



**HAL**  
open science

# Influence des raidisseurs sur le comportement local d'assemblages de grandes dimensions dans les structures en acier

Sabra Bougoffa

► **To cite this version:**

Sabra Bougoffa. Influence des raidisseurs sur le comportement local d'assemblages de grandes dimensions dans les structures en acier. Génie civil. Université Clermont Auvergne; Université de Tunis El Manar, 2021. Français. NNT : 2021UCFAC094 . tel-03699581

**HAL Id: tel-03699581**

**<https://theses.hal.science/tel-03699581>**

Submitted on 20 Jun 2022

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

# THESE DE DOCTORAT

Présentée par

**Sabra BOUGOFFA**

Pour l'obtention du

**DIPLÔME NATIONAL DE DOCTORAT**

**en Génie Civil de l'Université Tunis El Manar**

**&**

**en Matériaux de l'Université Clermont Auvergne**

Préparée dans le cadre d'une cotutelle entre l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis  
(Université Tunis El Manar) et l'Université Clermont Auvergne (France)

---

---

## **Influence des raidisseurs sur le comportement local des assemblages de grandes dimensions dans les structures en acier**

---

---

Soutenue le 04 Décembre 2021 devant le jury composé de :

M. Oualid LIMAM	Professeur, ENIT	Président
M. Abdelhamid BOUCHAIR	Professeur, UCA	Directeur de Thèse
M. Atef DAOUD	Professeur, ENIS	Directeur de Thèse
M. Anis ABIDELAH	Professeur, USTO (Oran)	Rapporteur
M. Hugues SOMJA	Professeur, INSA (Rennes)	Rapporteur
M. Abdelouahab KHELIL	Professeur, Univ. Lorraine	Examineur
Mme. Imen KALLEL	Professeur, ENIS	Examinatrice
M. Sébastien DURIF	Maître de Conférences, UCA	Encadrant
M. Omar MEZGHANNI	Maître Assistant, ENIS	Encadrant

Thèse Préparée au sein du LGC de l'ENIT  
et de l'Institut Pascal de l'UCA

## Avant-Propos

*Il me sera très difficile de remercier tout le monde car c'est grâce à l'aide de nombreuses personnes que j'ai pu mener cette thèse à son terme. Ce travail a été effectué en cotutelle entre l'Institut Pascal de l'Université Clermont Auvergne (Clermont-Ferrand, France) et le Laboratoire de Génie Civil de l'Université Tunis El Manar (ENIT, Tunisie). Comme tout travail de recherche, il fut instructif et passionnant, tout en étant constitué de tâches souvent ardues et décourageantes.*

*Je souhaite remercier en premier lieu mon directeur de thèse, **M. Abdelhamid BOUCHAIR**, Professeur de l'Université Clermont Auvergne, pour m'avoir accueilli au sein de son équipe. Je lui suis également reconnaissante pour ses aides, même sur le plan personnel, et, pour le temps conséquent qu'il m'a accordé, ses qualités pédagogiques et scientifiques, sa franchise et sa sympathie. J'ai beaucoup appris à ses côtés et je lui adresse ma gratitude pour tout cela. J'adresse, également, de chaleureux remerciements à mon Co-Directeur de thèse **M. Atef DAOUD**, Professeur de l'Université de Sfax, pour ses conseils avisés et son écoute qui ont été prépondérants pour la bonne réussite de cette thèse. Sa confiance a été l'élément moteur pour moi. J'ai pris un grand plaisir à travailler avec lui. Je remercie également Mes encadrants **M. Sébastien DURIF** (Maitre de conférences de l'Université Clermont Auvergne) et **M. Omar MEZGHANNI** (Maitre-assistant de l'Université de Sfax) pour leurs implications dans le projet. Je suis ravie d'avoir travaillé en leurs compagnies car outre leurs appuis scientifiques, ils ont toujours été là pour me soutenir et me conseiller au cours de l'élaboration de cette thèse. J'ai apprécié leurs enthousiasmes et leurs sympathies. Mes directeurs m'ont amené à avoir un regard critique sur un nombre de phénomènes, qui paraissaient souvent être des évidences. Ce n'est qu'avec le recul qu'à présent je comprends que c'est justement ce travail de réflexion qui est la base de tout savoir.*

***M. Anis ABIDELAH** et **M. Hugues SOMJA** m'ont fait l'honneur d'être rapporteurs de ma thèse, ils ont pris le temps de m'écouter et de discuter avec moi. Leurs remarques m'ont permis d'envisager mon travail sous un autre angle. Pour tout cela je les remercie.*

*Je tiens à remercier **M. Abdelouahab KHELIL** et **Mme Imen Kallel** pour avoir accepté de participer à mon jury de thèse et d'examiner le travail et pour leurs conseils scientifiques. Je remercie également **M. Oualid LIMAM** pour l'honneur qu'il me fait d'être président de mon jury de thèse.*

*Je remercie toutes les personnes avec qui j'ai partagé mes études et notamment ces années de thèse (**Arnauld, Martian, Yassia, Hussam, Rime, Nadine, Omar, Ahlem, Jihen**, ...). C'est avec eux que j'ai partagé les bons et les mauvais moments. Les souvenirs des années de thèse resteront des images inoubliables.*

*Mes derniers remerciements vont à ma famille qui a tout fait pour m'aider, qui m'a soutenu et surtout supporté dans tout ce que j'ai entrepris ; mon papa **Sahbi**, l'homme qui s'est sacrifié pour me soutenir dans tous mes projets, ma mère **Naziha**, la plus belle femme du monde, et mes jolies sœurs **Chiraz, Khawla, Fadwa** et **Mariam**. C'est grâce à sa présence que j'ai pu dépasser les moments difficiles et décourageants.*

*Merci mon intime Marwa. J'ai gardé la foi en l'amitié grâce à cette belle fille.*

*Yasmine, ma chère, j'ai appris qu'une amie peut être une sœur. Cette fille est toujours là pour me supporter et m'encourager.*

*Enfin, un merci spécial à la société **Gagne (Groupe Briand)** du Puy-en-Velay pour la fourniture des éprouvettes pour le programme expérimental. Je remercie également la plateforme MSGC (Polytech Clermont-Ferrand) et son équipe de techniciens et d'ingénieurs (**G. Godi, Ph. Phargeix, L. Phelippe**) pour l'effort fourni lors de la réalisation des essais.*

## Résumé

Le travail présenté dans ce mémoire porte sur le comportement des raidisseurs comprimés dans les assemblages métalliques de grandes dimensions. Il comporte trois parties principales.

La première partie, à caractère expérimental, décrit deux campagnes d'essais réalisées au sein de la plateforme MSGC (Institut Pascal, Polytech Clermont, Université Clermont Auvergne). Les deux campagnes d'essais concernent des profilés non raidis et raidis par des raidisseurs de différentes configurations. Ces profilés représentent la partie comprimée d'un assemblage. Au total, six configurations de raidisseurs ont été testées, des raidisseurs doubles et simples sur toute la hauteur de l'âme du profilé et des raidisseurs partiels, soudés ou non à une seule semelle ou les deux. Le but de ces essais est de caractériser le comportement de chaque profilé raidi ou non et d'évaluer sa résistance globale. Les résultats des essais ont permis d'observer le comportement de chaque profilé raidi ou non soumis à la compression et d'évaluer l'influence de certains paramètres géométriques, tels que la configuration du raidisseur et l'élanement du profilé, sur la résistance globale d'un profilé raidi.

La deuxième partie est consacrée au développement d'un modèle éléments finis non linéaire, construit à l'aide du logiciel Cast3m avec des éléments coques DKT. Ce choix est justifié par la simplicité du modèle en cohérence avec les moyens de calcul disponibles. Le modèle numérique a permis de suivre le comportement réel des profilés raidis ou non jusqu'à la ruine en adoptant un calcul en déplacement imposé. Il s'agit d'un calcul non linéaire qui tient compte des non linéarités géométriques et matérielles. La validation de ce modèle numérique est effectuée à travers la comparaison avec la base des résultats issus de l'expérience. En effet, ce modèle a confirmé les observations expérimentales concernant le comportement des profilés à parois raidies partiellement ou totalement. Il a permis ainsi d'expliquer certains résultats expérimentaux et d'effectuer des études paramétriques pour élargir les domaines d'observation des profilés élanés. Aussi, pour cibler des applications en ingénierie, le modèle numérique est utilisé pour évaluer certaines formules de calcul données par l'Eurocode 3.

Dans la troisième partie, après l'analyse du comportement de chaque configuration de raidisseur, une démarche de calcul de la charge de ruine des profilés raidis, appuyée sur les observations expérimentales et numériques, est proposée. Un regard critique est mené sur les propositions de calcul de résistance données par l'Eurocode en considérant des parois raidies ou non raidies transversalement. Les limites des intervalles d'applications sont discutées notamment pour les parois non raidies. Pour les parois raidies, le mode de ruine est piloté par le comportement du raidisseur.

**Mots clés :** Assemblage, Profilé raidi comprimé, Raidisseur transversal, Essais expérimentaux, Eléments finis.

## Abstract

The work presented in this thesis focuses on the behaviour of compressed stiffeners in steel connections with large dimensions. It is based on three main parts.

The first part, based on experimental study, describes two test campaigns carried out at the platform MSGC (Institut Pascal, Polytech Clermont, Université Clermont Auvergne). The two test campaigns concern unstiffened and stiffened panels of different configurations. These panels represent the compressed part of a beam-to-column connection. In total, six configurations of stiffeners were tested: single sided and double sided, over the full height of the web panel and partial length, welded or not to the flanges. The purpose of these tests is to characterize the behaviour of each profile, stiffened or not, and to evaluate its resistance. The tests results allowed to observe the behaviour of each profile, stiffened or not, subjected to compression and to evaluate the influence of some geometrical parameters, such as the stiffener configuration and the profile slenderness, on the global resistance of the stiffened panels.

The second part is devoted to the development of a non-linear finite element model built with the Cast3m software using DKT shell elements. This choice is justified by the simplicity of the model in coherence with the available hardware. The numerical model allowed to represent the real behaviour of the stiffened and unstiffened panels until the failure using a load with displacement control. This non-linear calculation takes into account geometric and material non-linearities. The validation of the numerical model is carried out by comparison with the experimental results. Indeed, this model confirmed the experimental observations concerning the behaviour of the fully and partially stiffened profiles. It is thus used to explain some experimental results and to carry out parametric studies to extend the observations to slender profiles. Also, to target engineering applications, the numerical model is used to evaluate analytical formulas given by Eurocode 3.

In the third part, after the analysis of the behaviour of each configuration of stiffeners, a calculation approach of the ultimate load of stiffened profiles, based on the experimental and numerical observations, is proposed. A critical view is taken on the design formulas given by Eurocode for unstiffened and stiffened panels. The limits of the application intervals are discussed mainly for unstiffened panels. For the stiffened panels, the failure mode is controlled by the behaviour of the transverse stiffener.

**Key words:** Connection, Compressed stiffened panel, Transverse stiffener, Experimental tests, Finite element modelling.

