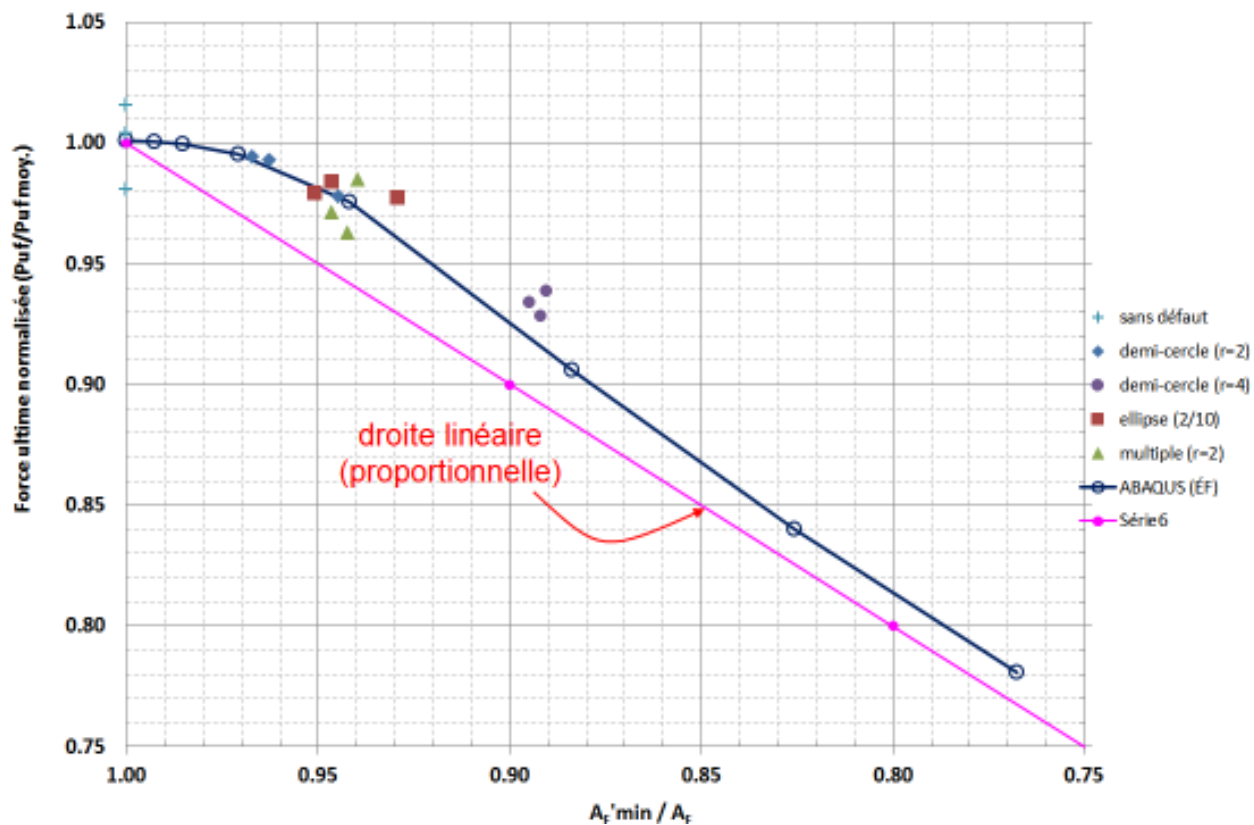


Figure 4.68: Effet des défauts sur la charge ultime (P_{uF}), en fonction du rapport $A_{F,min} / A_F$

Tout d'abord, comme on le remarque, il n'y a pas de différence significative sur la présentation des résultats entre les trois figures (4.66 à 4.68). Ensuite, de la Figure 4.68, on voit que pour un rapport d'aire nette sur l'aire brute inférieur à 0.95, la réduction de P_{uF} devient linéaire. Par contre, même si la réduction de P_{uF} devient linéaire, elle n'est pas directement proportionnelle au rapport de l'aire nette sur l'aire brute. En somme, on conclut que le défaut n'a pas d'influence négative sur la résistance.

4.2 Optimisation de la zone de transition

La Figure 4.69 (Pilkey, 2005) montre l'écoulement des contraintes normales (« *stress flow* ») au travers d'une restriction de section, similaire à celle d'un fusible. Le changement de section est une zone de perturbation qui donne lieu à une concentration des contraintes dans le domaine linéaire : la charge P doit passer d'une section plus large, D , à une section réduite, d . Dans ce cas, le facteur de concentration de contrainte, K_t , correspond au rapport de D sur d . Ainsi, on peut déduire qu'il y aura aussi concentration de contrainte dans la zone de transition d'une cornière avec section réduite.

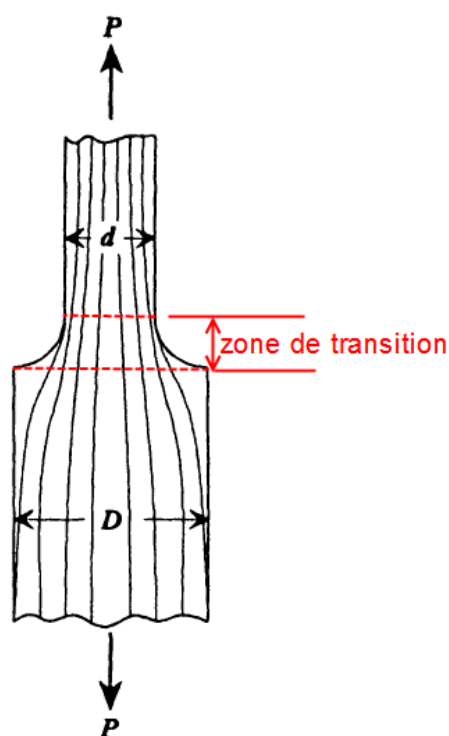


Figure 4.69: Effet des restrictions de section (Pilkey, 2005)

Ce genre problème est plus fréquemment rencontré en génie mécanique, dans la conception de pièces et de machineries. Selon Pilkey (2005), règle générale, pour minimiser les concentrations, la force doit être transmise d'un point à un autre graduellement et sans changement brusque de la forme. Ainsi, toute transition trop brusque dans la direction de la force, doit être enlevée en adoucissant le contour. D'ailleurs, Pilkey (1997) traite largement de ce sujet et présente plusieurs abaques pour déterminer le facteur K_t . Dans la pratique, une forme circulaire ou elliptique de la

zone de transition est souvent utilisée pour minimiser les concentrations de contraintes, à cause de leur simplicité de fabrication (Waldman et *al.*, 2001). Par contre, tel que discuté précédemment, le facteur de concentration n'a plus aucune signification au-delà du domaine linéaire. Comme la présente recherche s'intéresse plutôt au comportement ductile qu'élastique des cornières, alors le sujet sort des limites de ces deux ouvrages de référence.

Comme nous l'avons vu au chapitre 2, Kassis n'a que brièvement étudié l'influence de la géométrie de la zone de transition sur le comportement des fusibles. En effet, rappelons qu'il s'est limité qu'à des analyses linéaires et à une forme circulaire, où un rayon de 70 mm était optimal. Par ailleurs, Waldman et *al.* (2001) mentionne qu'une forme elliptique est préférable pour ce type de transition. Dans la présente recherche, une géométrie différente a été utilisée : un segment linéaire jumelé avec un rayon de congé, aussi appelé rayon de transition, pour adoucir la transition avec le début de la section réduite. Cette géométrie de transition est d'ailleurs couramment utilisée pour les zones de transition des noyaux des diagonales confinées ductiles (« BRB »). En effet, Tremblay et *al.* (2006) ont obtenu un comportement ductile adéquat avec une pente de 2.3:1 combinée à un rayon de 102 mm pour ce type de diagonales. Ainsi, tous les fusibles utilisés dans la présente recherche avaient une géométrie de transition jumelée. Plus spécifiquement, la transition des cornières du programme expérimental A (étude des défauts) était : une pente de 3:1 et un rayon de congé de 114 mm. La Figure 4.70 montre le détail de la zone de transition des cornières de ce programme expérimental.

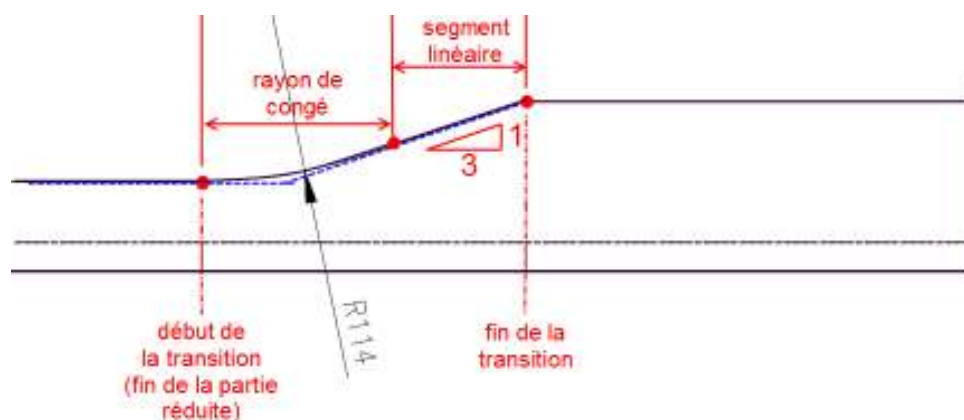


Figure 4.70: Détail de la zone de transition des cornières du programme expérimental A

Cette géométrie jumelée de transition, soit une partie linéaire en pente avec un rayon de courbure, n'a pas semblé causer de problèmes puisque les fusibles sans défauts ont pu atteindre un allongement à l'ultime, sur le segment de section réduite, correspondant à la déformation ϵ_u de l'acier et que les ruptures se sont produites dans la partie centrale des fusibles, et non à proximité de la zone de transition. On propose donc d'adopter cette géométrie pour la fabrication des fusibles. Afin de compléter les essais sur les cornières individuelles, des simulations par ÉF ont été réalisées avec ABAQUS afin d'étudier l'influence de cette forme de zone de transition sur le comportement inélastique de la cornière. Au total, plus de treize analyses ont été complétées en faisant varier la pente ainsi que le rayon de congé de transition. La cornière modélisée est celle des analyses précédentes, soit F-A-38-20-0-0. Dans ce cas-ci, les dimensions nominales spécifiées sur les dessins d'atelier ont été employées pour modéliser les cornières : soit une largeur d'aile ($b_f/2$) de 20 mm pour la section réduite, et une épaisseur d'aile de 6.35 mm. Les propriétés mécaniques du coupon C-A-L2 ont été utilisées pour caractériser le matériau des modèles, soient : $F_y = 339$ MPa et $F_u = 488$ MPa. Des éléments solides linéaires C3D8R ont été employés. Les deux pentes analysées sont 2:1 et 3:1, avec des rayons de congé variant de 40 mm à 114 mm et de 0 mm à 114 mm, respectivement. Bien qu'il soit impossible de fabriquer réellement un rayon de 0 mm sans provoquer un défaut dû au changement soudain de la direction de coupe, celui-ci a été tout de même modélisé afin d'avoir un éventail complet. Le Tableau 4.7 présente les données géométriques des modèles de cornière analysés avec ABAQUS.

Tableau 4.7: Données des modèles par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition

Id. ($F_y = 339 / F_u = 488$)	Pente	Rayon (mm)	b/2 (mm)	bf/2 (mm)	b/bf	t (mm)	Lf (mm)	Lt (mm)	Ltf (mm)	Af (mm ²)
3:1 & R = 0	3:1	0	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	54.0	408.0	215.9
3:1 & R = 25	3:1	25	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	58.0	416.0	215.9
3:1 & R = 40	3:1	40	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	60.5	421.0	215.9
3:1 & R = 60	3:1	60	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	64.0	428.0	215.9
3:1 & R = 80	3:1	80	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	67.0	434.0	215.9
3:1 & R = 100	3:1	100	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	70.0	440.0	215.9
3:1 & R = 114	3:1	114	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	72.5	445.0	215.9
3:1 & R = 114	3:1	114	30.0	20.0	1.5	6.35	300.0	48.5	397.0	215.9
2:1 & R = 40	2:1	40	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	45.5	391.0	215.9
2:1 & R = 60	2:1	60	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	50.0	400.0	215.9
2:1 & R = 80	2:1	80	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	55.0	410.0	215.9
2:1 & R = 100	2:1	100	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	59.5	419.0	215.9
2:1 & R = 114	2:1	114	38.0	20.0	1.9	6.35	300.0	63.0	426.0	215.9

Au Tableau 4.7, rappelons que L_F , L_T et L_{TF} correspondent à : la longueur de la partie réduite, la longueur de la zone de transition, et la longueur totale du fusible ($= L_F + 2L_T$).

Le Tableau 4.8 présente les résultats des analyses avec ABAQUS. Les valeurs de $\delta_{F,ult}$ correspondent à la moyenne des allongements à l'ultime de toute la longueur L_F mesurés au début de la transition (voir Figure 4.70), excluant les déformations des deux zones de transition. Les valeurs de $\delta_{TF,ult}$ correspondent à la moyenne des allongements à l'ultime à la fin de la transition, incluant les déformations des deux zones de transition. Les valeurs de $\delta_{T,ult}$ correspondent aux allongements totaux des deux zones de transition, soit la différence d'allongement entre $\delta_{TF,ult}$ et $\delta_{F,ult}$. Les valeurs de δ_F/L_F , δ_{TF}/L_F et δ_T/L_F correspondent aux : déformations du fusible, déformations totales approximatives du fusible, et déformations approximatives des transitions reportées sur la longueur du fusible. Les valeurs de δ_T/L_T correspondent aux déformations effectives des transitions; à noter qu'elles sont un mélange de déformations plastiques et élastiques. Enfin, les valeurs de $(\delta_{TF} - \delta_F)/\delta_F$ correspondent à l'augmentation d'allongement à l'ultime entre la fin de la transition et le début de la transition. Ainsi, pour le spécimen 3:1 & R = 100 par exemple, l'allongement mesuré à la fin de la transition était de 11.2% de plus grande que celle mesurée au début de la transition.

Tableau 4.8: Résultats des analyses par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition

Id.	Pyf'	Puf'	δf_{ult}	δtf_{ult}	δt_{ult}	$\delta f/L_f$	$\delta tf/L_f$	$\delta t/L_f$	$\delta t/L_t$	$(\delta tf - \delta f)/\delta f$
(Fy = 339 / Fu = 488)	(kN)	(kN)	(mm)	(mm)	(mm)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
3:1 & R = 0	73.2	105.5	50.5	53.6	3.09	16.83%	17.86%	1.03%	2.86%	6.12%
3:1 & R = 25	73.2	105.5	51.1	54.9	3.84	17.02%	18.30%	1.28%	3.31%	7.52%
3:1 & R = 40	73.2	105.5	52.5	56.8	4.27	17.51%	18.94%	1.42%	3.53%	8.13%
3:1 & R = 60	73.2	105.5	52.7	57.5	4.85	17.55%	19.17%	1.62%	3.79%	9.22%
3:1 & R = 80	73.2	105.5	51.6	56.9	5.33	17.20%	18.98%	1.78%	3.98%	10.33%
3:1 & R = 100	73.2	105.5	51.5	57.2	5.77	17.15%	19.08%	1.92%	4.12%	11.22%
3:1 & R = 114	73.2	105.5	51.4	57.5	6.11	17.14%	19.18%	2.04%	4.22%	11.89%
3:1 & R = 114	73.2	105.5	51.4	57.1	5.66	17.13%	19.02%	1.89%	5.84%	11.01%
2:1 & R = 40	73.2	105.5	51.1	55.1	4.02	17.03%	18.37%	1.34%	4.42%	7.87%
2:1 & R = 60	73.2	105.5	51.1	55.7	4.60	17.04%	18.57%	1.53%	4.60%	8.99%
2:1 & R = 80	73.2	105.5	51.2	56.4	5.19	17.07%	18.80%	1.73%	4.72%	10.13%
2:1 & R = 100	73.2	105.5	51.3	57.0	5.70	17.11%	19.01%	1.90%	4.79%	11.11%
2:1 & R = 114	73.2	105.5	51.9	57.9	6.03	17.30%	19.31%	2.01%	4.79%	11.63%
moyenne			51.5	56.4	5.0	0.172	0.188	0.017	0.042	0.096
CV			0.011	0.022	0.190	0.011	0.022	0.190	0.182	0.188

Du Tableau 4.8, on voit que la déformation effective à l'ultime des zones de transition est en moyenne de 4%, ce qui représente en moyenne une augmentation de 9.6% par rapport à l'allongement de la partie réduite du fusible, δ_F . De plus, on remarque que les valeurs d'allongement à l'ultime au début de la transition, δ_F ult, varie que très peu (CV = 1.1%). La Figure 4.71 montre l'influence de la pente et du rayon de congé sur les valeurs de déformations à l'ultime des fusibles, δ_F/L_F , au début de la transition.

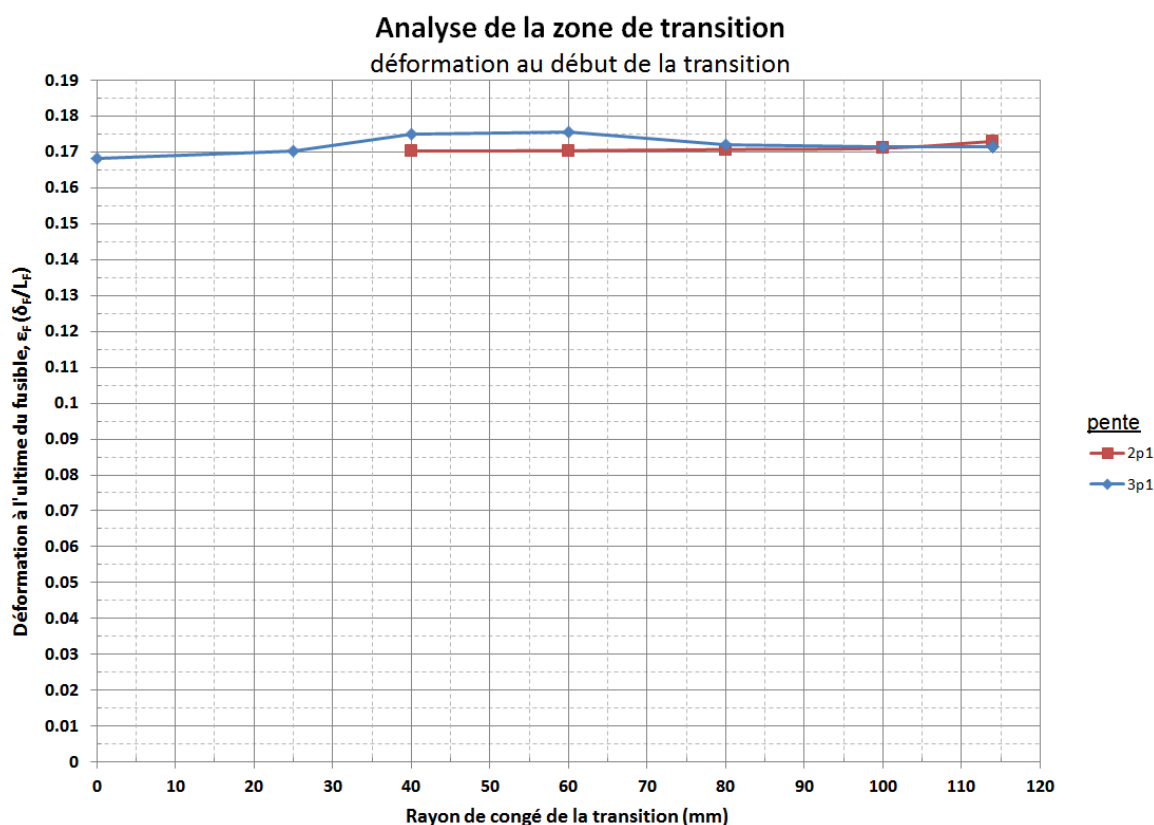


Figure 4.71: Déformation à l'ultime du fusible pour les pentes 2:1 et 3:1, en fonction du rayon de congé

Comme on le voit, la géométrie de la forme de transition n'influence pas de manière significative la déformation qui se produit sur la longueur réduite (L_F) du fusible, mesurée au début de la transition. À titre complémentaire, la Figure 4.72 montre l'influence de la pente de la transition sur la courbe force-déformation du fusible, pour un rayon de congé de 80 mm. Les forces sont

normalisées sur la charge de plastification théorique du fusible, soit 73.2 kN, et les déformations sont celles du fusible, obtenues au début de la transition.

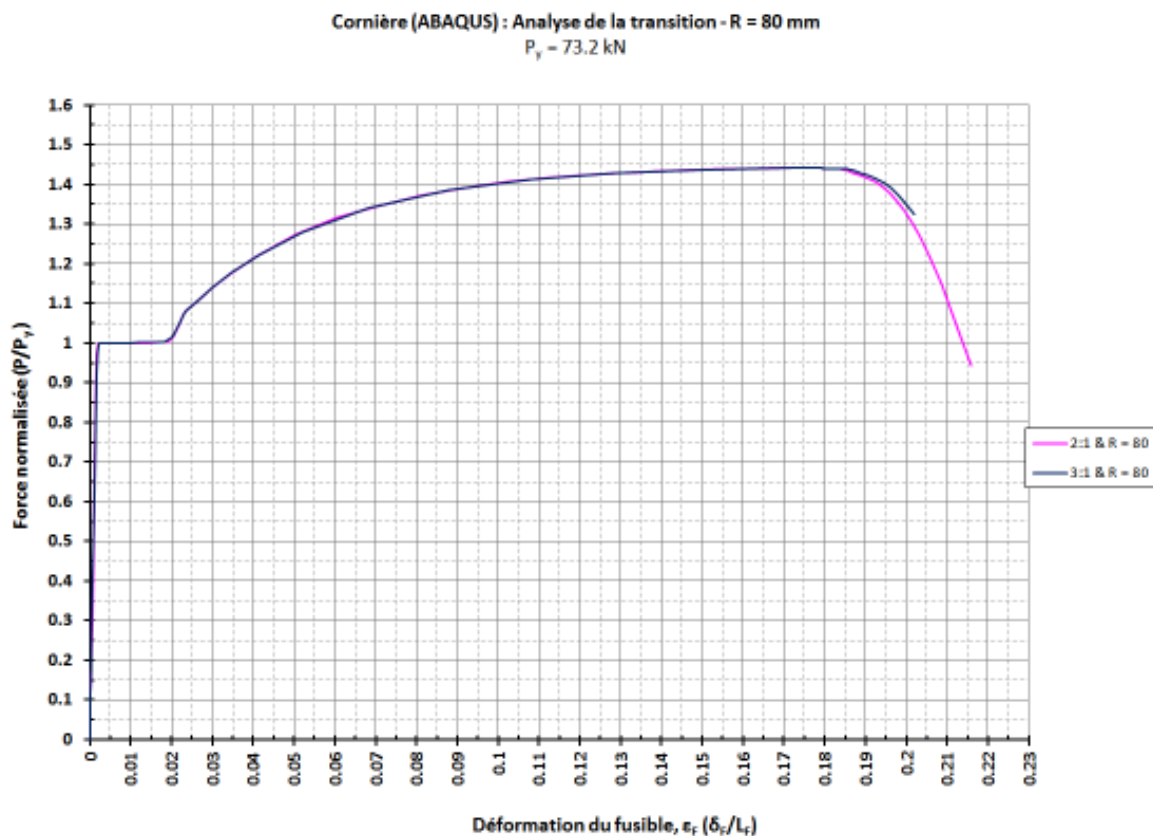


Figure 4.72: Courbes force-déformation du fusible, pour R = 80 mm et pour les pentes 2:1 et 3:1

Comme on le remarque, la section réduite de la cornière développe exactement le même comportement, peu importe la pente.

La Figure 4.73 présente les déformations à l'ultime des zones de transition en fonction du rayon de congé, et pour les deux valeurs de pente de la portion linéaire de la transition.

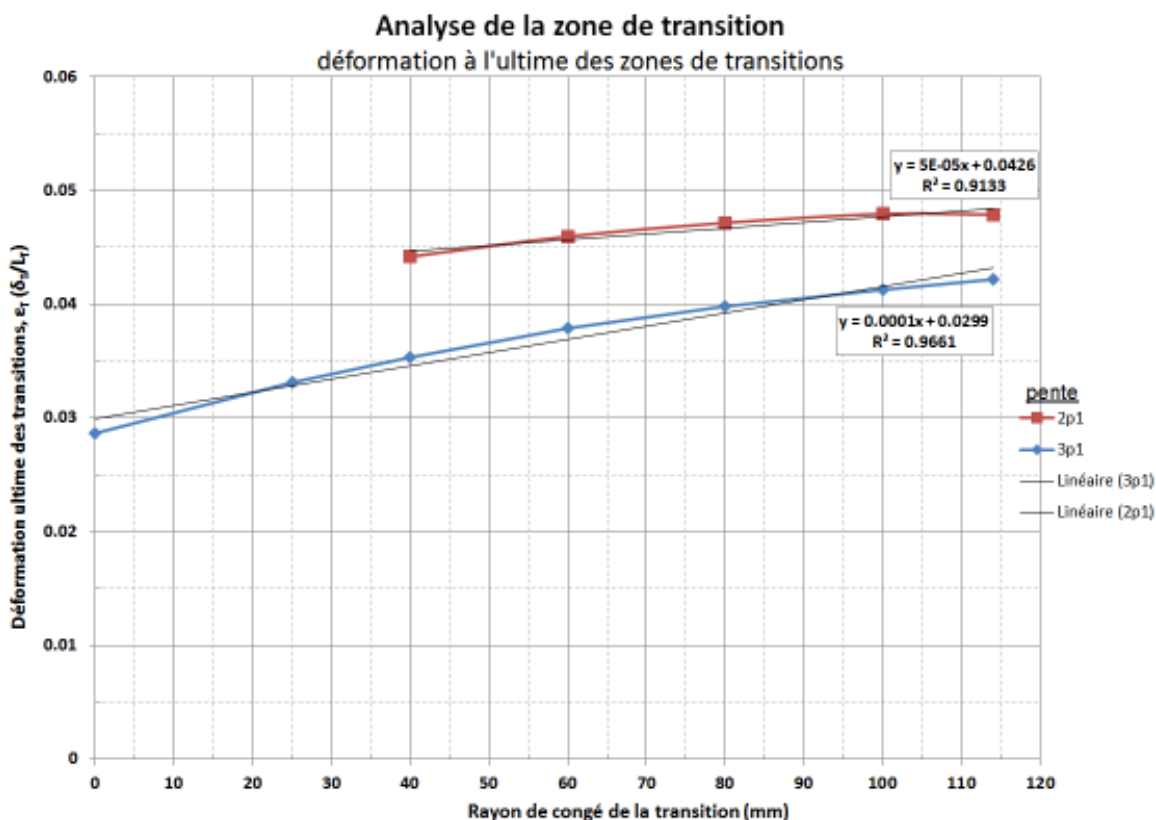


Figure 4.73: Déformation à l'ultime des zones de transition pour les pentes 2:1 et 3:1, en fonction du rayon de congé

On voit que les déformations à l'ultime des zones de transition augmentent de manière presque linéaire avec le rayon de congé de la transition, et ce pour les deux valeurs de pente. Par contre, on observe qu'en réalité, l'augmentation de déformation réduit légèrement avec l'augmentation du rayon de congé. Également, on remarque que les valeurs de déformations à l'ultime sont plus grandes lorsque la pente de la transition diminue. Cette tendance était anticipée, car un rayon plus grand ou une pente plus douce donne lieu à une transition plus longue (voir Tableau 4.4), ce qui diminue la déformation. L'effet de la pente est cependant beaucoup plus faible que celui du rayon.

La Figure 4.74 présente les courbes contrainte-déformations des zones de transition pour la pente de 2:1, alors que la Figure 4.75 présente celles pour la pente 3:1. Les contraintes sont normalisées sur la limite élastique du coupon, soit 339 MPa.

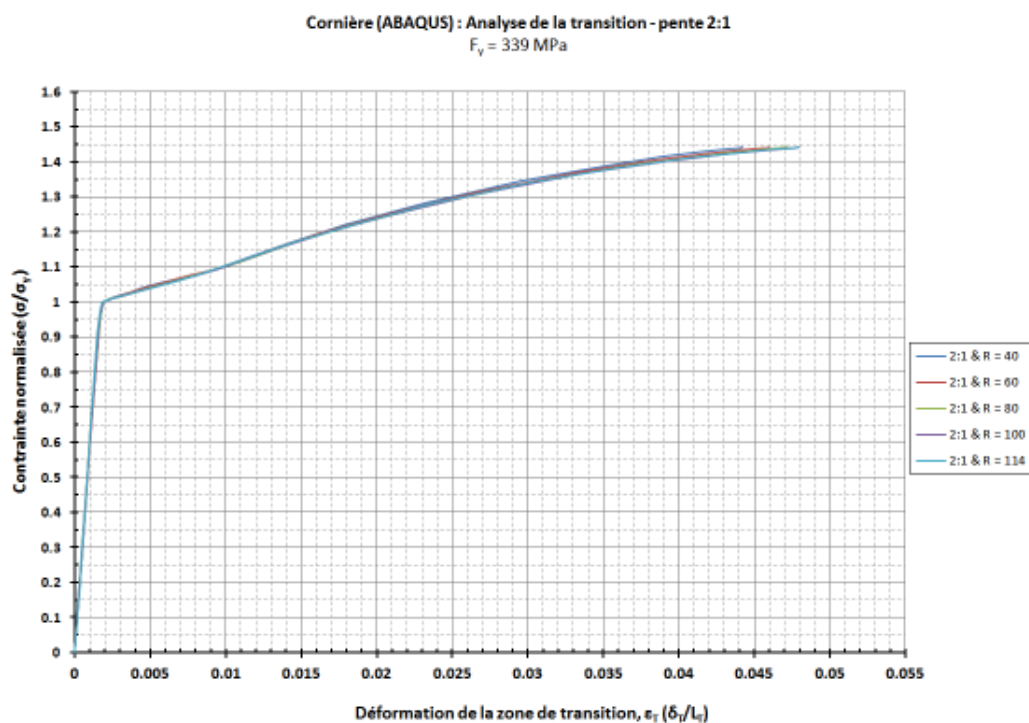


Figure 4.74: Courbes force-déformation des zones de transition pour la pente 2:1

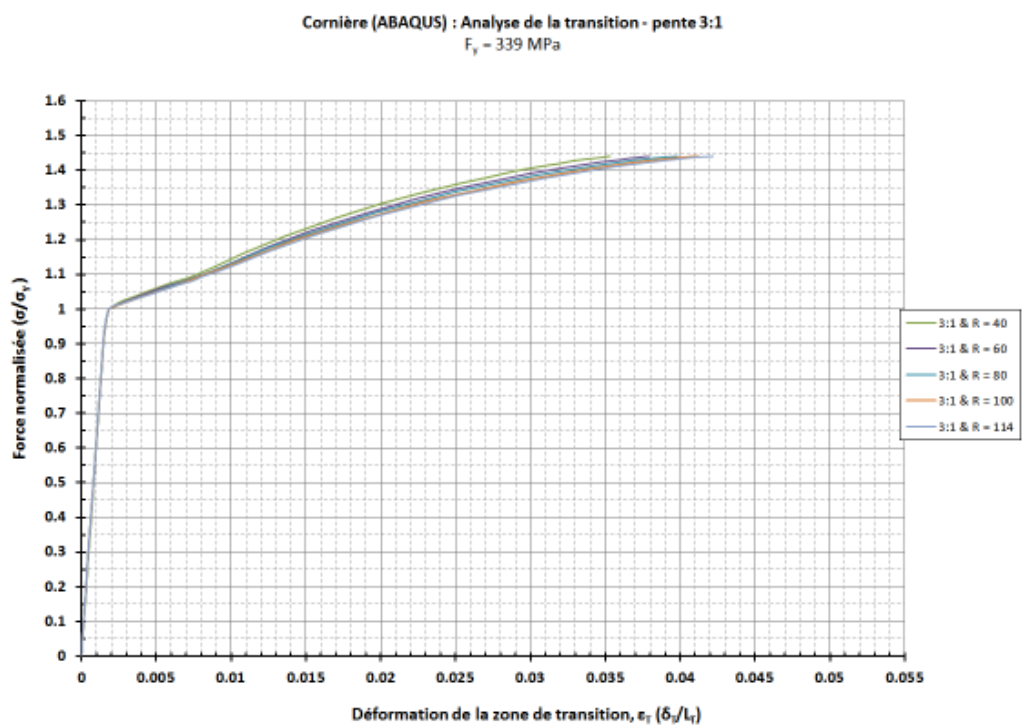


Figure 4.75: Courbes force-déformation des zones de transition pour la pente 3 :1

Comme on le voit dans les deux graphiques (Figures 4.74 et 4.75) et pour les deux valeurs de pente, les déformations des zones de transition varient peu en fonction du rayon de congé de la transition.

Durant les analyses de chacun des modèles, on peut entre autres visualiser l'évolution des contraintes normales principales S33 suivant l'axe de traction; les remarques suivantes ont pu être observées. Dans un premier temps, la plastification débute toujours au début de la zone de transition et progresse vers le centre du segment de section réduite (les lectures de jauge des essais en laboratoire ont permis d'observer le même phénomène, Figure 4.26), comme le montre la Figure 4.76.