## Sommaire

<b>CHAPITRE I.....</b>	<b>24</b>
1. <i>Introduction.....</i>	25
2. <i>Définitions des assemblages.....</i>	26
3. <i>Les instabilités de l'âme du poteau d'un assemblage bilatéral symétrique..</i>	27
3.1. Méthode des composantes.....	27
3.2. Zone tendue de l'assemblage .....	28
3.3. Zone comprimée de l'âme du poteau de l'assemblage .....	29
4. <i>Profilés non raidis.....</i>	31
4.1. Résistance en compression locale de l'âme du profilé.....	31
4.2. Comportement des profilés non raidis soumis à une double charge de compression.....	32
4.3. Profilés avec mode de ruine par plastification .....	34
4.4. Profilés avec mode de ruine par voilement local d'âme .....	38
4.5. Profilés avec modes de ruine par voilement global d'âme.....	44
5. <i>Profilés raidis.....</i>	60
5.1. Âme comprimée raidie dans un assemblage bilatéral symétrique .....	62
5.2. Comportement des âmes raidies transversalement.....	63
5.2.1. Raidisseur cisailé .....	64
5.2.2. Raidisseur comprimé .....	67
5.3. Raidisseur comprimé et similitude avec poteau en flambement .....	70
5.3.1. Modèle représentatif d'une âme raidie comprimée.....	70
5.3.2. Flambement des poteaux.....	74
6. <i>Conclusions.....</i>	78
<b>CHAPITRE II.....</b>	<b>79</b>
1. <i>Introduction.....</i>	80
2. <i>Description du programme expérimental .....</i>	80
3. <i>Campagne d'essais n°1 .....</i>	82
3.1. Configurations.....	82
3.2. Caractéristiques mécaniques .....	83
3.3. Montage expérimental et procédures .....	84

3.4. Présentation des résultats d'essais et analyses .....	86
4. <i>Campagne d'essais n°2</i> .....	93
4.1. Configurations .....	93
4.2. Caractéristiques mécaniques .....	95
4.3. Montage expérimental et procédures .....	96
4.4. Présentation des résultats d'essais et analyses .....	97
5. <i>Etude comparative</i> .....	102
6. <i>Récapitulatif</i> .....	104
7. <i>Conclusions</i> .....	107
<b>CHAPITRE III</b> .....	<b>109</b>
1. <i>Introduction</i> .....	110
2. <i>Construction du modèle EF</i> .....	110
2.1. Caractéristiques du logiciel EF, Cast3m .....	110
2.2. Présentation du modèle EF .....	111
2.2.1. Choix des éléments .....	111
2.2.2. Maillage .....	111
2.2.3. Conditions aux limites .....	112
2.2.4. Loi de comportement .....	113
2.2.5. Imperfections .....	116
3. <i>Calibration du modèle EF sur la base des essais expérimentaux</i> .....	117
3.1. Comparaisons entre les courbes charge-déplacement.....	118
3.2. Comparaisons entre les valeurs de charges de ruine .....	120
3.3. Comparaisons entre les modes de ruines.....	121
4. <i>Interprétations</i> .....	126
4.1. Les courbes charge-déplacement MEF et essais .....	126
4.2. Configuration optimale du raidisseur partiel.....	131
5. <i>Conclusions</i> .....	134
<b>CHAPITRE IV</b> .....	<b>135</b>
1. <i>Introduction</i> .....	136
2. <i>Parois raidies par un raidisseur sur toute la hauteur</i> .....	137
2.1. Evaluation de la démarche de l'Eurocode 3 pour le calcul de la charge de ruine des plaques raidies .....	137

2.2. Détermination de la charge critique de flambement <b>F<sub>cr</sub></b> .....	139
2.3. Détermination de la résistance plastique <b>F<sub>y</sub></b> .....	145
2.4. Calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement.....	153
3. <i>Parois raidies par un raidisseur partiel</i> .....	156
3.1. Evaluation de la démarche de l'Eurocode (parois non raidies).....	156
3.2. Reformulation de l'expression de la résistance plastique donnée par l'Eurocode.....	160
3.2.1. Etude de l'expression de la résistance plastique donnée par l'Eurocode.....	160
3.2.2. Détermination du coefficient K en fonction de l'élanement .....	161
3.3. Profilé équivalent à un profilé raidi partiellement .....	164
4. <i>Conclusions</i> .....	167
<b>CONCLUSIONS GENERALES &amp; PERSPECTIVES</b> .....	<b>168</b>
<b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES</b> .....	<b>173</b>
<b>ANNEXES</b> .....	<b>181</b>
<b>A) RECAPITULATIF DES TRAVAUX DE LAGERQVIST</b> .....	<b>182</b>
<b>B) RECAPITULATIF DES TRAVAUX DE MEZGHANNI (MEZGHANNI 2013)</b> .....	<b>183</b>

## Liste des Figures

Figure I-1 : Les différents types d'assemblages dans les structures métalliques.....	26
Figure I-2 : Les types d'assemblages poutre-poteau.....	27
Figure I-3 : Composantes dans un assemblage bilatéral symétrique.....	28
Figure I-4 : Tronçon en Té représentant la zone en traction (semelle du poteau ou platine d'extrémité) .....	29
Figure I-5:Assemblage poutres-poteau .....	30
Figure I-6 : Profilé soumis à la compression.....	30
Figure I-7 : Analyse de la partie comprimée de l'assemblage (approche modifiée de l'AISC).....	30
Figure I-8 : Modélisation de la partie comprimée d'un assemblage bilatéral symétrique.....	30
Figure I-9 : Paramètres de calcul d'un profilé en compression transversale (gauche : profilé laminé, droite : profilé soudé).....	32
Figure I-10 : Plastification de la semelle et une partie supérieure de l'âme .....	33
Figure I-11 : Plastification de la semelles et voilement local de l'âme .....	33
Figure I-12 : Plastification de la semelle et voilement global de l'âme.....	33
Figure I-13 : Influence de l'élancement de l'âme du profilé $\lambda$ sur le mode de ruine.....	34
Figure I-14 : Diffusion de la charge au niveau de l'âme du profilé à l'état limite élastique.....	35
Figure I-15 : Diffusion de la charge à l'état limite plastique .....	35
Figure I-16 : Diffusion de la charge à l'état limite plastique selon (Aribert et al. 1981) .....	37
Figure I-17 : Mécanisme de ruine proposé par (Bergfelt et al. 1974) .....	37
Figure I-18 : Modèle treillis (Dubas et al. 1990).....	39
Figure I-19 : Mécanisme de ruine proposé par Roberts .....	40
Figure I-20 : Variation du moment sur la longueur $\beta$ .....	42
Figure I-21 : Dimensions des profilés testés par Lageqvist .....	47
Figure I-22 : Mode de ruine d'un profilé non raidi comprimé .....	48
Figure I-23 : Résistance fonction de l'élancement des profilés non raidis comprimés.....	48
Figure I-24 : Diffusion de la charge à travers la semelle vers l'âme du profilé .....	50
Figure I-25 : Mécanisme de ruine par (Lagerqvist et al. 1996).....	50
Figure I-26 : Section rectangulaire utilisée pour le calcul de M1 .....	51
Figure I-27 : Section en Té fictive utilisée pour le calcul de M0 .....	52
Figure I-28 : Profilé élancé soumis à une double charge de compression localisée .....	56

Figure I-29 : Mode de ruine d'un profilé avec un élancement d'âme égal à 160 .....	56
Figure I-30 : Modèle éléments finis d'un profilé comprimé par (Mezghanni 2013).....	57
Figure I-31 : Ame raidie par un raidisseur longitudinal.....	60
Figure I-32 : Ame raidie par des raidisseurs transversaux .....	60
Figure I-33 : Ame raidie par un raidisseur diagonal .....	60
Figure I-34 : Raidisseurs symétriques .....	61
Figure I-35 : Raidisseurs dissymétriques .....	61
Figure I-36 : Raidisseur souple .....	61
Figure I-37 : Raidisseur rigide .....	61
Figure I-38 : Assemblage non raidi testé par (Graham et al. 1959).....	62
Figure I-39 : Assemblage raidi testé par (Graham et al. 1959).....	62
Figure I-40 : Résultats de l'essai sur un assemblage entier en flexion (avec et sans raidisseurs) .....	63
Figure I-41 : Déformation de l'âme et du raidisseur à la ruine.....	65
Figure I-42 : Sollicitations du raidisseur partiel.....	65
Figure I-43 : Dispositif expérimental de (Lee et al. 2003).....	66
Figure I-44 : Modes de ruine des raidisseurs après l'essai (Lee et al. 2003) .....	66
Figure I-45 : Modèle poutre-poteau .....	68
Figure I-46 : Modèle plaque orthotrope .....	68
Figure I-47 : Raidisseur partiel.....	70
Figure I-48 : Dimensions requises pour une plaque raidie.....	71
Figure I-49 : Les modes de ruines possibles d'une plaque raidie .....	71
Figure I-50 : Mode de ruine d'un profilé raidi transversalement.....	72
Figure I-51 : Flambement du raidisseur en poteau et voilement local de l'âme.....	73
Figure I-52 : Section transversale efficace du raidisseur (EN1993-1-5 2000).....	74
Figure I-53 : Section en flambement par flexion .....	75
Figure I-54 : Flambement par torsion d'une section en croix.....	76
Figure I-55 : Section en croix (paramètres géométriques).....	76
Figure I-56 : Section en flambement par torsion-flexion.....	77
Figure II-1 : Assemblage poutres-poteau symétrique et représentation de la partie comprimée d'un profilé .....	81
Figure II-2 : Configurations testées avec différentes dispositions de raidisseurs .....	81
Figure II-3: Paramètres géométriques pour un PRS (campagne n°1) .....	82

Figure II-4 : Machine de traction .....	83
Figure II-5 : Exemple de courbe contrainte-déformation (acier de l'âme) .....	83
Figure II-6 : Poutres PRS utilisées pour la campagne d'essais n°1 .....	84
Figure II-7 : Schéma mécanique des essais et positions des raidisseurs .....	84
Figure II-8 : Dispositif expérimental (campagne d'essais n°1).....	85
Figure II-9 : Disposition des capteurs horizontaux sur raidisseur.....	85
Figure II-10 : Disposition des capteurs horizontaux sur panneau d'âme.....	86
Figure II-11 : Compression localisée sur raidisseur intermédiaire .....	87
Figure II-12 : Compression localisée sur âme non raidie.....	87
Figure II-13 : Compression localisée sur raidisseur de rive.....	87
Figure II-14 : Profilé Sp .....	91
Figure II-15 : Profilé S0 .....	91
Figure II-16 : Profilé Se .....	92
Figure II-17 : Observation de la déformée à la ruine d'un profilé raidi (configuration Sp) ....	92
Figure II-18 : Eprouvettes en IPE .....	94
Figure II-19 : Eprouvettes en PRS .....	94
Figure II-20: Dispositif de chargement de la campagne 2 sur presse 2000kN.....	96
Figure II-21 : Eprouvettes d'essais (campagne n°2) .....	96
Figure II-22 : Dispositif de chargement et configurations d'éprouvettes testées.....	97
Figure II-23 : Résultats d'essais de compression sur les profilés en IPE.....	98
Figure II-24 : Résultats des essais de compression sur les profilés en PRS.....	98
Figure II-25 : Modes de ruine (éprouvettes en IPE).....	101
Figure II-26 : Modes de ruine (éprouvettes en PRS) .....	102
Figure II-27: Courbes charge-déplacement des profilés non raidis .....	103
Figure II-28 : Courbes charge-déplacement des profilés raidis .....	104
Figure II-29 : Variation de la charge de ruine en fonction de l'élancement (profilés non raidis) .....	105
Figure II-30 : Variation de la charge de ruine en fonction de l'élancement .....	106
Figure II-31 : Variation de la charge de ruine en fonction du rapport $t_s/t_w$ .....	106
Figure II-32 : Variation de la charge de ruine en fonction de $h_w$ .....	107
Figure II-33 : Variation de la charge de ruine en fonction de $h_s$ .....	107
Figure III-1: Maillage du profilé avec raidisseurs.....	111
Figure III-2: Etude de convergence de maillage pour un profilé .....	112

Figure III-3: Conditions aux limites.....	113
Figure III-4: Modélisation simplifiée des lois de comportement pour l'acier (annexe C EN1993-1-5).....	114
Figure III-5: Courbes contraintes-déformations (réelle et modèles).....	114
Figure III-6: Courbes contraintes-déformations.....	115
Figure III-7: Courbes charge-déplacement : comparaison entre deux lois matérielles.....	116
Figure III-8: Imperfections géométriques équivalentes selon l'EN3-1-5 .....	117
Figure III-9: Point de mesure du déplacement .....	118
Figure III-10: Comparaisons des courbes charge -déplacement MEF et tests (campagne d'essai n°1) .....	118
Figure III-11: Comparaisons des courbes charge-déplacement MEF et tests (campagne d'essai n°2) .....	119
Figure III-12 : Modes de ruine (essais et MEF).....	125
Figure III-13 : Illustration des défauts géométriques liés au laminage .....	126
Figure III-14 : Trois positions de la charge appliquée pour évaluer les conditions aux limites des essais.....	127
Figure III-15 : Configuration étudiée du profilé non raidi .....	128
Figure III-16: Comparaison entre les courbes charge-déplacement des trois configurations de chargement (profilé non raidi).....	128
Figure III-17 : Configuration étudiée du profilé partiellement raidi .....	129
Figure III-18: Comparaison entre les courbes charge-déplacement des trois configurations de chargement (profilé raidi).....	129
Figure III-19 : Comparaison entre les courbes charge-déplacement hors du plan des trois configurations de chargement.....	130
Figure III-20: Comparaison des résultats des essais avec les résultats du MEF dans le cas hw/90 et hw/200 imperfections. ....	131
Figure III-21: Courbes charge-déplacement (5.PC-H et 6.P2E-H).....	132
Figure III-22: Courbes charge-déplacement (5.PC-W $\lambda$ 1 et 6.P2E-W $\lambda$ 1).....	132
Figure III-23: Configurations de l'étude paramétrique .....	133
Figure IV-1: Mode de chargement linéaire uniformément réparti sur le profilé et la plaque raidis .....	137
Figure IV-2 : Mode de chargement sur une longueur limitée « patch loading » du profilé et sur toute la longueur de plaque.....	138

Figure IV-3 : Modèle du profilé et modèle du poteau simplifié correspondant.....	140
Figure IV-4 : Profilé d'étude avec raidisseur double.....	141
Figure IV-5 : Section en croix du modèle poteau .....	141
Figure IV-6 : Profilé d'étude avec raidisseur simple .....	141
Figure IV-7 : Section en Té du modèle poteau .....	141
Figure IV-8 : Charge critique de flambement (flexion, torsion, torsion-flexion) en fonction de la hauteur (section en croix) .....	142
Figure IV-9 : Charge critique de flambement (flexion, torsion, torsion-flexion) en fonction de la hauteur (section en Té) .....	142
Figure IV-10 : Eléments utilisés pour le modèle de la section en croix.....	146
Figure IV-11 : Conditions aux limites appliquées sur le modèle.....	146
Figure IV-12 : Modèle de la section en croix avec semelles.....	148
Figure IV-13 : Mécanismes de ruine d'un profilé raidi transversalement .....	150
Figure IV-14 : Mécanisme de ruine par (Lagerqvist et al. 1996).....	150
Figure IV-15 : Mécanisme de ruine du raidisseur .....	151
Figure IV-16 : Localisation de la courbe de flambement pour un profilé raidi .....	154
Figure IV-17: Charge critique (MEF et calcul analytique) .....	158
Figure IV-18: Résistance plastique (MEF et calcul analytique) .....	159
Figure IV-19: Résistance ultime (MEF et calcul analytique).....	159
Figure IV-20 : Répartition des contraintes de Von Mises.....	161
Figure IV-21: Variation de k en fonction de l'élanement .....	162
Figure IV-22 : Les trois configurations étudiées et le profilé non raidi équivalent .....	165

## Liste des Tables

Tableau I-1 : Caractéristiques géométriques des profilés testés par (Lageqvist 1994).....	47
Tableau I-2:Caractéristiques géométriques des profilés testés par (Mezghanni 2013).....	56
Tableau II-1 : Caractéristiques géométriques des éprouvettes de la campagne n°1 .....	82
Tableau II-2: Description des éprouvettes testées (campagne n°1) .....	83
Tableau II-3 : Caractéristiques mécaniques des éprouvettes (campagne n°1).....	84
Tableau II-4: Récapitulatif du nombre d'essais par configuration.....	86
Tableau II-5:Résultats des efforts ultimes moyens pour les différents essais.....	89
Tableau II-6 : Description des éprouvettes testées (campagne n°2) .....	95
Tableau II-7 : Caractéristiques mécaniques des éprouvettes (campagne n°2).....	95
Tableau II-8: Les résultats en charge ultime des profilés testés (campagne n°2) .....	99
Tableau II-9: Les dimensions des profilés mis en comparaison .....	103
Tableau II-10: Charges de ruine expérimentales des profilés non raidis ((Lagerqvist et al. 1996), (Mezghanni 2013), campagne n°2, campagne n°1).....	105
Tableau II-11 : Charges de ruine expérimentales des profilés raidis (campagnes 1 et 2).....	106
Tableau III-1: Comparaison des résistances obtenues par essais et MEF.....	120
Tableau III-2: Évolution de la rigidité initiale en fonction de l'introduction de la charge.....	131
Tableau III-3: Comparaison entre la résistance des profilés 5.PC et 6.P2E en fonction de l'élançement.....	133
Tableau IV-1 : Comparaison entre la charge de ruine d'une plaque raidie et d'un profilé raidi chargés linéairement.....	138
Tableau IV-2: Comparaison entre la charge de ruine d'une plaque raidie et d'un profilé raidi chargé sur une longueur limitée (patch loading) .....	139
Tableau IV-3 : Comparaison de la charge critique entre une section croix ou Té et un profilé .....	143
Tableau IV-4: Etude paramétrique du profilé et du poteau équivalent en Croix .....	144
Tableau IV-5 : Effet de la hauteur sur la comparaison profilé-poteau équivalent .....	144
Tableau IV-6: Comparaison de la résistance plastique entre une section en croix et un profilé .....	145
Tableau IV-7 : Comparaisons des résultats MEF et analytiques « section en croix » .....	147
Tableau IV-8 : Comparaisons des résultats MEF et analytiques « section en Té » .....	147

Tableau IV-9:Evaluation de la partie participante de l'âme donnée par l'EN3-1-5 en calcul élasto-plastique .....	149
Tableau IV-10:Evaluation numérique de la formule de calcul de résistance plastique d'un profilé raidi (tw fixe et ts variable).....	152
Tableau IV-11:Evaluation numérique de la formule de calcul de résistance plastique d'un profilé raidi (ts = 6 mm, fixe et tw variable) .....	153
Tableau IV-12:Détermination du coefficient de réduction (pour tw= ts =12 mm).....	153
Tableau IV-13: Comparaisons des résistances ultimes entre MEF et approche analytique...	155
Tableau IV-14: Comparaison entre essais et formules analytiques de l'EN3-1-5 (profilés non raidis).....	157
Tableau IV-15: Comparaison entre résultats numériques et formules analytiques de l'EN3-1-5 (parois non raidies) .....	157
Tableau IV-16: Comparaison entre les valeurs numériques et celles de l'EN3-1-5.....	158
Tableau IV-17: Comparaison entre les résistances plastiques (hw variable) .....	163
Tableau IV-18: Les résultats de la comparaison entre les résistances plastiques (tw variable) .....	163
Tableau IV-19:Les résultats de la comparaison entre les charges de ruine.....	164
Tableau IV-20: Différences entre les charges de ruines (hs=5/6 hw) .....	165
Tableau IV-21: Différences entre les charges de ruines de profilés raidis partiellement et leurs profilés équivalents non raidis .....	166

## Notations

### *Latines*

<b>a</b>	Longueur d'un profilé
<b>a<sub>c</sub></b>	Longueur transversale de la gorge de soudure pour les profilés en PRS
<b>A</b>	Aire d'une section transversale
<b>A<sub>eff,loc</sub></b>	Aire d'une section transversale efficace pour le voilement local
<b>A<sub>sl,1</sub></b>	Aire d'une section transversale brute du raidisseur et des parties adjacentes de la plaque.
<b>A<sub>c</sub></b>	Aire brute d'une partie comprimée de la paroi, y compris les raidisseurs, obtenue en retranchant à chaque extrémité une partie égale à la moitié de la distance au bord libre.
<b>b<sub>f</sub></b>	Largeur de la semelle
<b>b<sub>s</sub></b>	Largeur du raidisseur
<b>b<sub>edg,eff</sub></b>	Largeur d'une partie efficace (au sens du voilement local) rattachée à un bord de la plaque.
<b>b<sub>eff,c,wc</sub></b>	Largeur efficace de l'âme d'un poteau comprimé
<b>e</b>	Excentricité du centre de gravité
<b>E</b>	Module d'Young de l'acier ( $E = 210000 \text{ N/mm}^2$ )
<b>f<sub>y,wc</sub></b>	Limite d'élasticité de l'âme en compression
<b>f<sub>yw</sub></b>	Limite d'élasticité de l'âme du profilé
<b>f<sub>ys</sub></b>	Limite d'élasticité du raidisseur
<b>f<sub>yf</sub></b>	Limite d'élasticité de la semelle
<b>f<sub>u</sub></b>	Limite ultime de l'acier
<b>F<sub>y</sub></b>	Résistance plastique d'un profilé
<b>F<sub>cr</sub></b>	Charge critique élastique d'un profilé
<b>F<sub>u</sub></b>	Charge de ruine d'un profilé
<b>F<sub>cr,F</sub></b>	Effort normal critique de flambement par flexion d'un poteau
<b>F<sub>cr,T</sub></b>	Effort normal critique de flambement par torsion d'un poteau
<b>F<sub>cr,TF</sub></b>	Effort normal critique de flambement par flexion-torsion d'un poteau
<b>F<sub>c,wc,Rd</sub></b>	Résistance plastique d'un profilé en compression

$F_p$	Charge correspondante à l'état limite plastique
$F_e$	Charge correspondante à l'état limite élastique
$F_r$	Charge correspondante à l'état limite de ruine (notation de Aribert et Lachal)
$G$	Module de cisaillement ( $G = 80770 \text{ N/mm}^2$ pour l'acier)
$h_w$	Hauteur de l'âme d'un profilé
$h_s$	Hauteur du raidisseur
$h_c$	Hauteur d'un poteau.
$i$	Rayon de giration
$I_0$	Inertie polaire par rapport au centre de cisaillement de la section
$I_f$	Inertie de la semelle
$I_t$	Inertie de torsion
$I_z, I_y$	Moments d'inertie de flexion par rapport aux axes principaux de la section
$I_{sl,1}$	Inertie de la section transversale brute du raidisseur et des parties adjacentes de la plaque.
$k$	Distance
$k_{\sigma,p}$	Coefficient de voilement global de la plaque orthotrope équivalente avec les raidisseurs tartinés sur la plaque
$K$	Coefficient de participation de la hauteur d'âme dans le mécanisme de ruine
$k_{wc}$	Coefficient prenant en compte les effets de la contrainte de compression dans la direction axiale près du congé de raccordement (âme-semelle).
$k_F$	Coefficient de voilement d'un profilé
$k_{crs}$	Coefficient de voilement d'une plaque simplement appuyée
$k_{crf}$	Coefficient de voilement d'une plaque encastree sur deux bords opposés
$l$	Longueur initiale d'un poteau
$l_y$	Longueur chargée efficace de la plastification d'un profilé
$l_e$	Longueur de plastification
$L_k$	Longueur de flambement correspondant au mode de flambement par torsion.
$M_0$	Moment plastique externe d'un mécanisme de ruine