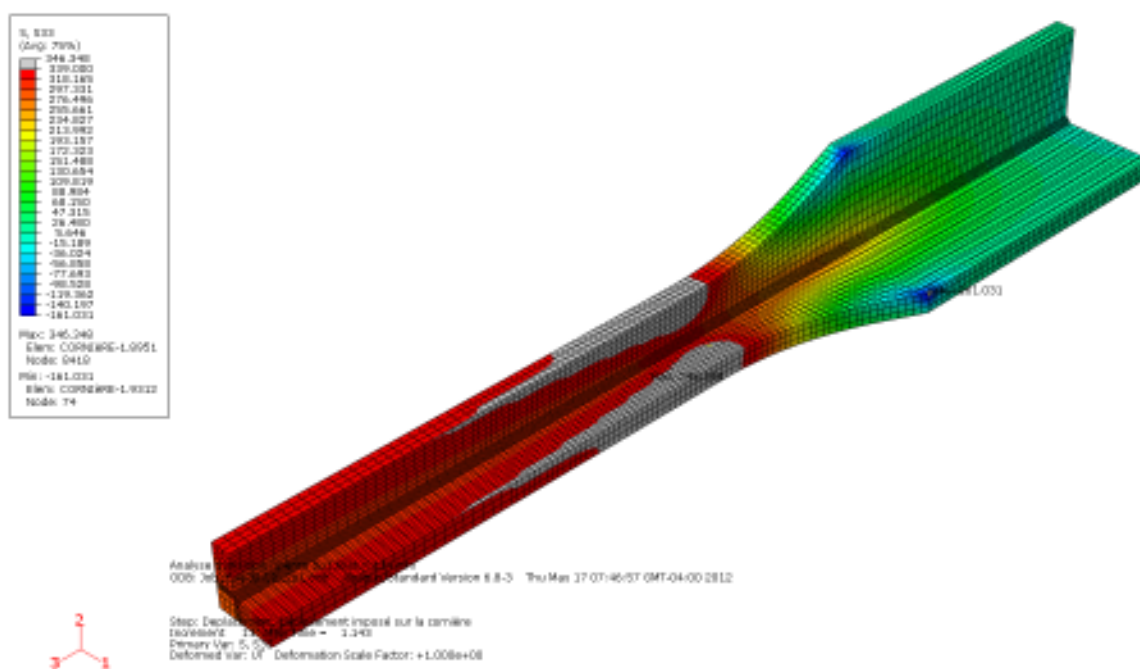


Figure 4.76: Contraintes S33 = 346 MPa, modèle 2:1 & R = 114 mm

La limite de l'échelle des contraintes a été fixée à 339 MPa, afin de mieux visualiser le début de la plastification. Ainsi, les zones grises indiquent des contraintes supérieures à F_y . Comme on

peut l'observer, la plastification a débuté au début de la section réduite (à la fin du rayon de congé) et progresse sur la longueur réduite du fusible, vers la CF de symétrie.

La Figure 4.77 présente le contour des contraintes normales principales S33 du modèle avec une pente de 3:1 et sans rayon de courbure ($R = 0$ mm), pour une contrainte $S33 = 425$ MPa. Comme on le voit, la contrainte de 425 MPa est atteinte localement au droit du début de la transition. Ainsi, on peut conclure qu'un rayon de courbure est préférable à cet endroit.

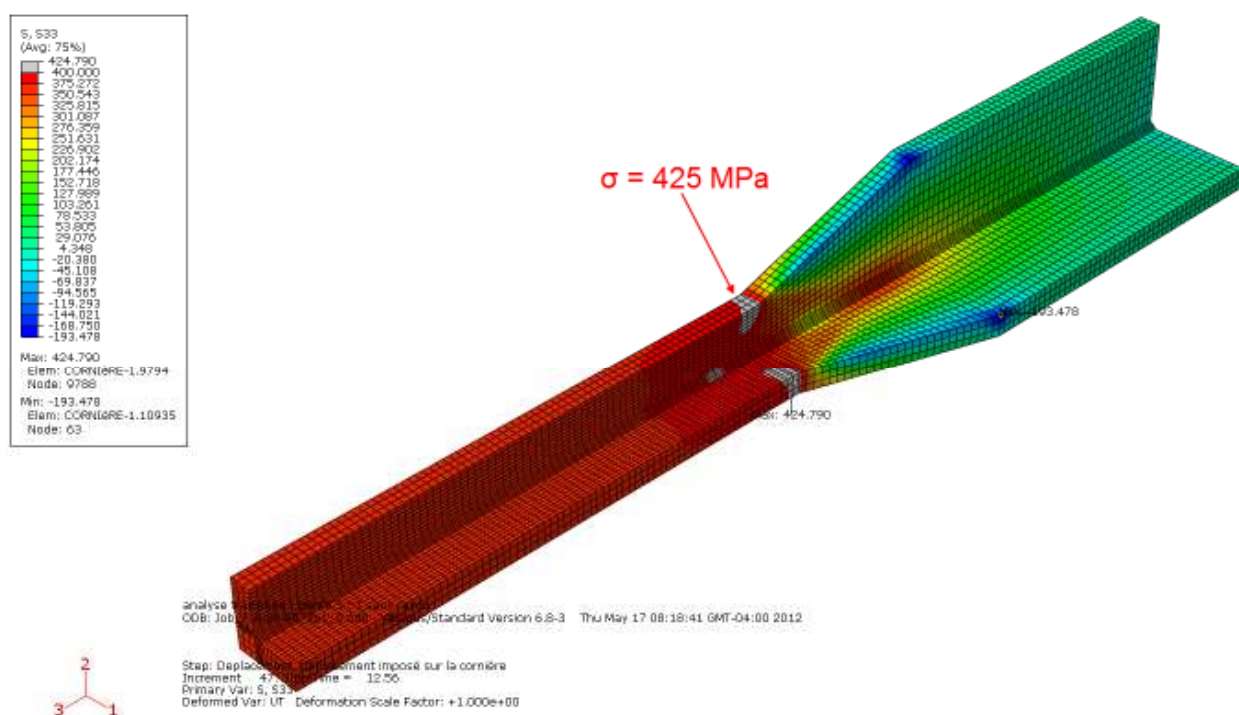


Figure 4.77: Contraintes $S_{33} = 425$ MPa, modèle 3:1 & $R = 0$ mm

La Figure 4.78 montre le début de plastification pour les modèles (a) 2:1 & $R = 60$ mm et (b) 3:1 & $R = 60$ mm. Les niveaux de contraintes sont sensiblement les mêmes, soient 359 MPa pour le premier et 353 MPa pour le second.

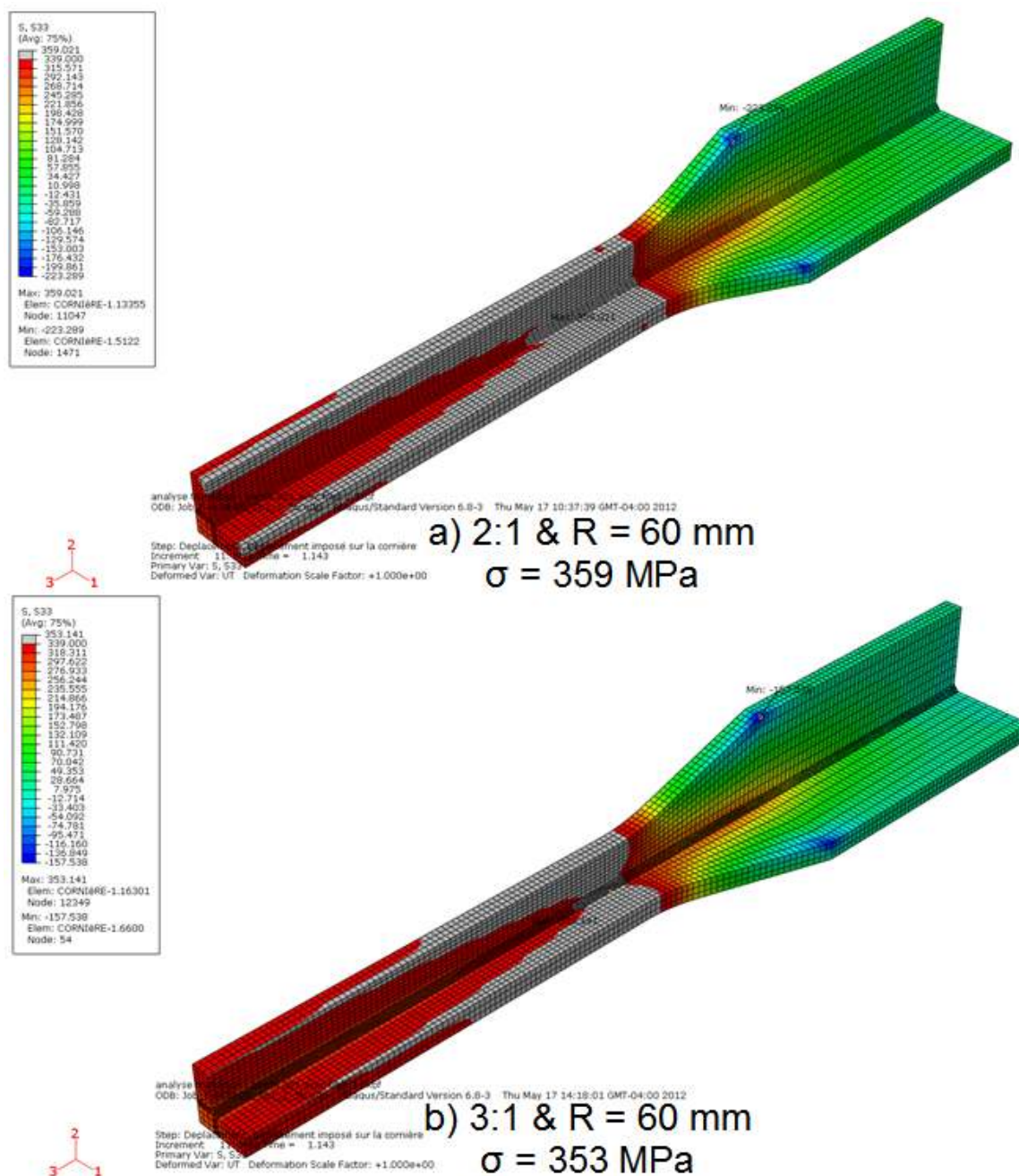


Figure 4.78: Contraintes S33 = 353 MPa et 359 MPa, modèles 2:1 & R = 60 et 3:1 & R = 60

Comme on le remarque, il n'y a pas de différence significative entre la plastification des deux modèles. Ainsi, compte tenu de l'influence très limitée de la pente sur la déformation à l'ultime des fusibles et, de façon plus globale, sur le comportement inélastique des cornières, une pente de

2:1 pour la portion linéaire de la zone de transition semble être suffisante, afin d'avoir un fusible plus court.

La Figure 4.79 présente les contours des contraintes $S_{33} = 360$ MPa pour les modèles avec une pente 2:1 et pour les rayons de congé de 40 mm à 100 mm. La limite de l'échelle des contraintes a été fixée à 339 MPa, afin de mieux visualiser la plastification en fonction du rayon de congé.

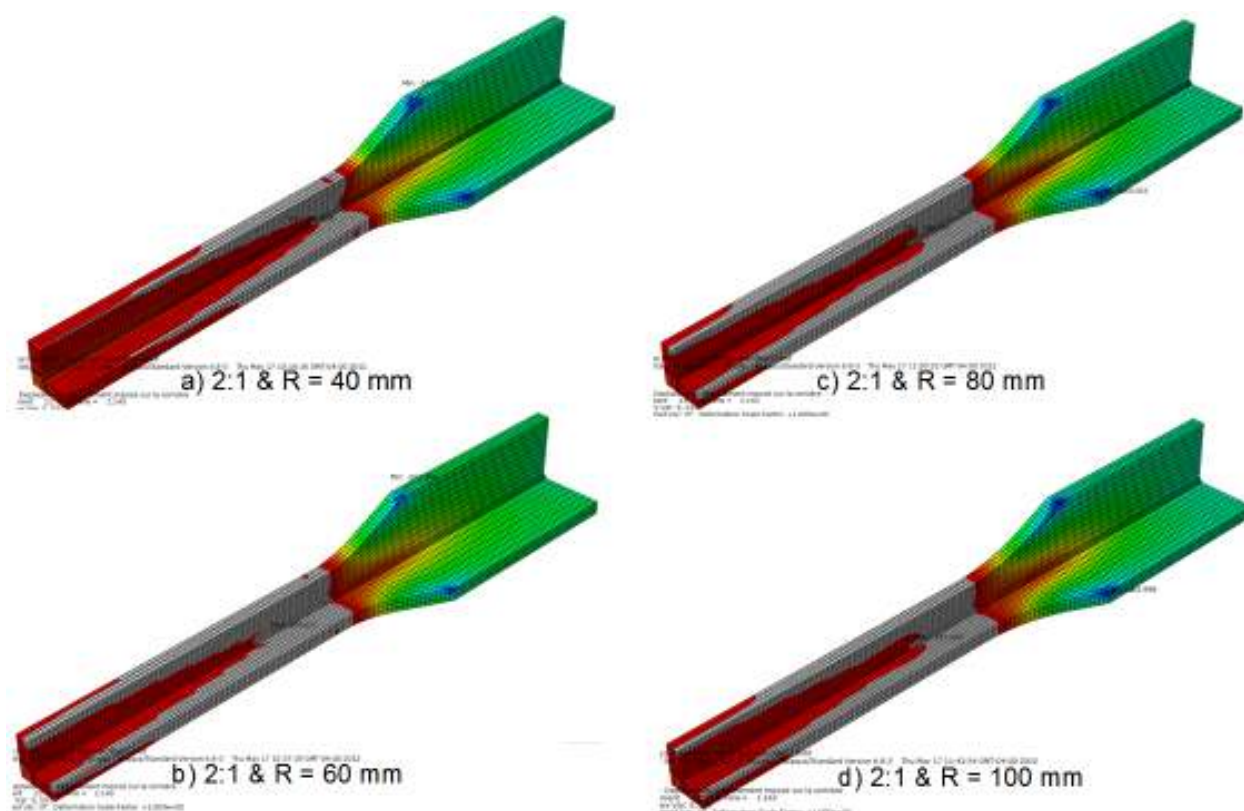


Figure 4.79: Contraintes $S_{33} = 360$ MPa, modèles 2:1

Comme en témoigne la Figure 4.79, la plastification est similaire pour les quatre modèles, peu importe le rayon de congé. Ainsi, il est difficile de recommander une valeur de rayon de congé minimale entre ces quatre valeurs.

La Figure 4.80 présente le contour des contraintes principales normales S33, à 429 MPa, pour le spécimen 2:1 & R = 80 mm. La limite de l'échelle des contraintes a été fixée à 400 MPa, pour visualiser la répartition de ce niveau de contrainte.

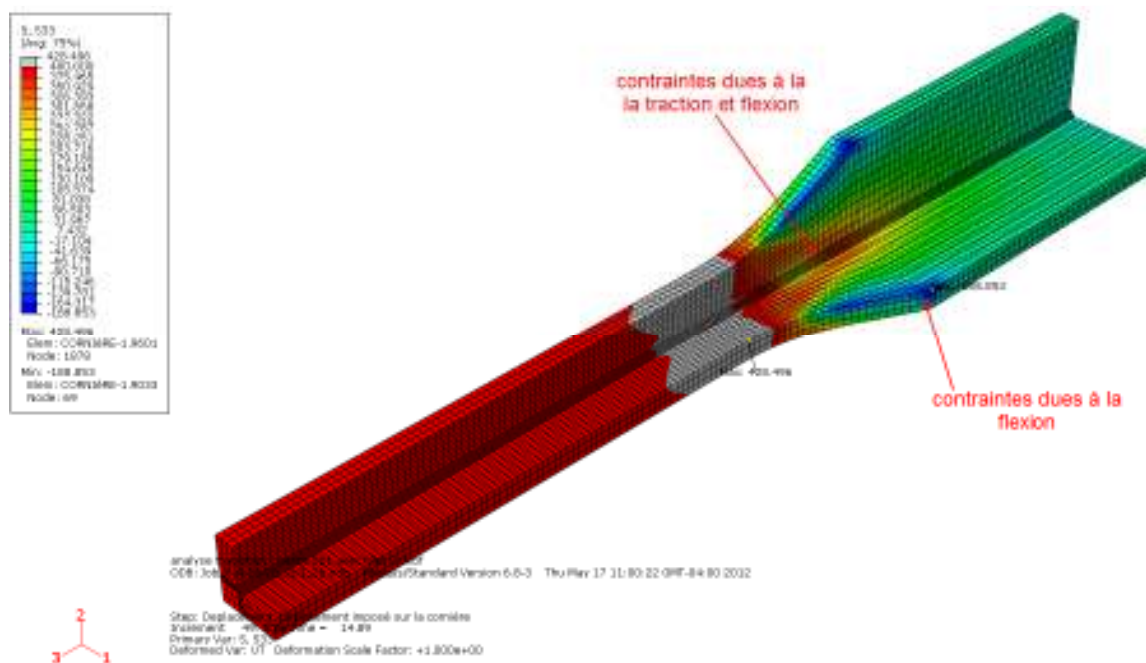


Figure 4.80: Contraintes S33 = 429 MPa, modèle 2:1 & R = 80 mm

Comme on le voit, les contraintes S33 dans la cornière sont en réalité un mélange de contraintes dues à la traction et dues à la flexion de la cornière, produite par l'excentricité entre le centre de gravité et l'axe de chargement. D'ailleurs, on peut confirmer cette flexion avec la présence de contraintes de compression (en bleu) dans la zone de transition. Ainsi, la présence de cette flexion affecte les contraintes normales de sorte qu'on ne peut conclure sur une valeur de rayon à utiliser. Par contre, il est probable que cette flexion soit moins importante dans le montage réel d'un fusible, car les faces intérieures des cornières sont retenues par les parois du tube (diagonale). En fait, il faudrait réaliser, dans le futur, quelques analyses par ÉF du montage complet, afin de vérifier la contribution de ce support continu sur le comportement des fusibles.

Afin de mieux statuer sur une valeur de rayon de congé minimale à respecter, nous avons refait les analyses en dépliant la cornière pour éliminer l'effet de la flexion dans la cornière. Ainsi, on peut mieux examiner l'influence du rayon de congé sur la distribution des contraintes induites par la traction seulement, dans la zone de transition. Plus de treize analyses supplémentaires ont été réalisées sur des coupons (cornières dépliées). D'ailleurs, comme on le verra plus tard, des FDA faits de quatre fusibles découpés dans une plaque d'acier de forme identique à des coupons sont proposés en remplacement des cornières, à cause de la non-homogénéité des propriétés mécaniques dans les cornières. Ce type de fusible a par ailleurs déjà été étudié par Tremblay et *al.* dans le passé (Tremblay et Bouatay, 1998a et 1998b) et sera examiné au chapitre 6.

Comme montré à la Figure 4.81, le modèle des analyses supplémentaires est similaire à celui d'une cornière dépliée dans un même plan.

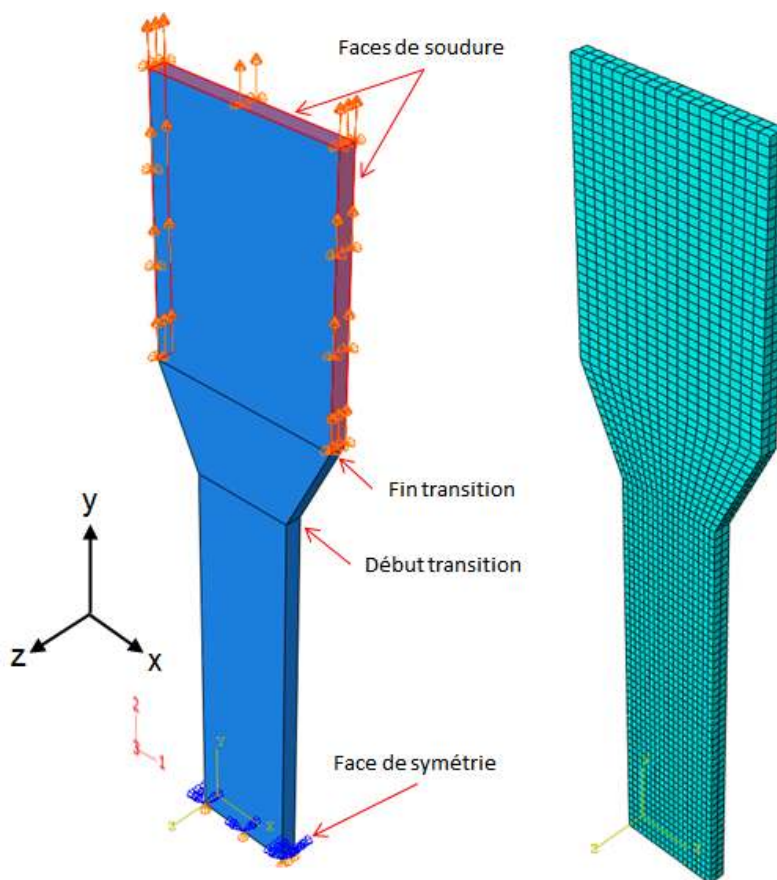


Figure 4.81: Modèle ABAQUS (spécimen 2:1 & $R = 0$ mm), conditions frontières et maillage

La section réduite modélisée a une largeur (b_F) de 40 mm et une épaisseur de 6.35 mm, soit une aire de section (A_F) de 254 mm². La demi-longueur de la section réduite ($L_F/2$) est de 150 mm et la section du haut fait 100 mm de longueur (L_w) sur 76 mm de largeur (b). Trois cordons de soudure ont été considérés : deux latéraux et un frontal. Les degrés de liberté en déplacement U_x et U_z ont été bloqués aux trois faces de soudure, alors qu'à la base, des conditions frontières de symétrie ont été appliquées. Des pentes de 2:1 et 3:1, ainsi que des rayons transition de 0, 25, 40, 60, 80 et 100 mm ont été étudiés. Le modèle montré sur la Figure 4.81 est celui sans rayon de transition ($R = 0$ mm). Les propriétés du matériau sont les mêmes que dans les modèles de cornière précédents, soient ceux du coupon C-A-L2 ($F_y = 339$ MPa et $F_u = 488$ MPa), sans modification des valeurs de résistance. Des éléments solides linéaires C3D8R, avec réduction d'intégration et contrôle de Hourglass, ont été utilisés. Également, des éléments de 3 mm ont été employés, ce qui donne 2 éléments sur l'épaisseur, tel que montré à la Figure 4.81. Les allongements ont été enregistrés au début de la transition et à la fin de la transition. Le Tableau 4.9 présente les données géométriques des modèles analysés avec ABAQUS.

Tableau 4.9: Données des modèles par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition (analyses supplémentaires)

Id.	Pente	Rayon	b	bf	b/bf	t	Lf	Lt	Ltf	Af
($F_y = 339 / F_u = 488$)	—	(mm)	(mm)	(mm)	—	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm ²)
2:1 & R = 0	2:1	0	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	36.0	372.0	254.0
2:1 & R = 25	2:1	25	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	42.0	384.0	254.0
2:1 & R = 40	2:1	40	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	45.5	391.0	254.0
2:1 & R = 60	2:1	60	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	50.0	400.0	254.0
2:1 & R = 80	2:1	80	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	55.0	410.0	254.0
2:1 & R = 100	2:1	100	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	59.5	419.0	254.0
2:1 & R = 60	2:1	60	62.00	40.00	1.55	6.35	300.0	36.0	372.0	254.0
2:1 & R = 80	2:1	80	62.00	40.00	1.55	6.35	300.0	41.0	382.0	254.0
3:1 & R = 60	3:1	60	62.00	40.00	1.55	6.35	300.0	43.0	386.0	254.0
3:1 & R = 80	3:1	80	62.00	40.00	1.55	6.35	300.0	46.0	392.0	254.0
3:1 & R = 100	3:1	100	62.00	40.00	1.55	6.35	300.0	49.5	399.0	254.0
3:1 & R = 60	3:1	60	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	64.0	428.0	254.0
3:1 & R = 80	3:1	80	76.00	40.00	1.90	6.35	300.0	67.0	434.0	254.0

Le Tableau 4.10 présente les résultats des analyses sur les coupons avec ABAQUS.

Tableau 4.10: Résultats des analyses par ÉF de l'étude sur la géométrie de la zone de transition (analyses supplémentaires)

Id.	Pyf'	Puf'	$\delta f_{ult.}$	$\delta t f_{ult.}$	$\delta t_{ult.}$	$\delta f/Lf$	$\delta t f/Lf$	$\delta t/Lf$	$\delta t/Lt$	$(\delta t f - \delta f)/\delta f$
(Fy = 339 / Fu = 488)	(kN)	(kN)	(mm)	(mm)	(mm)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
2:1 & R = 0	86.1	124.1	49.6	51.2	1.52	16.55%	17.05%	0.51%	2.11%	3.05%
2:1 & R = 25	86.1	124.1	50.2	52.6	2.40	16.74%	17.54%	0.80%	2.86%	4.79%
2:1 & R = 40	86.1	124.1	50.8	53.7	2.89	16.94%	17.90%	0.96%	3.17%	5.68%
2:1 & R = 60	86.1	124.1	51.1	54.6	3.51	17.04%	18.21%	1.17%	3.51%	6.87%
2:1 & R = 80	86.1	124.1	50.9	55.1	4.18	16.96%	18.35%	1.39%	3.80%	8.21%
2:1 & R = 100	86.1	124.1	50.9	55.7	4.77	16.96%	18.55%	1.59%	4.01%	9.37%
2:1 & R = 60	86.1	124.1	50.6	54.1	3.46	16.88%	18.03%	1.15%	4.81%	6.84%
2:1 & R = 80	86.1	124.1	51.1	55.2	4.13	17.02%	18.40%	1.38%	5.04%	8.09%
3:1 & R = 60	86.1	124.1	50.6	54.5	3.89	16.88%	18.17%	1.30%	4.52%	7.68%
3:1 & R = 80	86.1	124.1	51.7	56.1	4.37	17.24%	18.70%	1.46%	4.75%	8.46%
3:1 & R = 100	86.1	124.1	50.6	55.5	4.92	16.87%	18.51%	1.64%	4.97%	9.73%
3:1 & R = 60	86.1	124.1	50.3	54.2	3.97	16.76%	18.08%	1.32%	3.10%	7.89%
3:1 & R = 80	86.1	124.1	50.7	55.2	4.44	16.91%	18.39%	1.48%	3.32%	8.76%
moyenne			50.7	54.4	3.7	0.169	0.181	0.012	0.038	0.073
CV			0.010	0.025	0.261	0.010	0.025	0.261	0.241	0.258

Du Tableau 4.10, on voit que les valeurs d'allongement à l'ultime au début de la transition, δf_{ult} , varie que très peu (CV = 1%). Ainsi, pour ces modèles avec ailes dépliées pour éliminer la flexion, on voit que le rayon de transition et la pente n'affectent pas de manière significative la déformation qui se produit sur la longueur réduite du fusible, mesurée au début de la transition (la même observation a été mentionnée pour les cornières précédentes).

La Figure 4.82 présente les contraintes principales normales S22 en phase élastique des six premiers modèles avec une pente 2:1 et un rapport géométrique $b/b_F = 1.9$. Le niveau de contrainte varie de 189 MPa à 249 MPa.

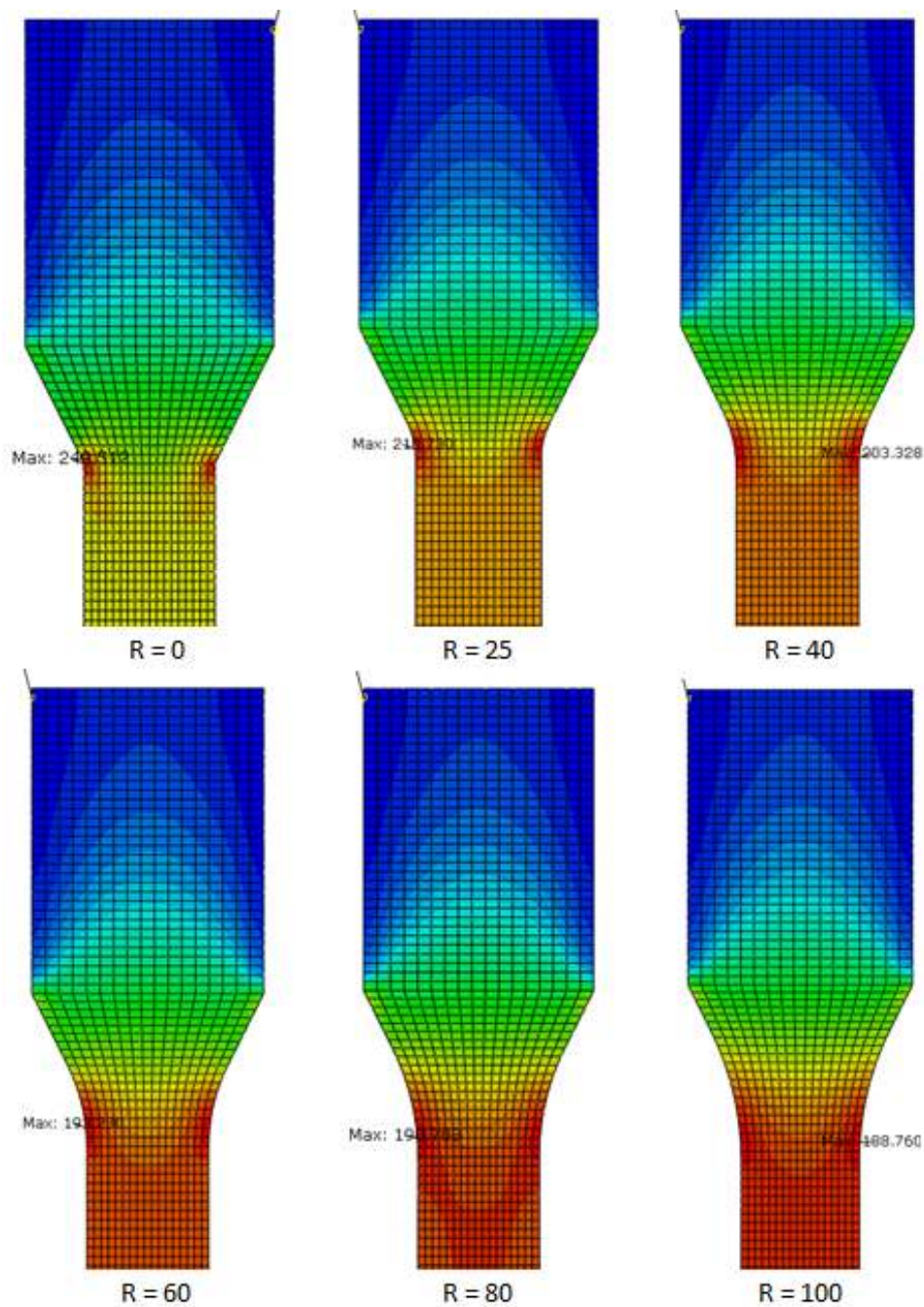


Figure 4.82: Contour des contraintes S22 élastiques ($\sigma_{\max} = 189$ à 249 MPa), modèles avec pente 2:1 et $b/b_F = 1.9$

La Figure 4.83 présente les contraintes principales normales S22 en phase élastique des deux modèles avec une pente 2:1 et un rapport géométrique $b/b_F = 1.55$. Le niveau de contrainte est de 216 MPa pour le premier et 203 MPa pour le second.

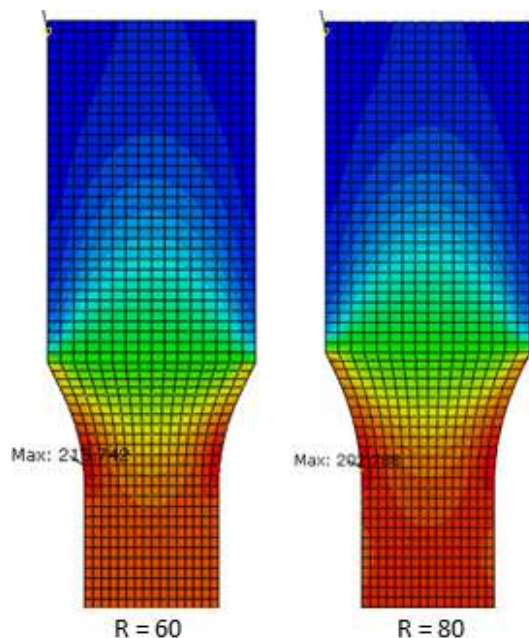


Figure 4.83: Contour des contraintes S22 élastiques ($\sigma_{\max} = 216$ et 203 MPa), modèles avec pente 2:1 et $b/b_F = 1.55$

La Figure 4.84 présente les contraintes principales normales S22 en phase élastique des trois modèles avec une pente 3:1 et un rapport $b/b_F = 1.55$. Les contraintes varient de 198 à 206 MPa.

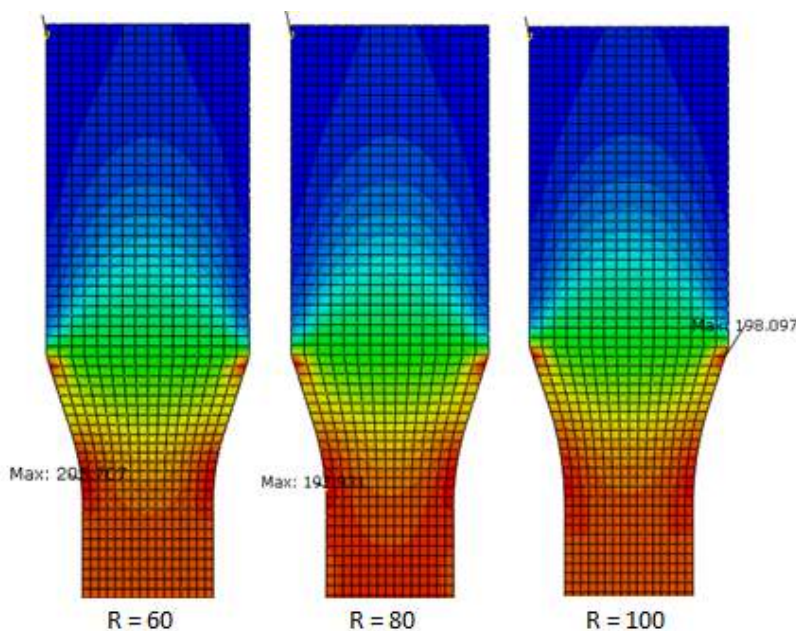


Figure 4.84: Contour des contraintes S22 élastiques ($\sigma_{\max} = 198$ et 206 MPa), modèles avec pente 3:1 et $b/b_F = 1.55$

À noter que les résultats des deux derniers modèles (3:1 & $R = 60$, 3:1 & $R = 80$, avec $b/b_F = 1.9$) ne sont pas présentés, car ceux-ci sont similaires à ceux avec une pente 2:1, pour les mêmes valeurs de rayon de congé.