$M_1$	Moment plastique interne d'un mécanisme de ruine
$m_1, m_2$	Coefficients adimensionnels
$m_{yw}$	Moment plastique de l'âme du profilé
$M_{yf}$	Moment plastique de la semelle
$r, r_c$	Rayon du congé d'une section en I ou H, ou rayon d'arrondi d'une section creuse rectangulaire
$s_s$	Longueur du patin de chargement
$t$	Épaisseur (définie dans le texte en fonction de son utilisation)
$t_w$	Épaisseur de l'âme d'un profilé
$t_s$	Épaisseur du raidisseur
$t_f$	Épaisseur de la semelle
$t_{fb}$	Épaisseur de la semelle de la poutre qui introduit l'effort de compression
$t_{fc}$	Épaisseur de la semelle de poteau
$t_{fs}$	Épaisseur de la semelle supérieure
$t_{fi}$	Épaisseur de la semelle inférieure
$t_{wc}$	Épaisseur de l'âme du poteau
$v$	Déformée
$w$	Déplacement hors plan
$W_{ext}$	Travail des forces extérieures
$W_{int}$	Travail des forces intérieures

### ***Grecques***

$\gamma_{Mi}$	Coefficient partiel de sécurité ( $i=0,1$ )
$\omega$	Coefficient réducteur qui prend en compte des effets éventuels d'interaction avec le cisaillement dans le panneau d'âme de poteau
$\rho$	Facteur de réduction d'un panneau
$\bar{\lambda}_p$	Elancement relatif de l'âme d'un poteau (élancement d'une plaque)
$\Delta_y$	Déplacement vertical de la semelle au niveau de la ligne de chargement (mécanisme de ruine)
$\beta$	Rapport entre la rigidité de torsion de la semelle et la rigidité de flexion du panneau d'âme (défini dans le texte si différent)
$\chi$	Fonction de résistance

$\bar{\lambda}$	Élancement réduit d'un profilé
$\bar{\lambda}_F$	Élancement réduit d'un profilé (notation de l'Eurocode)
$\lambda$	Élancement d'un profilé
$\eta$	Coefficient d'imperfection généralisé (défini dans le texte si différent)
$\varepsilon$	Coefficient réducteur par rapport à la limite élastique ( $\sqrt{\frac{235}{f_y}}$ )
$\sigma_{ew}$	Limite d'élasticité de l'acier constituant l'âme du profilé
$\sigma_E$	Contrainte de référence d'Euler de la tôle
$\sigma_{cr,c}$	Contrainte critique d'un poteau
$\sigma_{cr,p}$	Contrainte critique d'une plaque
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\delta$	Déplacement transversal des rotules plastiques internes d'un mécanisme de ruine
$\alpha_p, \bar{\lambda}_0$	Coefficients d'imperfections pour le voilement
$\chi_c$	Coefficient réducteur vis-à-vis du flambement
$\xi$	Rapport de contrainte critique
$\alpha_e$	Facteur d'imperfection pour le flambement
$\alpha$	Coefficient d'aspect (défini dans le texte si différent)
$\tau_H$	Contrainte tangentielle horizontale
$\tau_V$	Contrainte tangentielle verticale

**NB.** *D'autres symboles sont définis lors de leur utilisation ou en fonction d'autres paramètres*

---

---

# **Introduction Générale**

---

---

## Introduction Générale

Dans le domaine de la construction métallique, les assemblages ont une influence majeure sur le comportement global de la structure. Attacher les éléments de structure est l'une des tâches les plus complexes parmi l'ensemble des étapes de la construction. Ceci concerne aussi bien la fabrication et le montage que le calcul et le dimensionnement. La complexité de la caractérisation du comportement mécanique résulte du nombre d'éléments intermédiaires utilisés (boulons, platine, cornière...), des formes géométriques variées, des propriétés matérielles différentes ainsi que des instabilités que les éléments de l'assemblage peuvent subir. Il est donc nécessaire de prendre un soin particulier pour caractériser le comportement des assemblages en considérant l'ensemble des composantes.

Les assemblages couramment utilisés peuvent être identifiés en fonction de leurs positions dans la structure : assemblages de continuité (entre poutres ou poteaux), les assemblages de rive (poutre-poteau) et les assemblages intermédiaires poutre-poteau (symétriques et non symétriques). Dans l'Eurocode 3 partie 1-8 (EN1993-1-8 2009), les assemblages sont dimensionnés en s'appuyant sur une méthode dite des composantes qui considère que l'assemblage est constitué d'un ensemble de composantes élémentaires considérées individuellement puis assemblées. Cette méthode est bien justifiée par la littérature pour les différentes zones (Carter 2003; Mita et al. 2009; Graham et al. 1959).

Dans un assemblage poteau-poutre soumis au moment fléchissant, trois zones peuvent être identifiées : tendue, comprimée et cisailée. La partie comprimée correspond à l'âme du poteau sollicitée dans son plan. C'est une paroi qui peut atteindre sa capacité résistante par instabilité en fonction de son élancement. Cette partie est peu étudiée mais certains auteurs (Lagerqvist et al. 1996; Mezghanni et al. 2013) l'ont abordée en considérant un profilé soumis à une double compression. Ils ont considéré une longueur fixe pour la charge appliquée en vue de représenter la compression transmise par contact entre la platine d'extrémité soudée à la poutre et la semelle du poteau. Ces auteurs ont utilisé des approches de modélisation qui ont permis d'aborder les caractéristiques de résistance tenant compte de l'instabilité de l'âme comprimée du poteau en zone d'assemblage.

L'augmentation de résistance de la paroi comprimée vis-à-vis de l'instabilité peut se réaliser par l'augmentation de l'épaisseur de paroi (doublure d'âme) ou par l'ajout de raidisseurs soudés. Les raidisseurs peuvent avoir des sections fermées ou ouvertes, et peuvent

être longitudinaux, transversaux ou obliques. Les raidisseurs constitués de plats rectangulaires disposés transversalement sont les plus courants. Ils constitueront le point de focalisation de notre étude.

Le traitement de la partie comprimée d'un assemblage avec raidisseur est effectué en considérant le profilé isolé avec les mêmes caractéristiques mécaniques et géométriques que l'assemblage et en le sollicitant en double compression. L'étude des zones comprimées est complexe car elle mobilise les phénomènes d'instabilité par flexion et par flexion-torsion. L'Eurocode 3 partie 1-5 (EN1993-1-5 2000) couvre les parois non raidies en proposant des formules analytiques pour la résistance.

Les formules proposées pour le calcul de résistance des parois comprimées sont limitées à certaines configurations et intervalles d'élancements. En effet, il s'agit de formules qui s'appuient sur des recherches expérimentales effectuées sur des profilés avec des hauteurs inférieures à 440 mm (Lagerqvist et al. 1996). Pour les assemblages poteau-poutre avec profilés non raidis, l'instabilité peut être le mode de ruine dominant dans la zone comprimée. L'Eurocode 3 partie 1-5 (EN1993-1-5 2000), propose une démarche de calcul qui se limite à certains élancements de profilés. Ainsi, les zones comprimées avec raidisseur transversal ne sont pas traitées directement dans l'Eurocode 3 partie 1-5 mais les approches relatives aux poteaux en croix ou té peuvent être utilisées en adoptant des dimensions efficaces de parois. La présente étude s'inscrit dans une démarche d'évaluation des formules existantes pour le calcul de la résistance des parois comprimées raidies transversalement.

Une étude expérimentale a été effectuée dans la Hall de Génie Civil de la plateforme MSGC (Polytech Clermont, Université Clermont Auvergne), comportant deux campagnes d'essais. Elle a permis de tester un large panel de profilés métalliques en IPE et PRS non raidis et raidis par différentes configurations de raidisseurs. Les essais ont été mis en place dans le but de tester la résistance des profilés, soumis à la double charge de compression localisée, en vue de représenter la zone comprimée dans un assemblage métallique. Les essais ont permis d'observer le comportement, représenté par la résistance et le mode de ruine, d'une variété de configurations de raidisseurs transversaux. Ces raidisseurs sont disposés d'un seul côté ou sur les deux côtés de la paroi, sur une hauteur partielle ou totale de paroi avec ou sans soudure à la semelle. Les résultats de l'étude expérimentale ont permis également de valider un modèle éléments finis.

Le modèle éléments finis basé sur les éléments de coques tient compte des non linéarités géométriques et matérielles. Il est utilisé pour mener des études paramétriques permettant de mieux comprendre le fonctionnement mécanique des parois raidies comprimées. Le modèle a aussi servi à consolider l'étude expérimentale en analysant certaines observations expérimentales. Il a permis de représenter fidèlement le comportement des profilés raidis et non raidis. Les deux études, expérimentale et numérique, sont des outils qui permettent de mener une analyse critique des démarches analytiques et règlementaires utilisées pour le dimensionnement des zones comprimées d'assemblages.

Les essais et modélisations ont permis de montrer que les raidisseurs soudés sur toute la hauteur d'âme et sur les semelles subissent un flambement par torsion, un flambement par flexion ou un flambement par flexion-torsion selon l'élançement. L'Eurocode 3 partie 1-5 permet de considérer une section composée des raidisseurs et d'une longueur efficace de la paroi d'âme. La section obtenue est donc un Té (un seul raidisseur) ou une croix (deux raidisseurs). Pour évaluer analytiquement la résistance d'une paroi raidie, les formules relatives aux poteaux en flambement par flexion, torsion et flexion-torsion sont considérées.

La présente thèse comprend les quatre chapitres décrits ci-après.

Le chapitre I est un chapitre introductif nommé état de l'art. Il présente des généralités sur les assemblages en considérant la typologie et les fonctions. Cette définition s'appuie sur la méthode des composantes utilisée par l'Eurocode pour le traitement des assemblages métalliques. Ainsi, les différentes zones caractérisant le comportement de l'assemblage sont décrites en rappelant les formules de résistance qui leur sont associées. Ceci concerne les zones tendue, cisailée et comprimée avec un focus particulier sur la dernière qui fait l'objet de la présente étude. En effet, le traitement de la zone comprimée de l'assemblage est assimilé à celui d'un profilé en double compression. Ce chapitre donne les caractéristiques, les méthodes de calcul et les résultats de calcul pour les profilés non raidis et raidis. Certaines méthodes de calcul citées dans ce chapitre sont utiles pour la vérification et l'évaluation des formules existantes.

Le chapitre II comporte une présentation détaillée des campagnes d'essais effectuées sur des parois d'âmes de profilés laminés à chaud ou PRS avec différentes dispositions de raidisseurs transversaux. Les raidisseurs sont disposés sur toute la hauteur du profilé ou sur une hauteur partielle, d'un seul côté ou sur les deux faces de la paroi d'âme. Les procédures d'essais sont décrites ainsi que les caractéristiques géométriques et mécaniques des éprouvettes. Les

résultats sont présentés en observant les lois de comportement force-déplacement et en se focalisant sur les charges et modes de ruine. Les observations expérimentales ont permis de recenser les différents modes de ruine tels que le flambement par flexion, sur toute la hauteur de la paroi ou la partie non raidie, et le flambement par torsion ou flexion-torsion. Ces essais sont utilisés pour la construction et la validation des modèles numériques et analytiques.