Tout d'abord, de la Figure 4.82 (pente 2:1 et b/b_F de 1.90), on constate que le modèle sans rayon montre une concentration de contrainte très localisée, au droit du début de la transition. Ceci témoigne qu'un adoucissement de la surface est requis à cet endroit. De plus, on voit que la concentration devient de moins en moins prononcée à mesure que le rayon de courbure augmente. D'ailleurs, on constate que pour un rayon de congé de 60 mm et plus, il n'y a plus de différence significative au niveau des contraintes. On peut faire la même remarque en observant les Figures 4.83 et 4.84, pour une pente de 2:1 et 3:1, et un rapport b/b_F de 1.55. Ainsi, sur la base de ces quelques résultats, un rayon de congé minimal de 60 mm est proposé. D'ailleurs, cette valeur est proche de celle proposée par Kassis (2008), soit 70 mm pour une forme géométrique circulaire (quart de cercle).

À titre complémentaire, la Figure 4.85 montre les mêmes modèles que ceux de la Figure 4.82 (pente 2:1 et rapport $b/b_F = 1.9$), mais au début de la plastification, c'est-à-dire pour une contrainte principale normale $S_{22} \geq F_y$ du coupon. L'échelle des contraintes est limitée à F_y du coupon, soit 339 MPa. Ainsi, les zones en gris sont les endroits où les contraintes S_{22} sont supérieures à F_y .

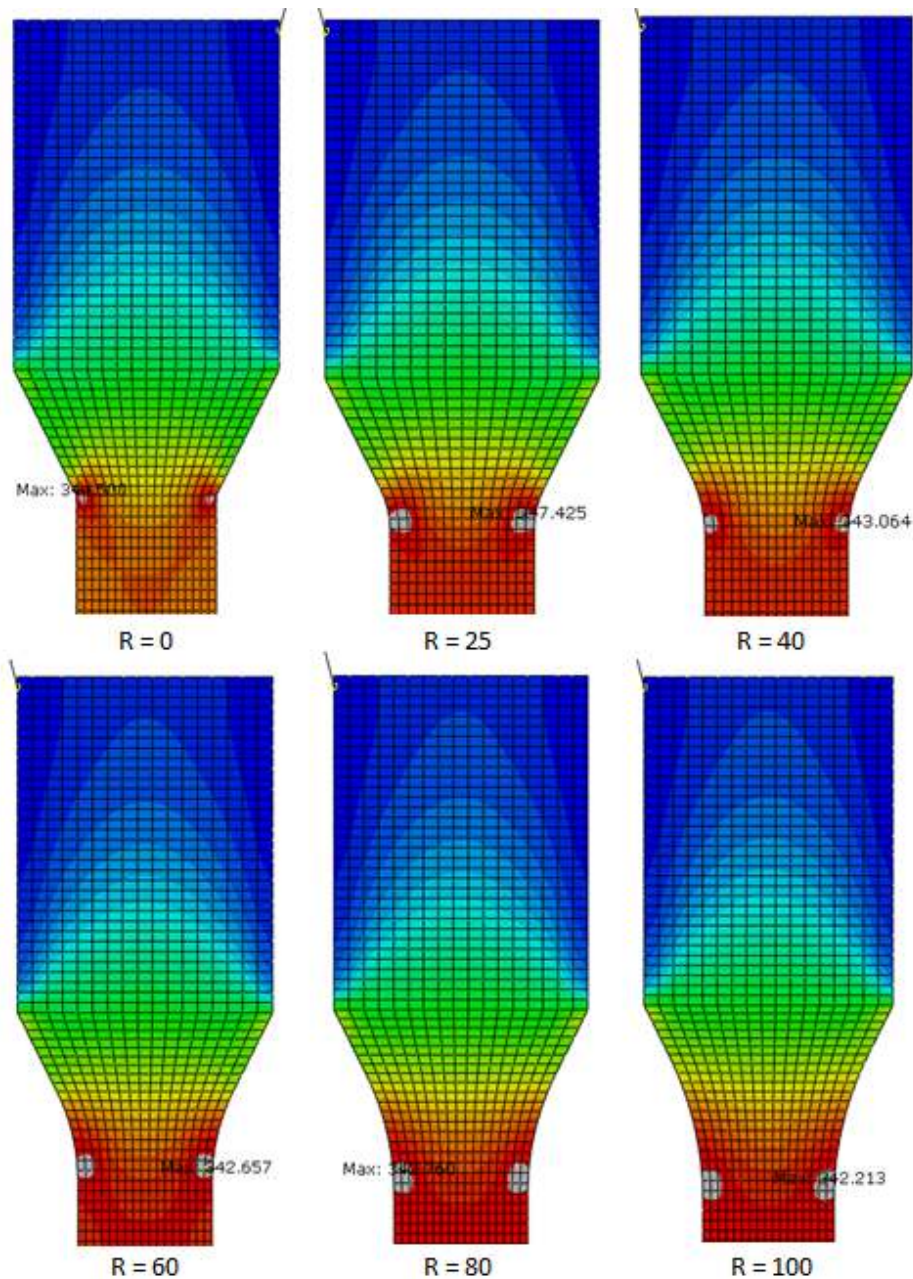


Figure 4.85: Contour des contraintes S22 au début de la plastification (S_{22} moyen = 342 MPa), pente 2:1 et $b/b_F = 1.9$

Comme on peut le remarquer, la plastification débute par une concentration de contrainte localisée au début de la transition (en gris). La plastification se propage d'abord sur la section, d'où l'importance de cette zone, et par la suite sur la longueur du fusible.

Initialement, un rapport géométrique des largeurs du fusible (b/b_F) de 1.5 avait été proposé. En fait, cette valeur était basée sur le rapport F_u/F_y des valeurs nominales ($= 450/300 = 1.5$) pour une cornière de nuance 300W. On supposait donc que la largeur b devait être au moins 1.5 fois b_F pour qu'à la fin de la transition, les contraintes soient élastiques, c'est-à-dire inférieures à F_y . Les analyses présentes ont permis également de vérifier si cette valeur minimale était convenable et assurait que la section à la fin de la zone de transition soit en régime élastique. Nous voulons ainsi que les déformations inélastiques soient principalement contenues dans la partie réduite du fusible, afin d'éviter une plastification de la section au droit des soudures du fusible. Les Figures 4.86 à 4.88 présentent les contours de contrainte à l'amorcement de la striction ($S_{22} \geq F_u = 488$ MPa) au centre de la partie réduite du fusible ($L_F/2$), et pour les rayons de 60 mm à 100 mm. L'échelle des contraintes est limitée à F_y coupon (339 MPa) pour permettre une meilleure visualisation de la plastification dans la zone de striction.

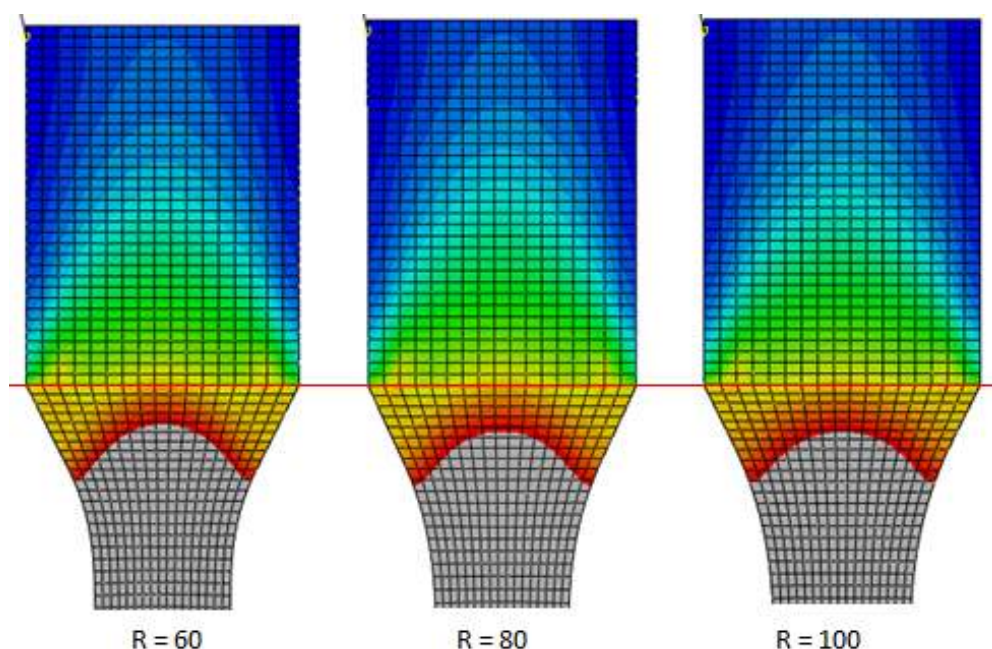


Figure 4.86: Contour des contraintes S_{22} à l'ultime, pente 2:1 et $b/b_F = 1.9$

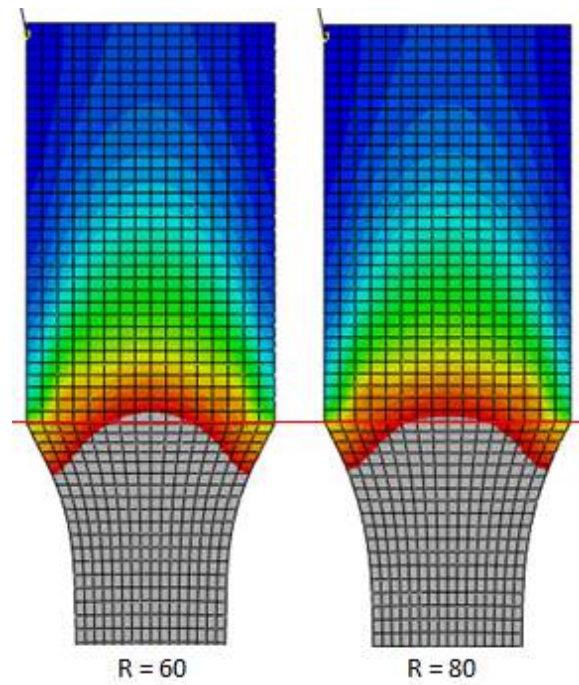


Figure 4.87: Contour des contraintes S22 à l'ultime, pente 2:1 et $b/b_F = 1.55$

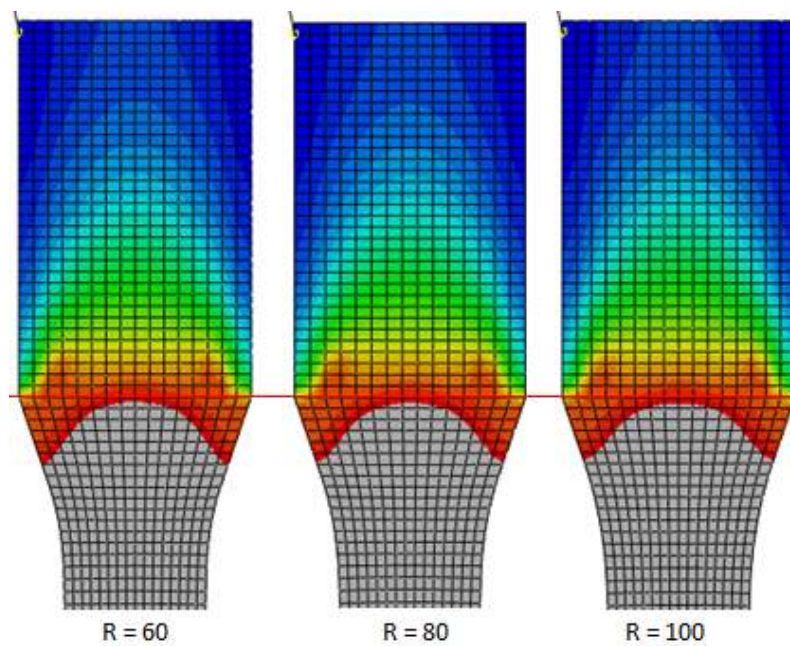


Figure 4.88: Contour des contraintes S22 à l'ultime, pente 3:1 et $b/b_F = 1.55$

Comme on peut le voir à la Figure 4.86, pour une pente de 2:1, un rapport b/b_F de 1.9 permet de conserver la plastification à l'intérieur de la zone de transition, peu importe la valeur du rayon de congé, alors que pour un rapport b/b_F de 1.55 (Figure 4.87), la plastification atteint la partie de la section brute du fusible, ce qui n'est pas souhaitable. En comparant les Figures 4.87 et 4.88, on note qu'une augmentation de la pente seulement (2:1 à 3:1) permet de déplacer la plastification que très peu sous la barre limite (ligne rouge), et peu importe la pente. Pour une transition avec une pente 2:1, le rapport b/b_F minimal se situe donc entre 1.55 et 1.9, alors que pour une pente 3:1, un rapport b/b_F de 1.6 semble être le minimum à respecter, et ce pour un rayon de congé de 60 mm et plus.

La Figure 4.89 montre les contours de contraintes des modèles avec un rapport b/b_F de 1.9 et une pente de 3:1.

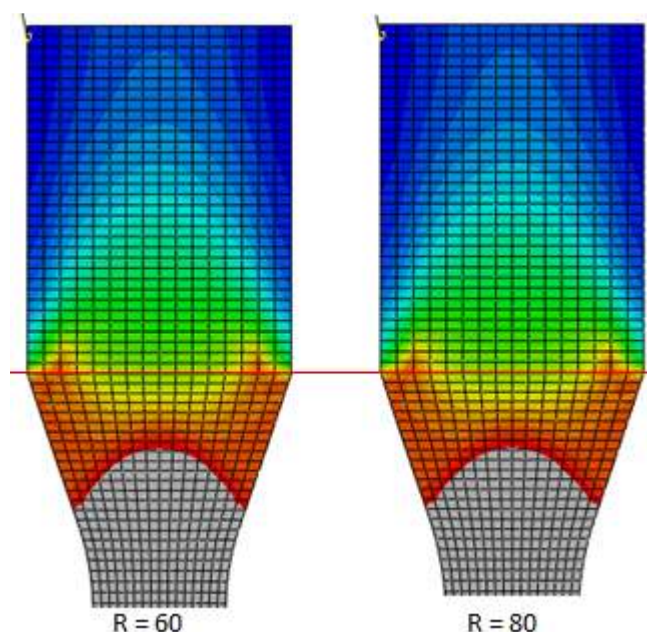


Figure 4.89: Contour des contraintes S22 à l'ultime, pente 3:1 et $b/b_F = 1.9$

En comparant ces résultats avec ceux de la Figure 4.88 (pente 3:1 et $b/b_F = 1.55$), on voit que lorsque $b/b_F = 1.9$, la plastification se développe jusqu'à mi-longueur de la transition, bien avant la barre limite, alors que dans l'autre cas, la plastification se développe jusqu'à la barre limite. Si

on compare maintenant les résultats de la Figure 4.89 avec ceux de la Figure 4.86 (pente 2:1 et $b/b_F = 1.9$), on voit que le déplacement de la plastification de la transition est moins grand lorsque la pente est réduite, comparativement à lorsque le rapport b/b_F est augmenté. Ainsi, on conclut que le rapport b/b_F semble être un paramètre plus important que la pente et qu'une augmentation de ce rapport permet de réduire plus rapidement le niveau de contrainte à l'approche de la fin de la transition. En fait, nous croyons que c'est plutôt une combinaison du rapport b/b_F et de la pente (indirectement la longueur de la transition) qui permet de décaler la plastification dans la zone de transition.

À la lumière de ces analyses complémentaires, nous recommandons un rayon de congé minimal de 60 mm pour les pentes 2:1 et 3:1. Également, comme nous l'avons vu, le rapport minimal b/b_F se situe entre 1.55 et 1.9 pour une pente 2:1, et 1.6 pour une pente 3:1. Dû au manque de temps, nous n'avons pu compléter les analyses afin mieux identifier la valeur minimale de b/b_F pour la pente 2:1.

4.3 Programme expérimental B : variation de F_y dans une cornière

4.3.1 Variation de la limite élastique (F_y)

Tel que mentionné en début de chapitre, le programme B a été ajouté suite aux résultats des essais du programme A. En effet, les essais en laboratoire sur les cornières sans défaut (F-A-38-20-0-0) ont montré une limite élastique globale 5% plus élevée, en moyenne pour la section du fusible, que celle du coupon de caractérisation du matériau (C-A-L2). Plus exactement, une limite élastique moyenne de 356 MPa a été observée plutôt que celle de 339 MPa mesurée lors de l'essai de caractérisation du matériau. De plus, les analyses par ÉF ont montré que les modèles numériques se déforment plus que les cornières réelles, d'où la motivation d'investiguer sur la variation des propriétés mécaniques de l'acier des cornières.

Dans la littérature, la variation de la limite élastique au sein d'une cornière a déjà été observée par Adluri et Madugula (Adluri & Madugula, 1995). Ils ont entre autres caractérisé leurs

cornières par la méthode fragmentaire, méthode qui consiste à sectionner le profilé dans le sens longitudinal en plusieurs tranches et à tester chacune d'elles; la Figure 4.90 présente les résultats de leurs essais. D'ailleurs, les auteurs mentionnent dans leur article que la différence de F_y , dans une même section, peut atteindre plus de 20% dans la zone de coin (CC sur la Figure 4.90).

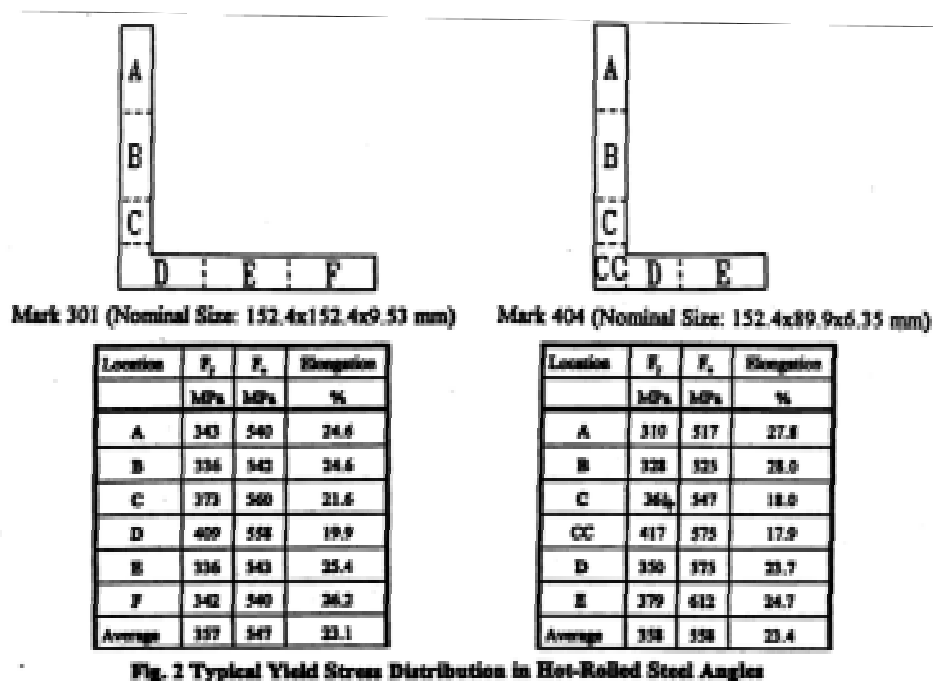


Figure 4.90: Variation des propriétés mécaniques (Adluri & Madugula, 1995)

Comme on peut le constater, les propriétés mécaniques ne sont pas uniformes au sein de la section des deux cornières présentées : elles varient entre les ailes et la partie centrale et, pour la cornière avec ailes inégales, d'une aile à l'autre (L152x90x6.4). En particulier, par rapport aux ailes, la partie centrale a une limite élastique plus élevée et une déformation à la rupture beaucoup plus faible. De plus, le ratio de la contrainte maximale sur la contrainte minimale est de 1.22 pour le spécimen 301, et 1.35 pour le spécimen 404, ce qui témoigne que l'acier de l'aire centrale est plus résistant que l'acier contenu dans les ailes. Haidar (1996) a observé la même tendance pour la limite élastique. Les résultats de l'un de ses spécimens (cornière 76x76x6.4) sont présentés à la Figure 4.91. Il a également noté que la contrainte ultime dans la partie centrale (H) était aussi plus élevée que dans les ailes (tranches 1 à 4).

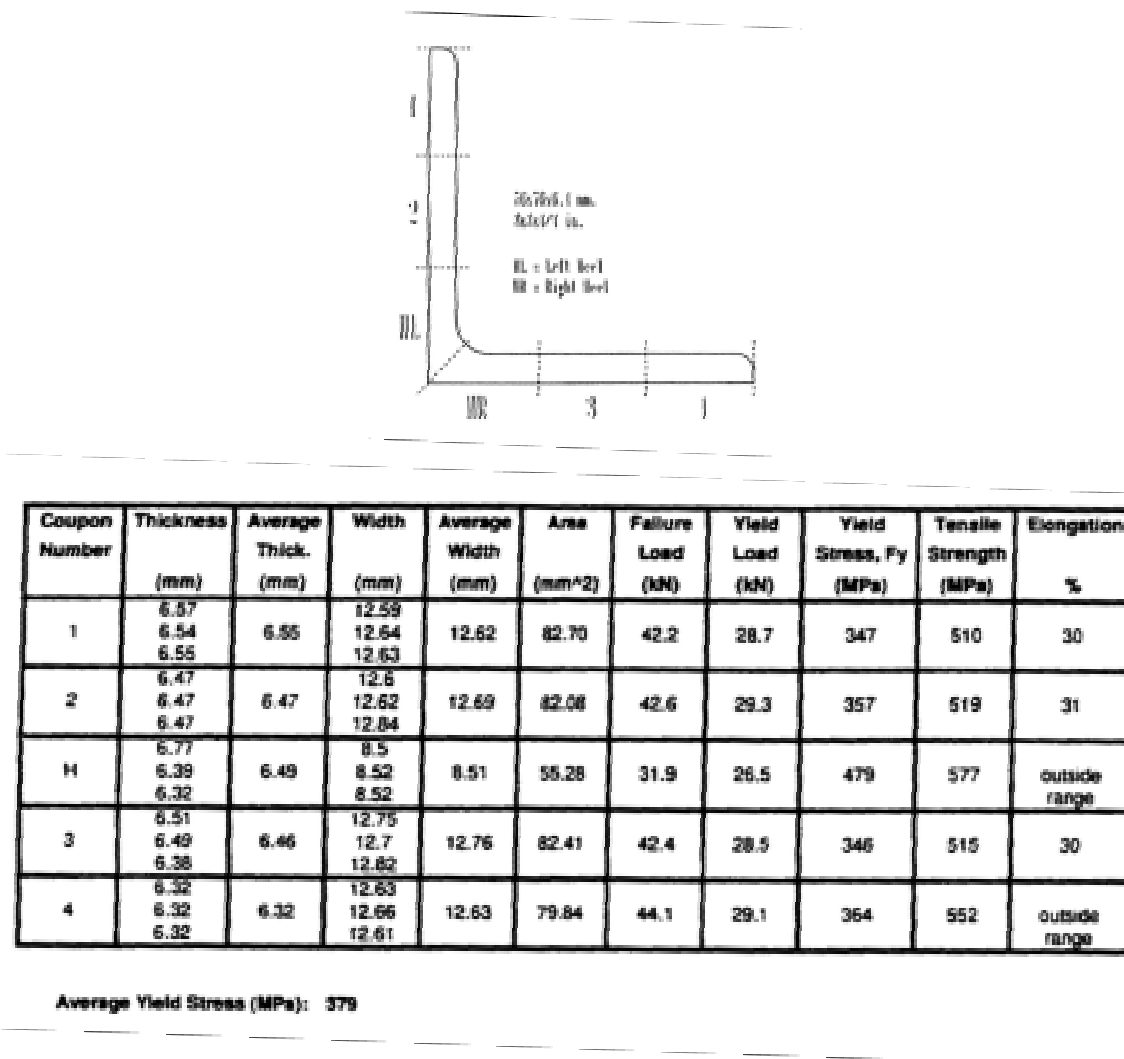


Figure 4.91: Variation des propriétés mécaniques (Haidar, 1996)

Dans son article, Haidar mentionne qu'il ne peut expliquer cette variation des propriétés mécaniques. Par contre, il est certain que le refroidissement différentiel des ailes ainsi que sa mise en forme par laminage à chaud fournissent une partie de la réponse. Afin de confirmer cette variation, une série d'essais de traction a été réalisée au printemps 2011 sur des cornières à section réduite, avec une presse Instron de 2.5 MN et un contrôleur MTS 493 Flextest GT, à l'ÉPM. Le chargement imposé était un déplacement contrôlé de la tête du vérin, contrôlé par un capteur de déplacement intégré au vérin. Ici, plutôt que d'utiliser la méthode fragmentaire, la cornière entière a été testée, en faisant varier seule la largeur des ailes. Une même cornière L-76x76x6.4 a été employée pour tous les essais. Au chapitre 3, l'acier de cette cornière a déjà été

caractérisé par des essais de traction réalisés sur des coupons provenant des ailes (C-B-L3), prélevés à 1/3 de la largeur de l'aile et à partir du bord de l'aile. Les propriétés obtenues de ces essais sont : $F_y = 326 \text{ MPa}$, $F_u = 462 \text{ MPa}$ et $\epsilon_{\text{rupture}} = 0.28 \text{ mm/mm}$. Dans le programme expérimental B, 13 essais en traction ont été réalisés, dont dix pour étudier la variation des propriétés de l'acier, alors que les trois autres étaient pour vérifier plutôt l'influence du procédé de fabrication sur le comportement du fusible; nous traiterons d'ailleurs ces trois essais à la prochaine section (4.3.2). Plus précisément, trois différentes largeurs d'aile réduite ($b_F/2$) ont été considérées pour les dix essais sur l'étude de la variation de F_y : 12 mm, 18 mm et 38 mm. La longueur de la partie réduite (L_F) était de 200 mm pour les dix spécimens. Tous les spécimens avaient la même géométrie de transition : une pente de 3:1 (segment linéaire) et un rayon de congé (rayon de transition) de 117 mm. Les longueurs d'extrémité (L_w) variaient en fonction des longueurs de cordon de soudure nécessaires pour développer la pleine capacité des cornières. De plus, nous avons fabriqué quatre spécimens pour les modèles F-B-30-12 et F-B-60-38, et deux pour le modèle F-B-36-18. Ces dix cornières ont été découpées par fraisage, par un atelier spécialisé. La Figure 4.92 présente les trois géométries de fusible utilisées.



Figure 4.92: Dessins de fabrication des spécimens

Pour réaliser les essais dans la presse Instron, des barres d'armature crénelées ont été soudées aux extrémités des spécimens sur la longueur L_w , à l'intérieur des ailes, afin de limiter l'excentricité entre l'axe de chargement et le centre de gravité des cornières. La Figure 4.93 montre l'assemblage final des spécimens.



Figure 4.93: Assemblage final des spécimens

Des mâchoires adaptées pour les barres d'armature ont été utilisées dans la presse Instron pour réaliser les essais. L'allongement des cornières a été mesuré à l'aide d'un extensomètre de 50 mm de course, modèle 3543-050M de Epsilon Technology, sur une longueur de référence de 200 mm et monté sur l'une des deux ailes. La Figure 4.94 montre le détail de l'extensomètre (a), le détail des soudures des barres d'armature sur les cornières (b), et le montage de l'essai (c). Tel que déjà indiqué, les essais ont été réalisés en déplacement contrôlé de la tête du vérin, avec un taux de déplacement de 0.015 mm/s. Passé le point de début de plastification (P_y), le taux de déplacement a été graduellement augmenté jusqu'à 0.5 mm/s. Tous les spécimens ont été testés jusqu'à la rupture.

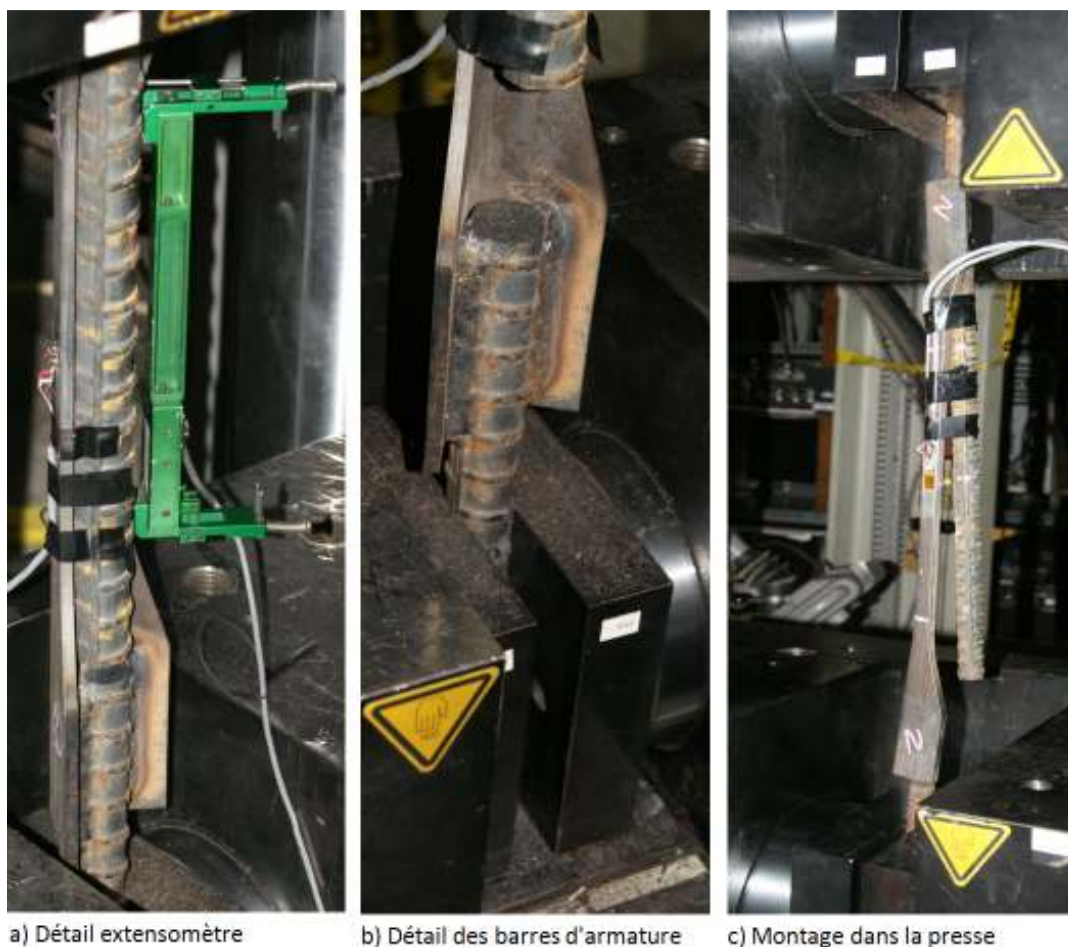


Figure 4.94: Détails du montage (deuxième série d'essais)

Au départ, deux spécimens de chaque géométrie ont été testés (six au total). Bien que l'idée des barres d'armature semblait bonne initialement pour limiter la flexion des cornières, elles se sont avérées inefficaces pour empêcher complètement la flexion de se produire, comme le montre la Figure 4.95.



Figure 4.95: Flexion de la cornière, première série d'essais

Suite aux résultats de ces premiers essais, une deuxième série de cornières a été produite. Deux spécimens des modèles F-B-30-12 et F-B-60-38 ont ainsi été fabriqués avec une modification au montage : un des deux segments de la barre d'armature était prolongé sur toute la longueur de la partie réduite de la cornière, dans le but de fournir un support latéral et ainsi limiter la flexion de cette dernière. Cette fois encore, le montage n'a pas empêché la flexion des cornières de se produire. D'ailleurs, la flexion faisait également fléchir la barre d'armature, telle que montrée sur la Figure 4.96.

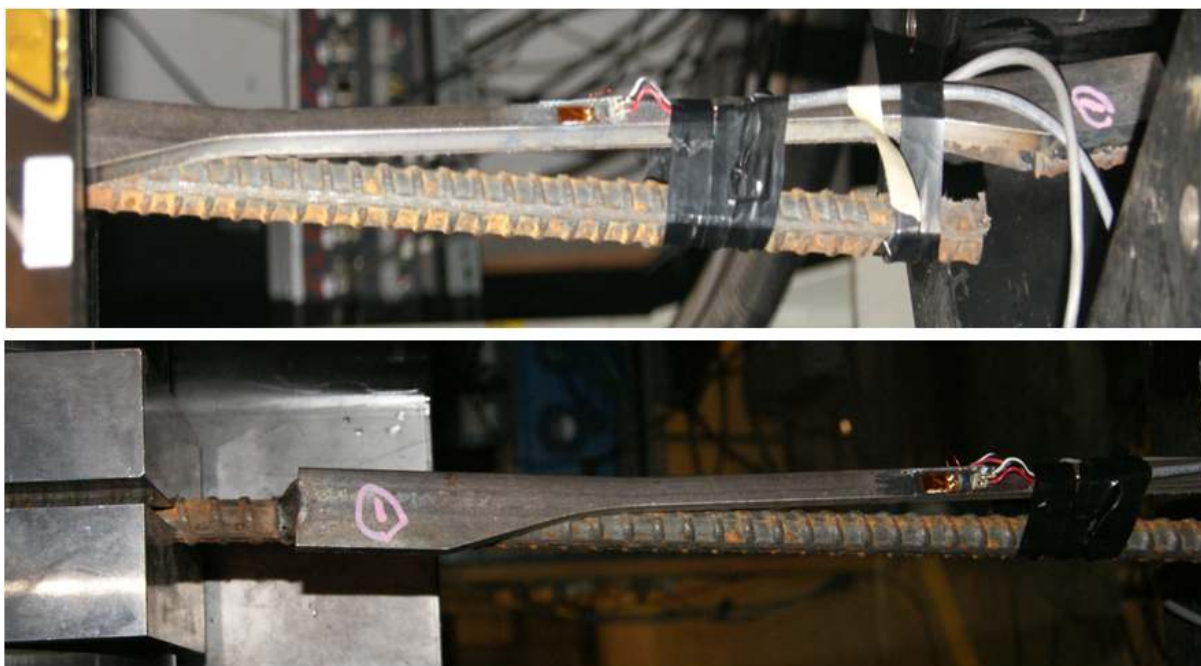


Figure 4.96: Flexion de la cornière, deuxième série d'essais

Ainsi, le montage du programme A (cornière soudée sur un tube HSS) était plus efficace pour limiter la flexion hors-plan des cornières. Maintenant, afin de mesurer de manière plus précise l'aire de la section réduite des cornières, un segment de longueur initiale de 200 mm a été découpé à l'intérieur de la partie réduite, après essai (les marques de découpe étaient tracées avant l'essai), pour chaque spécimen. Le segment était ensuite pesé à l'aide d'une balance. On obtient ainsi l'aire de la section en divisant le poids mesuré par la masse volumique de l'acier, soit 7850 kg/m^3 , et en divisant par la longueur initiale du segment, soit 200 mm. D'ailleurs, cette

méthode est celle prescrite dans la norme canadienne CSA G40.20 pour déterminer l'aire d'une cornière. En effet, la problématique des cornières roulées à chaud est que le rayon de congé à l'intersection des deux ailes n'est pas standardisé par l'industrie, car il dépend de la grosseur des rouleaux de laminage utilisés de même que l'usure de ces derniers. Ainsi, il varie d'une aciérie à l'autre et, pour cette raison, le HSC (CISC, 2010) ne fournit aucune valeur pour celui-ci. D'ailleurs, on ignore le rayon interne dans le calcul des propriétés géométriques des cornières données dans les tables des profilés du HSC. Dans une version électronique, l'Institut canadien de la construction d'acier (ICCA) fournit les propriétés géométriques des cornières ainsi que les valeurs de distance k de fin de congé; ce dernier correspond à l'épaisseur de l'aile plus le rayon de congé. Par contre, ces valeurs sont des dimensions utilisées pour le détail des pièces d'acier, c'est-à-dire qu'elles sont basées sur les dimensions théoriques les plus élevées produites par les aciéries, afin d'éviter les conflits possibles entre les pièces. En d'autres termes, le rayon de congé indiqué correspond au rayon maximal observé chez les différents producteurs, et par conséquent il n'est pas recommandé d'utiliser ces valeurs pour déterminer la résistance d'une cornière. Dans un autre article d'Adluri et Madugula (1994), les auteurs fournissent une table des valeurs de ce rayon. Ces valeurs sont les mêmes que celles utilisées par l'Institut américain de la construction d'acier (AISC) pour calculer les constantes de torsion, fournies dans les tables du manuel américain. À titre d'exemple, pour une cornière 76x76x6.4, la valeur indiquée dans la table de l'article d'Adluri et Madugula (1994) est de 7.9 mm, alors que dans le chiffrier de l'ICCA, la valeur calculée est de : $16 - 6.35 = 9.65$ mm, soit une différence de plus de 22% entre ces deux références.