Le chapitre III est dédié à la construction d'un modèle numérique basé sur le logiciel Cast3m (Cast3M 2021). Le modèle utilise des éléments de coques et tient compte des non linéarités géométriques et matérielles. La validation du modèle est effectuée en comparant ses résultats avec ceux obtenus par essais. Les comparaisons sont effectuées en considérant les courbes charge-déplacement, les charges ultimes ainsi que les modes de ruine. Après validation, le modèle est utilisé pour expliquer certaines observations expérimentales. Le modèle est construit avec l'objectif de l'utiliser pour porter un regard critique sur les formules de calcul de résistance disponibles dans les règlements et la littérature scientifique.

Le chapitre IV est consacré à l'étude analytique des profilés raidis transversalement par des raidisseurs, simples ou doubles, soudés sur toute la hauteur du profilé ou à hauteurs partielles disposés sur différentes parties de la paroi d'âme. Pour les profilés ayant des raidisseurs sur toute la hauteur, les valeurs de résistance obtenues analytiquement sont comparées à celles des essais et de la modélisation numérique. Ces comparaisons permettent d'évaluer les formules existantes pour les parois raidies et montrent leurs limites. Une démarche est menée pour considérer les valeurs de référence utilisées dans le calcul de la résistance des éléments comprimés. Ces valeurs sont la charge critique de flambement élastique et la résistance plastique. Une analyse spécifique est effectuée pour tenir compte de la présence des semelles et de leur influence sur le comportement du raidisseur.

Pour les profilés raidis par des raidisseurs transversaux à hauteurs partielles, un profilé non raidi équivalent est proposé pour représenter un profilé raidi partiellement. Ceci est justifié par les observations expérimentales et les modélisations qui ont montré que c'est la partie non raidie du panneau d'âme qui pilote le mode ruine. Cette proposition est confortée par des études d'évaluation des formules existantes pour le calcul des profilés non raidis.

Des conclusions et perspectives sont présentées après le chapitre IV.

---

---

# Chapitre I

## Etat de l'art - zone comprimée des assemblages

---

---

*« La vérité scientifique sera toujours plus belle que les créations de notre imagination  
et que les illusions de notre ignorance ».*

*Claude Bernard*

## 1. Introduction

Les principaux éléments utilisés en construction métallique sont les profilés tubulaires de différentes formes ou les profilés ouverts (I, U, L, Té ou H). Une structure est constituée d'un ensemble de profilés assemblés. Les types d'assemblages les plus couramment utilisés sont les assemblages soudés et les assemblages boulonnés. Les assemblages peuvent assurer la continuité entre éléments (poutres ou poteaux) ou les liaisons entre poutres et poteaux (EN1993-1-8 1993). Pour les assemblages poutre-poteau, il existe des assemblages intermédiaires symétriques et non symétriques (Girão 2017). Dans la présente étude, la démarche est développée pour les assemblages intermédiaires poutres-poteau symétriques.

Les assemblages doivent assurer la continuité ainsi que le transfert des efforts entre les éléments connectés. Chaque assemblage peut être caractérisé, de point de vue transfert d'effort, par trois zones distinctes : tendue, comprimée et cisailée. Pour déterminer les efforts repris par chaque zone, il est nécessaire d'identifier le type d'assemblage et son mode de sollicitation. Un assemblage non symétrique, ou symétrique mais chargé de façon non symétrique, mobilise les trois zones. Tandis qu'un assemblage symétrique chargé symétriquement ne mobilise que les zones comprimée et tendue. Il n'y a donc pas d'interaction, en zone comprimée, entre cisaillement et compression. La zone tendue est modélisée selon l'Eurocode 3 partie 1-8 (EN1993-1-8 2009) par des tronçons en Té. La zone comprimée peut être caractérisée par l'instabilité de la paroi comprimée du panneau d'âme. Elle peut donc être représentée par un profilé soumis à une charge de compression équivalente à celle appliquée dans l'assemblage (valeur et longueur d'application).

Le profilé comprimé a fait l'objet de nombreuses études disponibles dans la bibliographie. Un ensemble de ces travaux est présenté dans ce chapitre I. Les démarches de calcul et les hypothèses considérées sont aussi présentées. Par la suite, les méthodes décrites dans l'Eurocode 3 sont détaillées. Elles serviront de références pour les comparaisons avec les résultats expérimentaux et numériques obtenus à partir de la bibliographie ou dans les travaux de la présente thèse.

Différentes solutions de renforcement existent pour les parois comprimées sensibles aux instabilités. La solution la plus courante utilise des raidisseurs soudés dont les types, dispositions et comportements sont présentés dans ce chapitre. L'étude se focalise principalement sur les raidisseurs transversaux disposés parallèlement aux charges de compression. L'âme d'un profilé se comporte comme une plaque chargée dans son plan. La

présence des semelles pour les profilés intervient essentiellement dans le comportement plastique de l'ensemble (EN1993-1-5 2000). La charge critique est déterminée sur la base d'un calcul élastique en considérant une plaque raidie pour représenter le profilé raidi. Une paroi renforcée par raidisseur transversal et soumise à la compression peut être étudiée comme un poteau en flambement ayant une section composée par la section transversale du raidisseur augmentée par une partie participante de l'âme du profilé de part et d'autre. L'Eurocode 3 partie 1-5 propose des dimensions pour la partie efficace de la paroi d'âme à associer au raidisseur. Pour pouvoir étudier le comportement en compression des parois raidies transversalement, les méthodes de calcul des poteaux sont présentées en considérant les différents modes de flambement par flexion, torsion et flexion-torsion.

## 2. Définitions des assemblages

Connaitre les types d'assemblage permet de faciliter la définition des efforts dans chaque zone de l'assemblage. Ceci est la base de la méthode des composantes proposée dans l'Eurocode 3 partie 1-8 (EN1993-1-8 2009) qui couvre les assemblages soudés et boulonnés. La Figure I-1 illustre les types d'assemblages courants dans les structures métalliques.

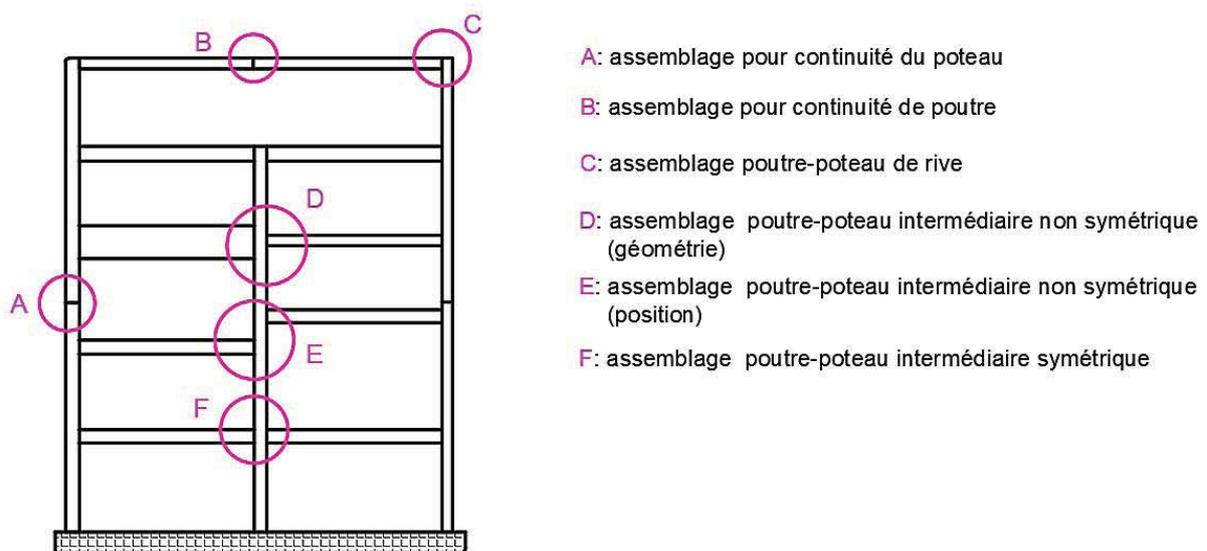
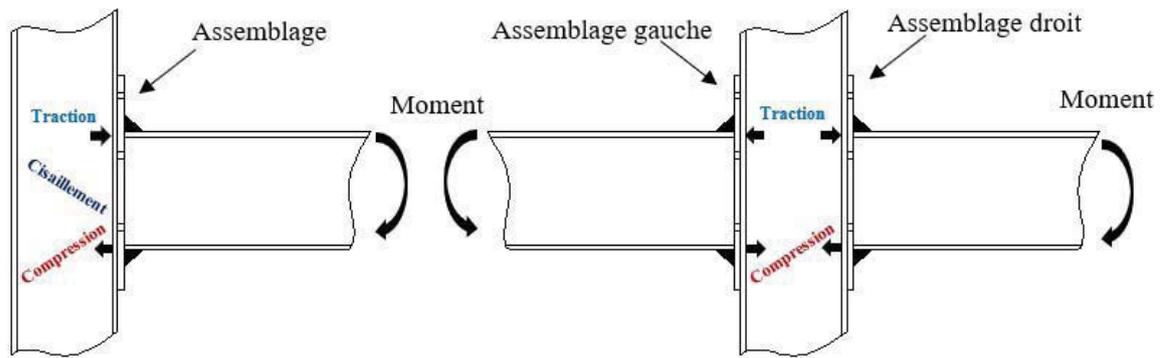


Figure I-1 : Les différents types d'assemblages dans les structures métalliques

On s'intéresse dans cette étude aux assemblages poutre-poteau intermédiaires dits à configuration bilatérale symétrique. La Figure I-2 illustre les assemblages à configurations unilatérale et bilatérale.



(a) Configuration unilatérale

(b) Configuration bilatérale

Figure I-2 : Les types d'assemblages poutre-poteau

La configuration unilatérale assemble une poutre et un poteau. Les efforts qui peuvent coexister dans l'âme du poteau sont la traction, la compression et le cisaillement (Figure I-2a). En revanche, un assemblage bilatéral peut être symétrique ou non symétrique. Pour un assemblage bilatéral non symétrique ou chargé de façon non symétrique, les trois sollicitations sont présentes. Cependant, un assemblage bilatéral symétrique n'engendre que la traction et la compression dans l'âme du poteau (Figure I-2b).

Les sollicitations de l'âme du poteau provenant des efforts appliqués sur l'assemblage peuvent générer des instabilités de cisaillement et de compression. Pour les configurations bilatérales et symétriques, la sollicitation de cisaillement n'est pas présente.

### 3. Les instabilités de l'âme du poteau d'un assemblage bilatéral symétrique

#### 3.1.Méthode des composantes

La méthode des composantes est une méthode de l'(EN1993-1-8 1993) qui consiste à considérer un assemblage en tant qu'un ensemble de composantes élémentaires tel que montré dans la Figure I-3. La première étape de cette méthode consiste à identifier toutes les composantes élémentaires qui peuvent être traitées individuellement. La deuxième étape concerne l'évaluation des caractéristiques en résistance et rigidité de chaque composante. Et enfin, les composantes sont associées pour obtenir la résistance et la rigidité en rotation de l'assemblage entier.

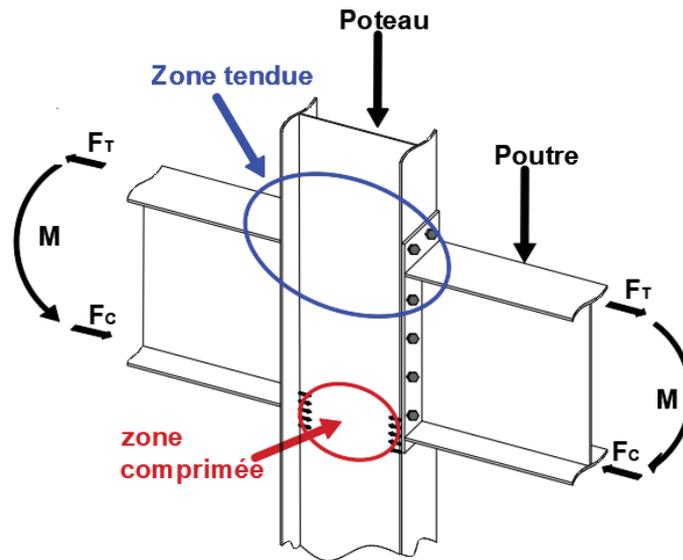


Figure I-3 : Composantes dans un assemblage bilatéral symétrique

Pour un assemblage bilatéral symétrique qui fait l'objet de notre étude, les composantes de base sont les suivantes :

- ✓ Ame de poutre en traction
- ✓ Ame de poutre en compression
- ✓ Semelle de poutre en compression
- ✓ Platine d'extrémité en flexion (tronçon en Té).
- ✓ Semelle de poteau en flexion (tronçon en Té).
- ✓ Ame de poteau en traction
- ✓ Ame du poteau en compression

Chaque composante élémentaire peut être caractérisée par sa résistance et sa rigidité. La zone en traction atteint sa capacité par rotules plastiques dans les tronçons en Té, par la rupture des boulons ou par l'atteinte de la capacité en traction de l'âme du poteau ou de la poutre. La zone comprimée de l'âme du poteau est susceptible d'atteindre sa capacité résistante par instabilité.

### 3.2. Zone tendue de l'assemblage

Au cours des dernières décennies, de nombreuses études numériques et expérimentales ont porté sur le comportement des zones tendues dans les liaisons poutre-poteau. Les composantes principales de ces zones sont les tronçons en Té (Figure I-4) qui ont fait l'objet de la majorité des études (Bijlaard 2006; Tagawa et al. 2005; Abidelah et al. 2012).

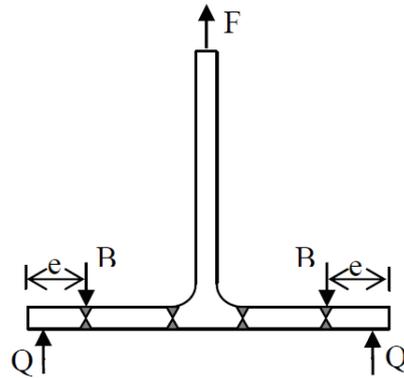


Figure I-4 : Tronçon en Té représentant la zone en traction (semelle du poteau ou platine d'extrémité)

Les tronçons en Té renforcés par des contre-plaques ont également été analysés (Al-Khatab et al. 2007) en utilisant un modèle éléments finis pour observer leur comportement global ainsi que l'évolution et la distribution de la pression de contact sous la semelle (résultante Q).

### 3.3. Zone comprimée de l'âme du poteau de l'assemblage

Le panneau d'âme en compression est la composante principale de la zone comprimée. Certains chercheurs (Graham et al. 1959; Bose 1998; Tetougueni et al. 2019; Markovic et al. 2019) l'ont étudié en considérant une partie de profilé (âme + semelles) chargée en double compression localisée sur une longueur choisie. Cette longueur est définie en considérant la diffusion des efforts appliqués par contact entre la platine d'extrémité, sous la semelle comprimée de la poutre, et la semelle du poteau (Figure I-7).

En 1959, une étude expérimentale (Graham et al. 1959) est effectuée sur des poutres laminées américaines, Figure I-5. Elle a concerné des assemblages soudés poutre-poteau en flexion ainsi que des poutres isolées en compression seule (Figure I-6) et traction seule. Par ailleurs, une comparaison est effectuée entre les résultats d'essais et les calculs basés sur une formule existante qui utilise la notion de longueur efficace pour déterminer la résistance plastique de la section (Figure I-7). Les auteurs ont indiqué que le développement d'une approche analytique pour les raidisseurs nécessite la connaissance de leur distribution des contraintes et des conditions aux limites.



Figure I-5: Assemblage poutres-poteau

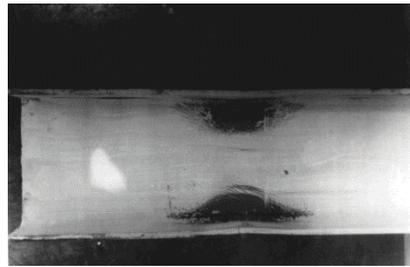


Figure I-6 : Profilé soumis à la compression

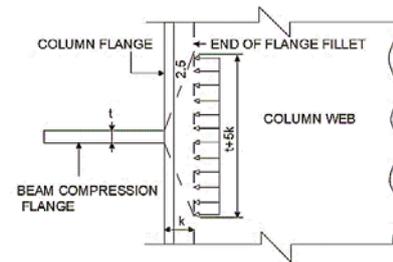
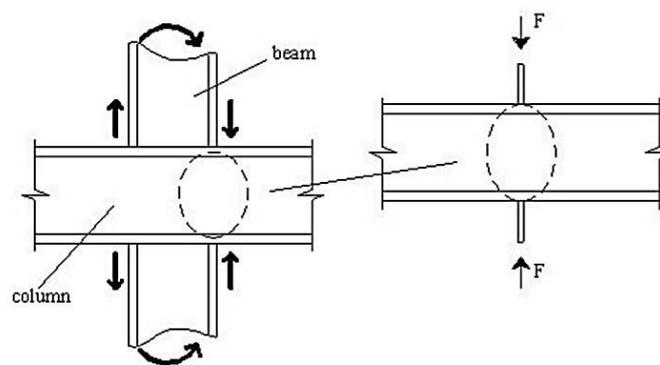


Figure I-7 : Analyse de la partie comprimée de l'assemblage (approche modifiée de l'AISC)

Dans le même cadre et avec les mêmes principes, K. Bose et al (Bose et al. 1972) et Bose (Bose 1998) ont montré que la partie comprimée d'un assemblage (raidi ou non) peut être modélisée comme un profilé (raidi ou non) soumis à une charge de compression équivalente à celle reprise dans l'assemblage.

Aussi, une étude expérimentale est menée sur des profilés européens laminés à chaud par Mita et al (Mita et al. 2009). Les résultats des essais sont comparés aux formules analytiques existantes en tenant compte de la résistance, de la rigidité initiale et de la capacité de déformation. Les tests étaient basés sur des profilés sollicités en double compression pour représenter le comportement de la zone comprimée d'un assemblage poutre-poteau en flexion (Figure I-8). Cette approche ne considère pas l'interaction entre les zones tendues et comprimées dans l'assemblage.



Model scheme.

Figure I-8 : Modélisation de la partie comprimée d'un assemblage bilatéral symétrique

Nous avons choisi dans la présente étude, d'analyser le comportement de la zone comprimée du panneau d'âme du poteau dans un assemblage bilatéral symétrique en utilisant un profilé soumis à une double charge de compression.

#### 4. Profils non raidis

Le comportement d'un profilé métallique soumis à la double charge de compression peut être piloté par le voilement, la plastification ou la combinaison des deux.

##### 4.1. Résistance en compression locale de l'âme du profilé

La résistance plastique d'un profilé en compression est généralement déterminée en considérant une longueur efficace de l'âme. Cette résistance est donnée dans l'Eurocode 3 partie 1-8 (EN1993-1-8 2009) par :

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \quad I-1$$

avec

$$F_{c,wc,Rd} \leq \frac{\omega \rho k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} \quad I-2$$

La première relation exprime la résistance vis-à-vis de « l'écrasement plastique », alors que la seconde exprime la résistance en présence de voilement local.

Le coefficient  $\rho$  prend en compte la ruine en présence de l'instabilité. Il dépend de l'élanement relatif  $\bar{\lambda}_p$  de l'âme du poteau tel que ;

$$\begin{aligned} \text{si } \bar{\lambda}_p \leq 0,72 & \quad \rho = 1 \\ \text{si } \bar{\lambda}_p > 0,72 & \quad \rho = \frac{(\bar{\lambda}_p - 0,2)}{\bar{\lambda}_p^2} \end{aligned}$$

$$\bar{\lambda}_p = 0,932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} d_{wc} f_{y,wc}}{E t_{wc}^2}} \quad I-3$$

$$d_{wc} = h_c - 2(t_{fc} + r_c) \quad \text{pour un poteau en I ou H laminé}$$

$$d_{wc} = h_c - 2(t_{fc} + \sqrt{2} a_c) \quad \text{pour un poteau en I ou H soudé}$$

Les paramètres géométriques de calcul de la résistance d'un profilé soumis à la compression transversale sont récapitulés dans la Figure I-9.

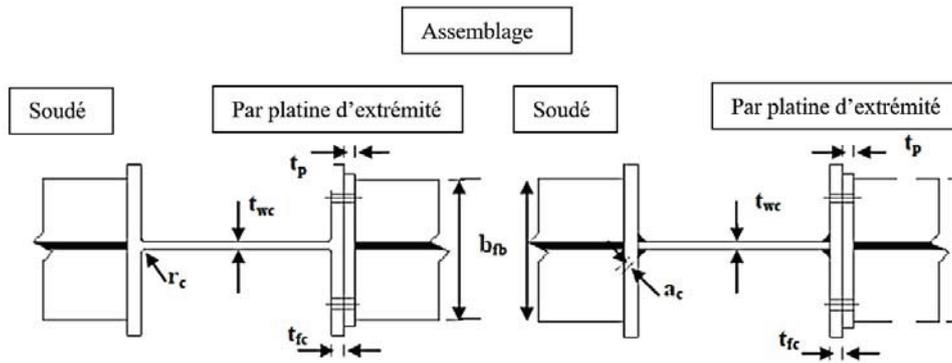


Figure I-9 : Paramètres de calcul d'un profilé en compression transversale (gauche : profilé laminé, droite : profilé soudé)

L'instabilité dans le panneau d'âme d'un profilé non raidi se base sur l'approche de Winter (Winter 1968). Cette approche est valable pour le cas des plaques comprimées simplement appuyées sur les 4 bords. La charge de compression est une charge uniforme sur deux bords opposés. Toutefois, un profilé est composé par un panneau d'âme maintenu par la présence des semelles, et le chargement peut être ponctuel ou réparti sur une longueur finie ou sur toute la longueur de la paroi étudiée.

#### 4.2. Comportement des profilés non raidis soumis à une double charge de compression

L'âme du profilé non raidi qui représente la partie comprimée de l'assemblage peut atteindre sa capacité résistante par voilement, plastification ou la combinaison des deux. Elle a des comportements similaires à ceux des parois chargées sur toutes leurs longueurs.

En fonction de l'élancement de la paroi, et de la longueur d'application de la charge, certains modes locaux de voilement ou de plastification peuvent se produire.

Dubas et al (Dubas et al. 1986) ont montré l'existence de trois modes de ruine sous l'effet de l'application d'une charge partiellement répartie dans le plan de l'âme. Les modes de ruine qui dépendent de l'élancement du profilé sont les suivants :

- Une plastification de l'âme au droit de la charge : la plastification se produit localement dans l'âme au droit de la charge partiellement répartie. L'âme reste stable et plane lorsque la charge augmente, jusqu'à ce que la contrainte de compression atteigne la limite d'élasticité  $f_{yw}$  sur une certaine zone de diffusion, Figure I-10. La semelle est plastifiée localement. Ce mode de ruine se produit principalement dans le cas des poutres de très faible élancement (âme épaisse ou de faible hauteur).