Le Tableau 4.11 présente les dimensions géométriques des cornières à section réduite (fusibles) du programme expérimental B. Le rayon de congé des ailes, $r_{\text{congé}}$, est de 3 mm pour tous les spécimens et correspond au rayon mesuré avec un gabarit. Les valeurs de $A_{F,\text{réel}}$ correspondent à l'aire réelle des fusibles, soit : poids / 7850. Les valeurs de $A_{F,\text{cal}}$ correspondent à l'aire calculée des fusibles, obtenues à l'aide de l'Équation 14. Les valeurs de $A_{F,\text{diff}}$ correspondent à la différence entre $A_{F,\text{cal}}$ et $A_{F,\text{réel}}$, soit : $(A_{F,\text{cal}} - A_{F,\text{réel}}) / A_{F,\text{réel}}$. Les valeurs de A_{aile} et A_{centre} correspondent aux rapports de l'aire des ailes sur l'aire totale (A_F) et de l'aire centrale sur l'aire totale, respectivement.

Tableau 4.11: Données des fusibles du programme expérimental B

Id.	gauche		droite		r congé	b/bf	Poids	Af réel.	Af cal.	Af diff.	A aile	A centre
	bf/2	t	bf/2	t								
$\gamma_s = 7850 \text{ kg/m}^3$	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)	—	(g)	(mm ²)	(mm ²)	(%)	(%)	(%)
F-B-30-12_1	12.11	6.51	12.06	6.35	3.0	2.50	182.00	115.9	116.1	0.11%	3.7%	96.3%
F-B-30-12_2	12.10	6.51	11.99	6.35	3.0	2.50	181.82	115.8	115.5	-0.28%	3.7%	96.3%
F-B-30-12_3	11.78	6.50	11.88	6.31	3.0	2.50	—	—	112.4	—	3.7%	96.3%
F-B-30-12_4	11.80	6.36	11.85	6.40	3.0	2.50	—	—	112.1	—	3.7%	96.3%
F-B-36-18_1	18.21	6.50	18.03	6.33	3.0	2.00	302.17	192.5	193.3	0.42%	41.5%	58.5%
F-B-36-18_2	18.33	6.33	17.87	6.50	3.0	2.00	304.30	193.8	192.9	-0.46%	41.5%	58.5%
F-B-60-38_1	37.94	6.50	38.16	6.33	3.0	1.58	688.40	438.5	449.0	2.39%	74.6%	25.4%
F-B-60-38_2	37.92	6.50	38.18	6.33	3.0	1.58	691.20	440.3	448.9	1.97%	74.6%	25.4%
F-B-60-38_3	37.97	6.41	38.20	6.35	3.0	1.58	—	—	447.2	—	74.6%	25.4%
F-B-60-38_4	37.83	6.44	38.00	6.29	3.0	1.58	—	—	444.1	—	74.6%	25.4%
F-B-38-20_1	19.99	6.50	20.84	6.34	3.0	1.90	351.70	224.0	222.8	-0.55%	48.2%	51.8%
F-B-38-20_2	20.20	6.50	20.58	6.34	3.0	1.90	351.80	224.1	222.5	-0.70%	48.2%	51.8%
F-B-38-20_3	20.32	6.33	22.21	6.50	3.0	1.90	371.90	234.5	233.8	-0.32%	48.2%	51.8%
C-B-L3-2	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
C-B-L3-4	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

À noter que le Tableau 4.11 fournit les données des 13 spécimens, incluant les trois fusibles (F-B-38-20) qui sont traités à la section 4.3.2. Les résultats des essais de traction des éprouvettes C-B-L3-2 et C-B-L3-4 ont été également ajoutés au tableau. Rappelons que les longueurs de référence pour la mesure des déformations de ces deux éprouvettes étaient de 200 mm et 50 mm, respectivement. Les résultats des essais sont présentés au Tableau 4.12.

Tableau 4.12: Résultats des essais du programme expérimental B

Id.	Fyf	Fuf	Fyf/Fyc	Fuf/Fuc	Pyf	Puf	Fuf/Fyf	ϵ_{sh}	ϵ_u	$\epsilon_{rupture}$
$\gamma_s = 7850 \text{ kg/m}^3$	(Mpa)	(Mpa)	(326 Mpa)	(462 Mpa)	(kN)	(kN)	—	(mm/mm)	(mm/mm)	(mm/mm)
F-B-30-12_1	413.3	511.0	1.27	1.11	47.9	59.2	1.24	0.020	0.12	0.18
F-B-30-12_2	415.1	508.0	1.27	1.10	48.1	58.8	1.22	0.020	0.11	0.15
F-B-30-12_3	411.0	506.9	1.26	1.10	46.2	57.0	1.23	0.018	—	—
F-B-30-12_4	410.3	508.4	1.26	1.10	46.0	57.0	1.24	0.018	—	—
F-B-36-18_1	405.4	507.0	1.25	1.10	78.0	97.6	1.25	0.019	0.13	0.20
F-B-36-18_2	397.2	501.0	1.22	1.08	77.0	97.1	1.26	0.020	0.13	0.17
F-B-60-38_1	363.0	488.0	1.11	1.06	159.2	214.0	1.34	0.021	0.16	0.25
F-B-60-38_2	359.0	483.5	1.10	1.05	158.1	212.9	1.35	0.021	0.16	0.23
F-B-60-38_3	356.0	479.0	1.09	1.04	159.2	214.2	1.35	0.018	0.15	0.22
F-B-60-38_4	358.0	480.3	1.10	1.04	159.0	213.3	1.34	0.020	0.15	0.23
F-B-38-20_1	397.3	502.7	1.22	1.09	89.0	112.6	1.27	—	—	—
F-B-38-20_2	401.6	502.1	1.23	1.09	90.0	112.5	1.25	—	—	—
F-B-38-20_3	396.5	498.9	1.22	1.08	93.0	117.0	1.26	—	—	—
C-B-L3-2	326	464.6	1.00	1.01	—	—	1.43	0.022	0.185	0.267
C-B-L3-4	325.4	463.1	1.00	1.00	—	—	1.42	0.018	0.19	0.357

Le graphique de la Figure 4.97 présente les courbes contrainte-déformation des six premiers spécimens, en plus des courbes de deux coupons de caractérisation de la même cornière. Les contraintes sont normalisées sur la valeur moyenne de la limite élastique (F_y) des coupons de caractérisation, soit 326 MPa. Les déformations sont celles de la partie réduite du fusible mesurées avec l'extensomètre, soit : $\varepsilon_F = \delta_F/L_F$.

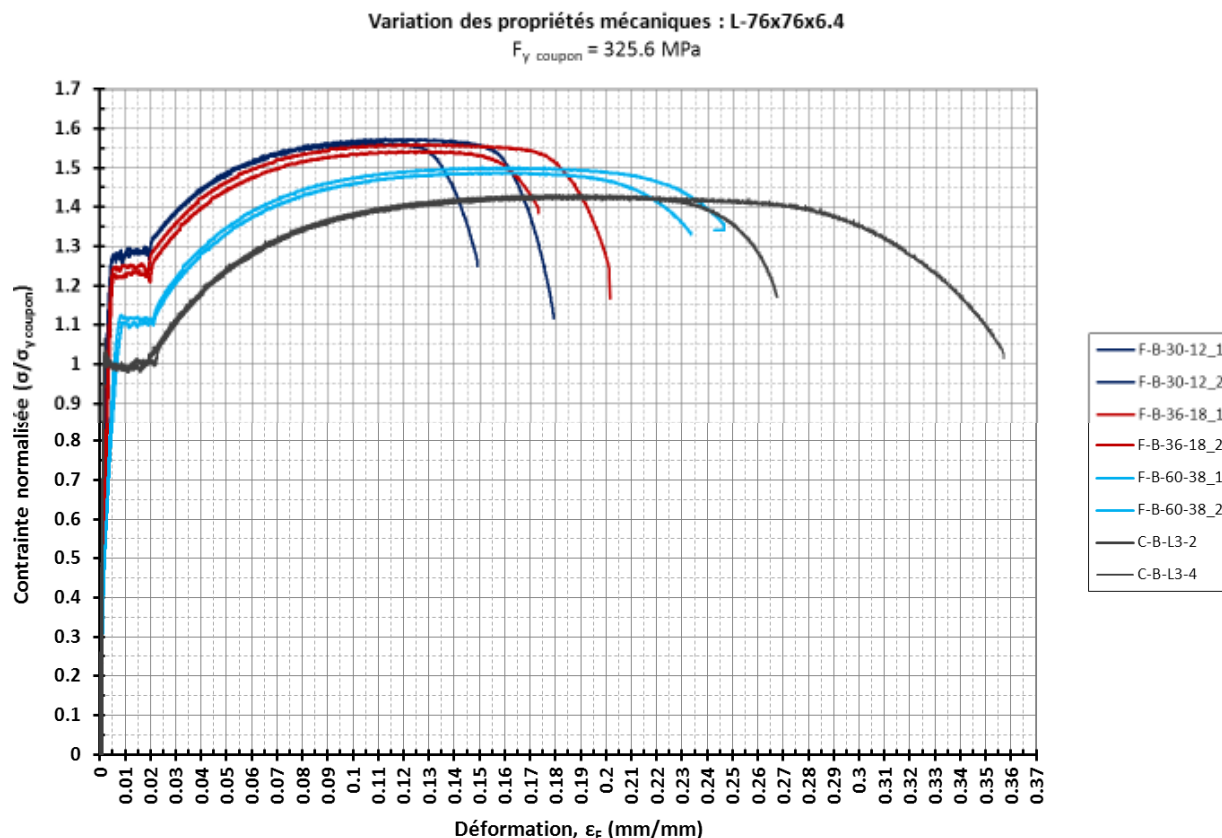


Figure 4.97: Courbes σ - ε du programme expérimental B

Comme prévu, les propriétés mécaniques au sein d'une cornière ne sont pas homogènes, comme le démontrent les résultats. En effet, on remarque que la partie centrale d'une cornière, c'est-à-dire l'aire délimitée par la fin du rayon de congé dans chaque aile, présente une limite élastique plus élevée, une contrainte ultime plus élevée et une capacité de déformation inélastique plus limitée (courbe F-B-30-12) que l'acier contenu dans les ailes, caractérisé par les coupons de caractérisation. En effet, lorsque l'on compare ces deux cas extrêmes, le modèle F-B-30-12 qui

est composé à 96.3% de l'aire centrale a une limite élastique de 27% plus élevée que celle des coupons de caractérisation (326 MPa), et une déformation à l'ultime réduite de 40%. En plus de la limite élastique, on voit que la contrainte ultime est de 10% plus élevée pour la partie centrale. Par ailleurs, on remarque que l'augmentation est plus importante sur limite élastique (F_{yF}) que sur la contrainte ultime (F_{uF}). Également, au Tableau 4.12, on observe que le rapport F_{uF}/F_{yF} , augmente avec l'augmentation de la largeur d'aile. Ainsi, à mesure que la largeur d'aile augmente, le comportement de la cornière se rapproche de celui du coupon, tant au niveau des résistances que des déformations. À partir des résultats présentés ici, on peut estimer, de manière approximative, la limite élastique du spécimen F-B-36-18_2 de la manière suivante :

1. La limite élastique de l'aire centrale est déterminée à partir des spécimens F-B-30-12 :

$$116 \text{ mm}^2 \times 413 \text{ MPa (total)} = 116 \text{ mm}^2 \times 0.037 \times 326 \text{ MPa (ailes)} + 116 \text{ mm}^2 \times 0.963 \times F_{y \text{ centrale}}$$

$$\Rightarrow F_{y \text{ centrale}} = 416.4 \text{ MPa}$$

2. La limite élastique approximative du spécimen F-B-36-18_2 est :

$$F_{yF} = 0.415 \times 326 \text{ (ailes)} + 0.585 \times 416.4 \text{ (centrale)} = \underline{\underline{379 \text{ MPa}}}$$

Cette limite moyenne de 379 MPa est 4.5% inférieure à la résistance élastique obtenue en laboratoire, soit 397 MPa, ce qui représente une prédiction satisfaisante dans le domaine parasismique. De manière plus générale, l'ajustement sur la valeur de F_{yc} du coupon pour obtenir la valeur F_{yF} du fusible se résume à l'équation suivante :

$$(22) \quad \frac{F_{yF}}{F_{y \text{ coupon}}} = \frac{F_{y \text{ centrale}}}{F_{y \text{ coupon}}} + \left[1 - \frac{F_{y \text{ centrale}}}{F_{y \text{ coupon}}} \right] \cdot \frac{A_{F \text{ ailes}}}{A_F}$$

Dans l'Équation 22, $F_{y \text{ coupon}}$ correspond à la limite élastique moyenne obtenue des essais de traction sur les coupons de caractérisation, prélevés dans les ailes. Ainsi, sachant le rapport $F_{y \text{ centrale}}$ sur $F_{y \text{ coupon}}$ et le rapport de l'aire des ailes ($A_{F \text{ ailes}}$) sur l'aire totale du fusible (A_F), on

peut obtenir une valeur approximative de la limite élastique du fusible, F_{yF} , en tenant compte de l'aire centrale plus résistante. Par ailleurs, l'aire des ailes est obtenue de la manière suivante :

$$(23) \quad A_{F, \text{ailes}} = (b_1 - t_2 - r) \cdot t_1 + (b_2 - t_1 - r) \cdot t_2 \quad \text{si } b_1 \neq b_2 \text{ et } t_1 \neq t_2$$

$$(24) \quad A_{F, \text{ailes}} = 2t \cdot (b - t - r) \quad \text{si } b_1 = b_2 \text{ et } t_1 = t_2$$

où $b = b_F/2$, r est le rayon de congé de la cornière, et t l'épaisseur d'acier. Dans l'Équation 23, b_1 et t_1 correspondent aux dimensions de l'une des deux ailes ($b_F/2$ et t_F), et b_2 et t_2 correspondent aux dimensions de l'autre aile ($b_F/2$ et t_F). Par ailleurs, on utilisera la même démarche pour obtenir la valeur F_{uF} du fusible à partir de $F_{u, \text{coupon}}$. La Figure 4.98 présente les 10 valeurs de F_{yF} , en fonction du rapport de l'aire des ailes sur l'aire totale. Les valeurs des limites élastiques des fusibles sont normalisées sur la valeur moyenne des coupons de caractérisation (326 MPa), ce qui correspond également à celle des ailes ($F_{y, \text{ailes}} = F_{y, \text{coupon}}$). De plus, nous avons ajouté la droite d'approximation de la limite élastique du fusible, obtenue à l'aide de l'Équation 22.