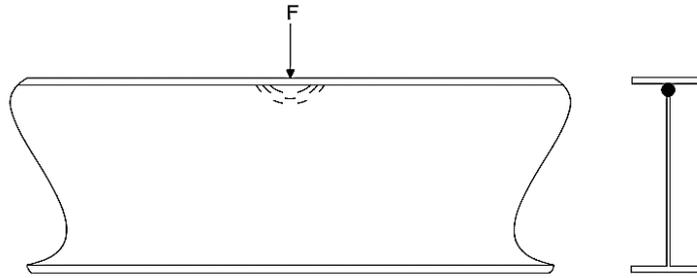


Figure I-10 : Plastification de la semelle et une partie supérieure de l'âme

- Un voilement local de la portion d'âme située directement sous la charge. Elle est combinée avec une plastification des semelles en flexion (Figure I-11). C'est le mode de ruine qui se produit généralement dans le cas des poutres moyennement élancées.

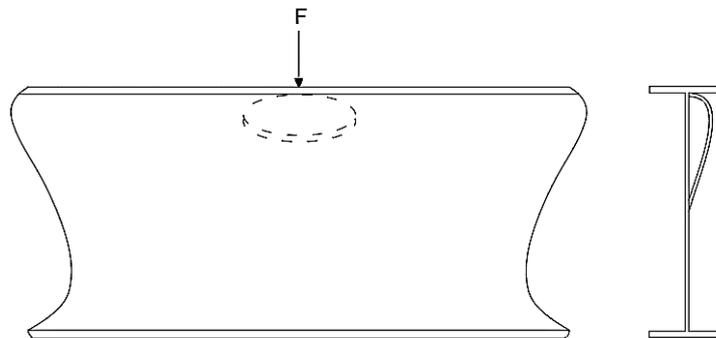


Figure I-11 : Plastification de la semelles et voilement local de l'âme

- Un voilement global de l'âme dont la hauteur totale du panneau d'âme est concernée (Figure I-12). Ce mode de ruine se produit principalement dans le cas des poutres élancées.

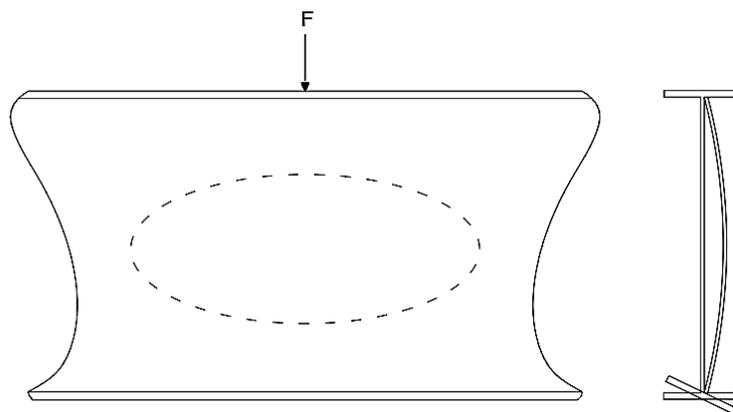


Figure I-12 : Plastification de la semelle et voilement global de l'âme

La Figure I-13 (Dubas, P. and Gehri 1986) montre l'influence de l'élancement ( $\lambda = h_w/t_w$ ) sur le mode de ruine du profilé. Ces élancements sont déterminés en fixant l'épaisseur de l'âme  $t_w$  et en faisant varier sa hauteur  $h_w$ .

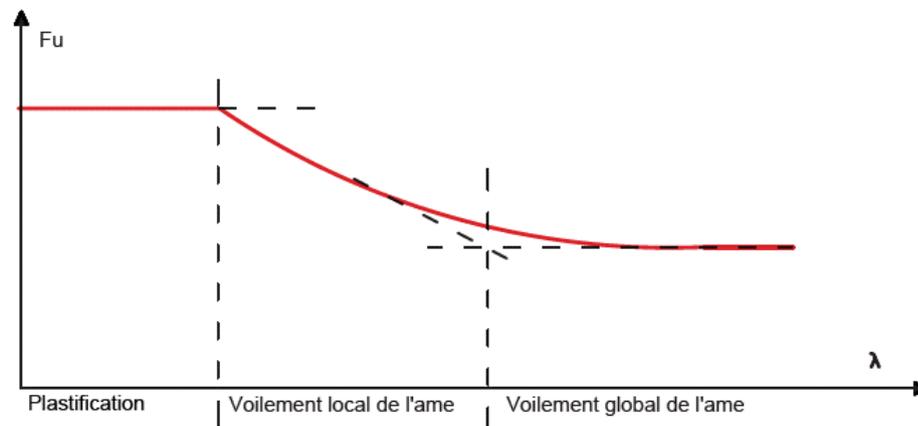


Figure I-13 : Influence de l'élancement de l'âme du profilé  $\lambda$  sur le mode de ruine

En augmentant l'élancement du profilé, le mode de ruine tend vers un voilement global sur toute la hauteur d'âme. Les études existantes ont traité expérimentalement et analytiquement le comportement des profilés avec de faibles élancements dont le mode de ruine est la plastification (Figure I-13), puis ceux avec des élancements moyens dont le mode de ruine est le voilement local d'âme, et enfin pour les élancements élevés dont le mode de ruine est le voilement global de l'âme. Les travaux cités dans la suite de ce paragraphe sont classés par mode de ruine du profilé traité ce qui revient à raisonner par intervalles d'élancements.

#### 4.3. Profilés avec mode de ruine par plastification

Le premier mode de ruine d'un profilé non élancé comprimé est la plastification. La détermination de la charge de ruine dans ce cas consiste à déterminer la résistance plastique de l'âme et de la semelle. Les études listées ci-après ont traité ce cas expérimentalement et analytiquement à travers les essais de laboratoire et les modèles éléments finis.

- Travaux de Graham, Sherbourne, Khabbaz et Jensen (1959)

Les auteurs (Graham et al. 1959) ont étudié des profilés laminés de faibles élancements variant entre 15,5 et 32,8. Lors de la détermination de la charge de ruine de ces profilés, trois limites de résistances sont considérées pour déterminer la charge de ruine du profilé comprimé. Les trois valeurs de résistances correspondent à la plastification d'une section située à une

distance  $k$  de la surface d'application de la charge. La longueur de cette section est différente pour chaque résistance (élastique, plastique et ultime).

L'état limite élastique,  $F_e$ , correspond à la plastification d'une section dans l'âme définie par un angle de diffusion de la charge à  $45^\circ$  selon (Graham et al. 1959) (Figure I-14). Ainsi, les expressions des limites élastique,  $F_e$ , plastique,  $F_p$ , et de ruine,  $F_u$ , sont données par les équations I-4, I-5 et I-6 respectivement.

$$F_e = (t_{fb} + 2k) t_{wc} \sigma_{ew} \quad \text{I-4}$$

$$F_p = (t_{fb} + 5k) t_{wc} \sigma_{ew} \quad \text{I-5}$$

$$F_u = (t_{fb} + 7k) t_{wc} \sigma_{ew} \quad \text{I-6}$$

Pour les 3 résistances, la distance  $k$  est évaluée comme suit :

$k = t_{fc} + r$  pour un profilé laminé ;

$k = t_{fc} + a_c \sqrt{2}$  pour un profilé reconstitué soudé.

Ainsi, les états limites plastique et de ruine sont déterminés en considérant des sections efficaces d'âme du profilé différentes. Toutes les sections de calcul sont situées à la même distance de la surface de chargement mais avec des angles différents pour la diffusion de l'effort (voir Figures I-14 et I-15).

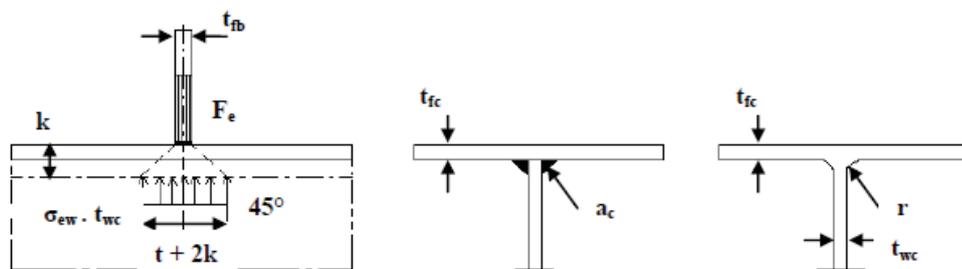


Figure I-14 : Diffusion de la charge au niveau de l'âme du profilé à l'état limite élastique

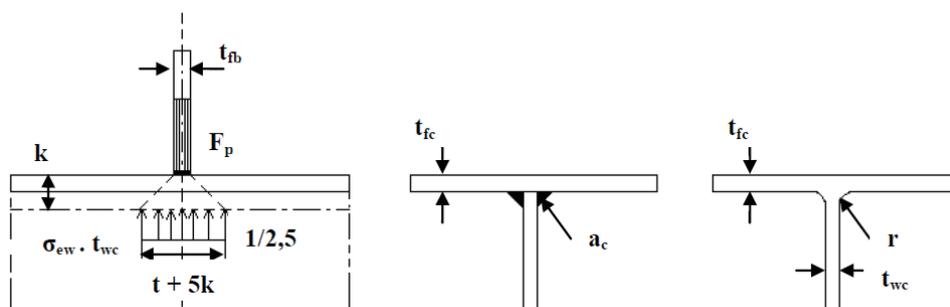


Figure I-15 : Diffusion de la charge à l'état limite plastique

- Travaux d'Aribert et Lachal (1977)

Aribert et Lachal (Aribert al. 1977) ont effectué des essais expérimentaux sur des profilés en HEB140 et HEB260. Ces profilés sont soumis à une double compression locale appliquée sur les semelles. C'est un travail similaire à celui de Graham et al (Graham et al. 1959) où il s'agit d'évaluer la longueur efficace de calcul de résistance. Cette étude a permis de déterminer les valeurs des limites de résistance élastique, plastique et ultime caractérisant les trois états limites. Ces formules donnent des longueurs efficaces plus grandes que celles de Graham et al. (Graham et al. 1959) car le coefficient multiplicateur est aussi appliqué à l'épaisseur de semelle  $t_f$  de la poutre introduisant l'effort de compression, voir Figure I-16.

$$F_e = 2,3 f_{yw} t_w (t_f + r) \quad \text{I-7}$$

$$F_y = 5 f_{yw} t_w (t_f + r) \quad \text{I-8}$$

$$F_r = 7 f_{yw} t_w (t_f + r) \quad \text{I-9}$$

- Travaux d'Aribert, Lachal et Nawawy (1981)

Aribert, Lachal et Nawawy (Aribert et al. 1981) ont modélisé par éléments finis un profilé HEB200 soumis à une double compression et ont validé le modèle sur la base d'essais expérimentaux. Les formules sont les mêmes que dans l'étude précédente en ajoutant une diffusion de l'effort à 45° sur l'épaisseur de la platine « t », Figure I-16. Les auteurs proposent les expressions suivantes pour couvrir les trois états limites.

$$F_e = f_{yw} t_w [2,3 (t_f + r) + 2t] \quad \text{I-10}$$

$$F_y = f_{yw} t_w [5 (t_f + r) + 2t] \quad \text{I-11}$$

$$F_r = f_{yw} t_w [7 (t_f + r) + 6t] \quad \text{I-12}$$

L'ensemble des essais a permis de proposer la relation  $F_p = 5k t_{wc} \sigma_{ew}$  de la résistance plastique :

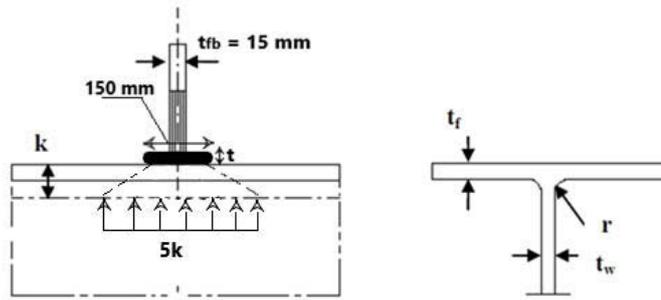


Figure I-16 : Diffusion de la charge à l'état limite plastique selon (Aribert et al. 1981)

Les élancements des profilés étudiés sont limités, ce qui est cohérent avec les modes de ruine ciblés (plastification d'âme).