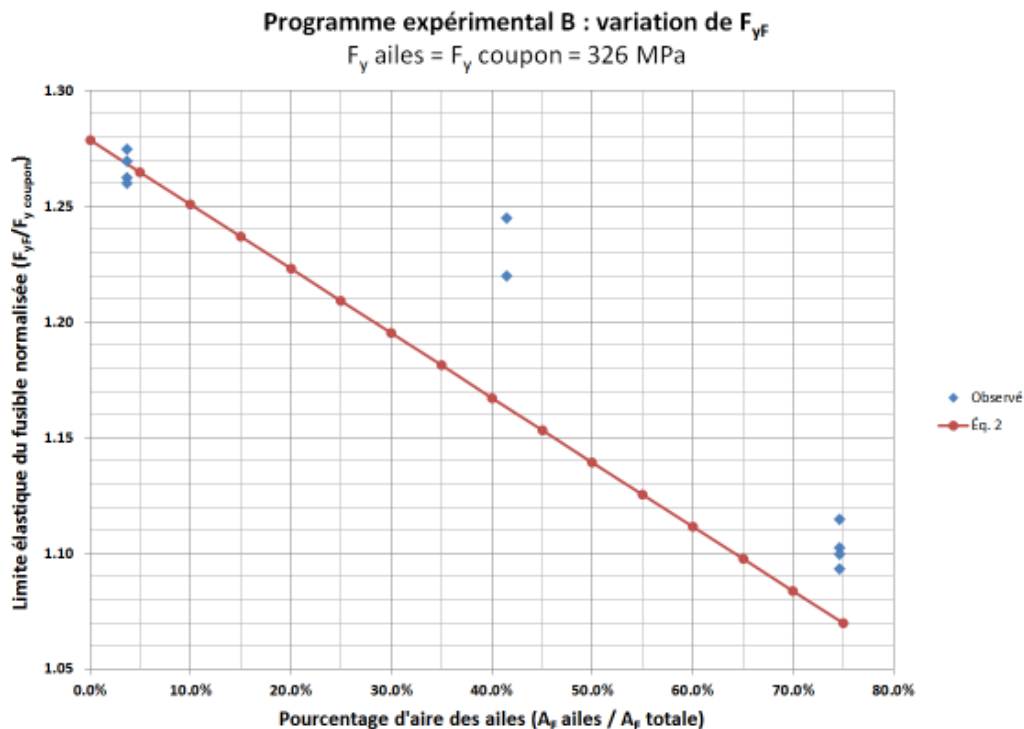


Figure 4.98: Variation de F_{yF} en fonction du rapport A_F (ailes)/ A_F (total)

Dans le tableau, R_y représente le rapport moyen de la limite élastique mesurée sur la valeur nominale; R_t , le rapport moyen de la contrainte ultime mesurée sur la valeur nominale; $R_y F_y$, le rapport moyen de la limite élastique mesurée sur la résistance probable donnée par la norme CSA S16-09; R_y aile, le rapport moyen de la limite élastique mesurée dans les ailes sur la valeur nominale; R_y centre, le rapport moyen de la limite élastique mesurée dans la partie du centre sur la valeur nominale; R_t aile et R_t centre sont les mêmes que les deux précédents, mais pour la contrainte ultime; les deux dernières colonnes représentent le rapport moyen entre la valeur maximale et la valeur minimale rapportée dans une même section transversale, pour la limite élastique et la contrainte ultime, respectivement. Comme on peut le voir, la limite élastique du centre est en moyenne 1.30 fois plus élevée que la limite nominale; elle varie de 1.06 à 1.60. En supposant que la valeur minimale mesurée est la valeur de caractérisation de l'acier, on remarque que la limite élastique du centre peut être jusqu'à 38% plus élevée, et la contrainte ultime jusqu'à 35%. Ces données seront utilisées dans le prochain chapitre pour la conception des fusibles.

4.3.2 Influence du procédé de fabrication sur la performance du fusible

Lors des essais du programme A, les cornières avec défaut avaient été découpées par fraisage, par un atelier spécialisé. Ainsi, aucune cornière découpée au chalumeau n'a été testée à ce moment. Il faut savoir qu'une découpe au chalumeau produit une multitude de défauts le long de la section réduite, en plus de créer des ZAT dans les ailes. D'ailleurs, rappelons que Kassis (2008) avait démontré qu'une coupe au chalumeau affectait de manière significative la performance des fusibles. Ainsi, les trois dernières cornières (F-B-38-20) du Tableau 4.11 ont été testées durant les essais du programme expérimental B, mais elles sont complémentaires au programme expérimental A. Ces fusibles ont été découpés au chalumeau à l'aide d'un gabarit chez Lainco. Comme leur gabarit ne produit que des cornières avec une longueur de la partie réduite de 300 mm, alors un modèle se rapprochant du F-B-36-18 a été sélectionné, afin de permettre la comparaison. Par conséquent, le modèle 38-20, soit 38 mm de largeur brute aux extrémités et 20 mm de largeur d'aile à la partie réduite, a été choisi.

La Figure 4.99 présente les courbes contrainte-déformation obtenues pour les trois cornières supplémentaires F-B-38-20 découpées au chalumeau (les résultats sont donnés au Tableau 4.12). Les courbes sont également comparées à celles obtenues des spécimens F-B-36-18 (découpés par fraisage). Les contraintes sont normalisées sur la valeur moyenne de limite élastique des essais de caractérisation des éprouvettes (coupons). Les déplacements sont ceux de la presse, car la découpe au chalumeau donne lieu à une surface de coupe qui n'est pas droite et régulière, et par conséquent il n'était pas possible d'installer un extensomètre de manière convenable sur les spécimens F-B-38-20. Des jauges de déformation ont été utilisées en remplacement de l'extensomètre pour ces spécimens, mais elles ont toutes atteints leur limite à 37 000 $\mu\epsilon$, soit 0.037 mm/mm, ce qui est insuffisant pour tracer la courbe complète du fusible.

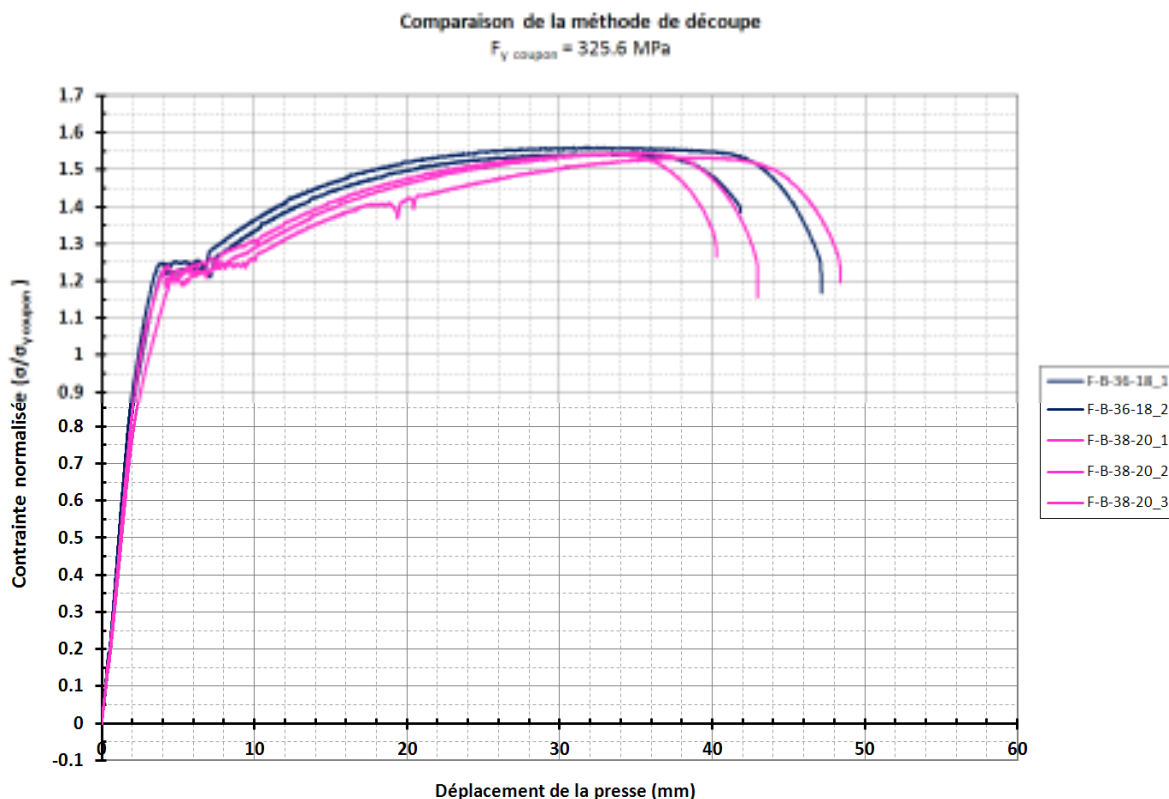


Figure 4.99: Résultats des cornières découpées au chalumeau

Comme on peut le remarquer, les courbes sont presque similaires entre les deux procédés de fabrication et on peut conclure que la découpe au chalumeau ne semble pas affecter de manière

significative la limite élastique de la cornière, de même que la contrainte ultime et le facteur d'écroutissage. De plus, même les déplacements à l'ultime, soit à l'amorce de la phase de rupture, sont comparables. Comme le démontrent les résultats, seule l'allure de la courbe en phase d'écroutissage, plus précisément sa pente, semble être affectée par la méthode de découpe.

4.4 Conclusion

Ce chapitre constitue une partie importante du projet de recherche. Tout d'abord, l'effet d'un défaut de fabrication, ou accidentel, sur le comportement inélastique d'un fusible individuel a été étudié. Un total de 15 cornières à section réduite de différentes géométries, dont douze avec des défauts usinés, ont été testées. Plus exactement, la profondeur, la forme de même que le nombre de défauts ont été variés. Les essais ont montré que de ces trois aspects, la profondeur du défaut était le paramètre le plus critique. En effet, les spécimens ayant le défaut le plus profond sont ceux qui ont présenté l'allongement à l'ultime, δ_u , le plus faible. Comme il a été montré également, la réduction sur l'allongement à l'ultime était beaucoup plus importante que celle sur la charge ultime, obtenue au même point. Ainsi la réduction sur la charge ultime n'est pas proportionnelle à celle sur la déformation ultime. Par contre, nous avons vu des essais en laboratoire et des simulations par ÉF que la réduction sur la charge ultime variait en fonction de l'aire nette, au droit du défaut. De plus, pour une même profondeur de défaut, les résultats ont clairement démontré qu'un seul défaut réduisait beaucoup plus la capacité de déformation que huit défauts en ligne.

Également, en plus de l'extensomètre, des jauges de déformation ont été collées sur les spécimens. Elles ont permis, entre autres, d'observer que la plastification débute presque toujours au début de la partie réduite de la cornière (début de la zone de transition), dépendant de la profondeur du défaut, et se propage ensuite sur la longueur de la partie réduite du fusible (L_F). À titre d'exemple, pour un défaut en forme de demi-ellipse, les essais ont montré que lorsque la profondeur du défaut était plus grande que 1.72 mm, la plastification débutait au droit de ce dernier, alors qu'à l'inverse (inférieur à 1.72 mm), la plastification débutait au début de la partie réduite (début de la transition). En plus de l'effet des défauts sur le comportement inélastique des

cornières, les résultats des spécimens sans défaut ont montré que leur résistance élastique moyenne était 5% plus élevée que celle obtenue des essais de traction de caractérisation. Cette différence a été attribuée au fait que les propriétés mécaniques ne sont pas homogènes au sein d'une cornière, ce qui a été confirmé par le programme d'essais B.

Afin de compléter l'exploration de l'effet des défauts, des analyses par ÉF ont été réalisées à l'aide du logiciel ABAQUS. Dans un premier temps, les essais de traction de caractérisation sur éprouvettes ont été reproduits afin d'obtenir la loi de comportement du matériau. Ensuite, afin de valider le modèle ainsi que le matériau, deux essais ont été reproduits : un sans défaut et un avec défaut. Les résultats des analyses par ÉF étaient comparables à ceux obtenus des essais, pour les deux cas. Ces analyses ont par contre montré que les cornières réelles se déformaient un peu moins que ce qui était prédit par les simulations numériques, notamment à cause de la non-homogénéité des propriétés mécaniques de l'acier sur la section des fusibles. Plusieurs analyses ont été réalisées en faisant varier la profondeur du défaut à chaque fois. Ces simulations ont permis de conclure qu'une profondeur de défaut à 0.25 mm, soit 1.25% de la largeur de l'aile réduite avant défaut ($b_F/2$), n'influait pas de manière significative le comportement inélastique de la cornière. En parallèle à ces analyses par ÉF, un chiffrier électronique sur Excel a été également créé pour estimer par intégration numérique l'allongement total d'une cornière, incluant les déformations dans les zones de transition. Les résultats obtenus du chiffrier sont comparables à ceux obtenus avec le logiciel ABAQUS.

Suite à l'exploration des défauts, des analyses non linéaires par ÉF ont été effectuées afin d'étudier et d'optimiser la géométrie de la zone de transition entre la section brute de la cornière et la partie avec section réduite. Nous avons considéré une configuration jumelant une pente linéaire et un arrondi (rayon de congé) pour adoucir la fin de la transition avec le début de la section réduite. Nous avons examiné l'effet de la pente (3:1 et 2:1) de même que ce rayon de congé de transition. Dans un premier temps, plus de 13 modèles de cornières ont été analysés par ÉF. Ces simulations ont démontré que l'allongement à l'ultime de la partie réduite des cornières n'était pas affecté de manière significative par la pente ou le rayon de congé. Par contre, la flexion hors-plan induite dans les cornières (causée par l'excentricité entre la ligne de force et le

centre de gravité) rendait difficile l'interprétation des résultats. Par conséquent, 10 autres analyses ont été réalisées sur des modèles de fusible où les ailes des cornières ont été dépliées pour éliminer les effets de flexion. Sur la base de ces simulations, on a observé qu'une pente de 2:1 pour le segment linéaire de la zone de transition, était suffisante. Ensuite, les analyses ont montré que la plastification débute toujours par une certaine concentration des contraintes au début de la partie réduite de la cornière. Ainsi, afin de minimiser ces concentrations, les résultats ont montré qu'un rayon de transition minimal de 60 mm était nécessaire, peu importe la valeur de la pente. Enfin, afin de conserver la plastification à l'intérieur de la zone de transition, sans qu'elle ne se produise au droit des cordons de soudure de la partie brute de la cornière, les résultats ont montré qu'un rapport de géométrie b/b_F se situant entre 1.6 et 1.9 était nécessaire, plutôt que la valeur de 1.5 initialement considérée. Les recommandations proposées ci-dessus devraient être validées par des analyses plus complètes sous sollicitations cycliques et avec prise en compte de la fracture de l'acier.

En dernier lieu, le programme d'essais B a été ajouté afin de vérifier la variation des propriétés mécaniques de l'acier sur la section des cornières. Pour ce faire, les essais ont été réalisés avec la même cornière L76x76x6.4, mais avec différentes largeurs réduites d'aile : 12 mm, 18 mm et 38 mm. Ainsi, pour la première géométrie, soit avec des ailes de 12 mm de largeur, plus de 96 % de l'aire totale du fusible était constituée de l'aire centrale seulement (aire délimitée par les fins de congé dans les ailes), alors que l'aire centrale du spécimen avec ailes de 38 mm ne constituait que seulement 25% de l'aire totale. Tel qu'observé dans le programme expérimental A, les résultats du programme expérimental B ont confirmé la non-homogénéité des propriétés mécaniques des cornières : l'acier de la partie centrale est plus résistant et se déforme moins en régime inélastique que l'acier dans les ailes. Ainsi, les cornières de 12 mm ont développé beaucoup plus de résistance que celles de 38 mm. Par conséquent, il n'est pas possible de prédire la résistance et la capacité de déformation inélastique d'un fusible, à partir de la courbe de caractérisation de l'acier obtenue d'un essai de traction sur des éprouvettes provenant des ailes seulement, tel que cela est prescrit dans la norme canadienne CSA G40.20. En effet, ces dernières ne permettent que la caractérisation de l'acier des ailes de la cornière. Pour ces raisons, il n'est pas recommandé d'utiliser ces résultats pour prédire le comportement d'un FDA, à moins de démontrer que les propriétés mécaniques de la cornière de confection sont uniformes sur toute la section. En

revanche, on recommande plutôt de procéder à un essai de traction sur l'un des quatre fusibles du FDA, ou d'ajuster les valeurs mesurées de résistances du coupon (F_{yc} et F_{uc}) afin de tenir compte de la résistante plus grande offerte par l'aire centrale. Ainsi, on obtient des valeurs approximatives de résistances plus réalistes pour le fusible (F_{yF} et F_{uF}). Par contre, il faut être conscient que cet ajustement permet seulement d'ajuster les valeurs de contrainte, et non les valeurs de déformation. Mentionnons également que l'influence de l'aire centrale sur les valeurs de résistances réduit avec l'augmentation de la largeur du fusible. Ainsi, l'ajustement pour l'aire centrale est beaucoup plus significatif pour les fusibles peu larges que pour les fusibles larges, car l'aire des ailes varie avec l'augmentation de la largeur, alors que l'aire centrale reste constante pour une même cornière. Enfin, une autre alternative a été proposée pour éviter l'ajustement des propriétés mécaniques : elle consiste à utiliser des fusibles découpés dans une plaque d'acier plutôt que des cornières à section réduite. Ceux-ci sont d'ailleurs explorés au chapitre 6, dans les essais sur les diagonales courtes (programme expérimental C) et longues (programme expérimental D).