▪ Travaux de Bergfelt et Lindgren (1974):

Il s'agit d'une approche de modélisation analytique des profilés comprimés qui s'appuie sur les rotules plastiques (Figure I-17). Pour une charge concentrée, le mode de ruine représenté mobilise des rotules plastiques dans la semelle et une plastification en compression sur l'âme. L'égalité entre travail interne et externe permet de déterminer la longueur mobilisée ainsi que la charge ultime plastique. Ce modèle a été proposé en 1974 par Bergfelt et Lindgren (Bergfelt et al. 1974). Une charge concentrée se traduit par l'apparition de trois rotules plastiques, Figure I-16.

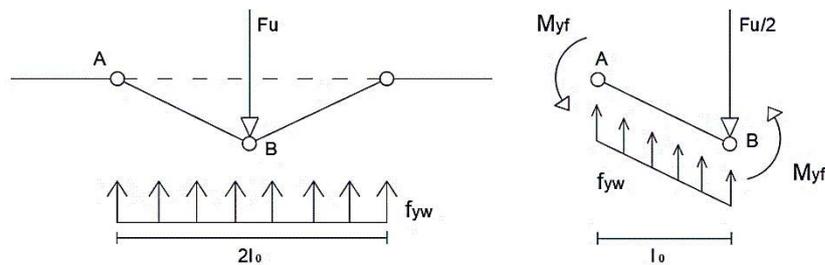


Figure I-17 : Mécanisme de ruine proposé par (Bergfelt et al. 1974)

Comme  $f_{yw}$  est la limite d'élasticité du matériau de l'âme, le mécanisme repose sur la détermination de la longueur plastifiée de l'âme. En appliquant la méthode cinématique pour l'analyse plastique, l'expression suivante est alors obtenue pour la charge de ruine :

$$F_u = 2 t_w f_{yw} \sqrt{\frac{4 M_{yf}}{f_{yf} t_w}} \quad \text{I-13}$$

$$\text{Avec } M_{yf} = \frac{b_f t_f^2}{4} f_{yf} \quad \text{d'où}$$

$$F_u = 2 t_f \sqrt{b_f t_w f_{yf} f_{yw}} \quad \text{I-14}$$

**En résumé :** les études citées ont détaillé les méthodes utilisées pour la détermination de la charge de ruine des profilés non raidis comprimés. Ces profilés sont tous de faible élancement (âme épaisse ou hauteur faible). Pour ces élancements, la ruine se produit par plastification (âme seule ou âme et semelle). Dans tous les cas le phénomène d'instabilité de l'âme est négligé.

#### 4.4. Profilés avec mode de ruine par voilement local d'âme

Le deuxième mode de ruine correspond au voilement local de l'âme. Ce mode de ruine concerne les profilés à élancement moyen (intermédiaire). Le calcul de la charge de ruine pour ce mode considère la plastification de la semelle et l'instabilité locale de l'âme.

Ce phénomène est traité en s'appuyant sur des observations expérimentales. Les expressions analytiques déterminées dans ce cadre sont validées sur la base des expériences. Les travaux les plus pertinents dans ce cadre sont listés ci-après.

- Travaux de Dubas et Tschamper (1990)

Dubas et Tschamper (Dubas et al. 1990) ont étudié le cas des profilés reconstitués soudés (PRS). Ils ont fait varier la longueur de chargement pour une série de 53 essais. Les chercheurs ont proposé l'expression suivante pour le calcul de la charge de ruine :

$$F_u = 0,11 t_w^2 \sqrt{E f_{yw}} \sqrt{\frac{s_s + 2 t_f}{h_w}} + \sqrt{\frac{b_f t_f}{100 t_w^2}}^3 \sqrt{E f_{yf}^2 t_w^5 (s_s + 2 t_f)} \quad \text{I-15}$$

Ils considéré que la charge de ruine  $F_u$  est la somme de la résistance de l'âme du poteau  $F_u^{(1)}$  et de la résistance plastique de la semelle du poteau  $F_u^{(2)}$ . L'âme et la semelle sont considérées comme deux éléments en compression.

$$F_u = F_u^{(1)} + F_u^{(2)} \quad \text{I-16}$$

La première charge de ruine  $F_u^{(1)}$  de l'âme seule est établie à partir de l'approche de Von Karman (Von Karman et al. 1932);

$$F_u^{(1)} = \sqrt{F_{cr} F_y} \leq F_y \quad \text{I-17}$$

$$F_y = (s_s + 2 t_f) t_w f_{yw} \quad \text{I-18}$$

$$F_{cr} = 2,1 E \frac{t_w^3}{h_w} \quad \text{I-19}$$

$$F_u^{(1)} = 1,45 t_w^2 \sqrt{E f_{yw}} \sqrt{\frac{s_s + 2 t_f}{h_w}} \quad \text{I-20}$$

Comme les auteurs ont réalisé qu'à partir du rapport  $\frac{h_w}{t_w} = 160$  l'élanement de l'âme n'a pas d'influence sur la charge de ruine, ils proposent décrire l'expression de la charge de ruine de l'âme seule comme suit ;

$$F_u^{(1)} = 0,11 t_w^2 \sqrt{E f_{yw}} \sqrt{\frac{s_s + 2 t_f}{h_w}} \quad \text{I-21}$$

Pour la deuxième charge de ruine qui concerne la semelle seule, ils adoptent le treillis présenté dans la Figure I-18.

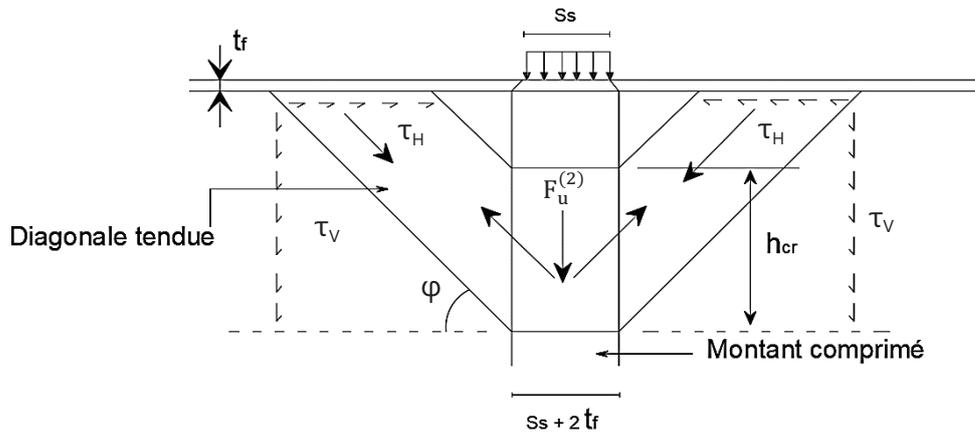


Figure I-18 : Modèle treillis (Dubas et al. 1990)

Le flambement du montant comprimé du treillis peut être traduit par une charge verticale eulérienne qui représente la charge de ruine de la semelle,  $F_u^{(2)}$ . En effet le phénomène de flambement n'offre pas de résistance post-critique selon Dubas et Tschamper :

$$F_{cr} = F_u^{(2)} = \pi^2 E \frac{(s_s + 2 t_f) t_w^3}{12} \frac{1}{h_{cr}^2} \quad \text{I-22}$$

Au pied de la diagonale tendue, la force maximale qui peut être transmise par cisaillement à la jonction âme/semelle s'écrit :

$$F^{(*)} = \frac{f_{yf}}{\sqrt{3}} t_w \frac{h_{cr}}{\tan(\varphi)} \quad \text{I-23}$$

Avec  $\varphi$  est l'angle présenté dans la Figure I-18.

En prenant en compte la condition suivante :

$$F_u^{(2)} = 2F^{(*)} \tan(\varphi) \quad \text{I-24}$$

Une expression de  $h_{cr}$  (Figure I-18) est ainsi déterminée. En l'intégrant dans l'expression (I-24) de  $F_u^{(2)}$ , la charge de ruine de la semelle s'écrit finalement ;

$$F_u^{(2)} = \sqrt{\frac{b_f t_f}{100 t_w^2}}^3 \sqrt{E f_{yf}^2 t_w^5 (s_s + 2t_f)} \quad \text{I-25}$$

▪ Travaux de Roberts (1981)

Roberts (Roberts 1981) a établi une expression de la charge de ruine d'un profilé non raidi en tenant compte du voilement local. L'expression s'appuie sur la résolution des mécanismes de ruine déterminée à l'aide de la méthode cinématique. Il adopte une démarche proche de celle donnée dans la référence (Bergfelt et al. 1974) mais en proposant des rotules plastiques dans l'âme pour tenir compte de sa flexion hors plan due au voilement local. Le mécanisme plastique adopté est formé par quatre rotules (ou charnières) plastiques dans la semelle et trois rotules dans la partie supérieure de l'âme au niveau de la zone proche de la charge appliquée, (Figure I-19).

Le mécanisme de ruine est représenté sur la Figure I-18 en considérant une charge répartie appliquée sur une longueur  $s_s$ . Le mécanisme dans la semelle du profilé est caractérisé par le déplacement  $\Delta_y$  de la ligne de chargement et les angles  $\Delta_\gamma$  avec  $\Delta_\gamma = \frac{\Delta_y}{\beta}$ . Le mécanisme associé aux charnières plastiques dans l'âme mobilise une variation d'angle  $\Delta_\theta$  avec  $\Delta_\theta = \frac{\Delta_y}{2\alpha \cos\theta}$ .

Les distances  $\alpha$  et  $\beta$  et l'angle  $\theta$  sont présentées dans la Figure I-19.

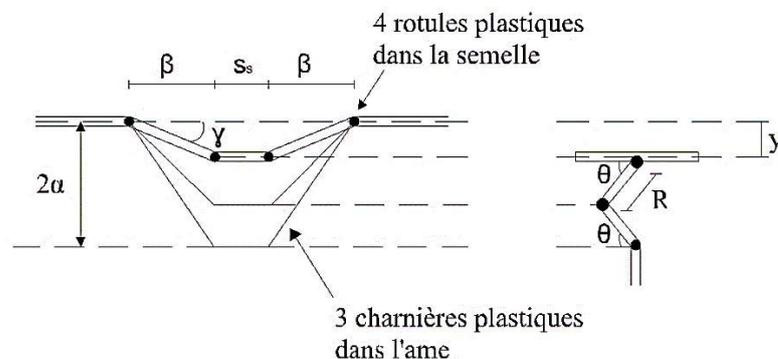


Figure I-19 : Mécanisme de ruine proposé par Roberts

Le travail des forces externes est donné par l'expression suivante :

$$W_{\text{ext}} = F_u \Delta y \quad \text{I-26}$$

Et le travail interne dans les rotules et charnières plastique est donné par la somme des travaux sur les différentes lignes de plastification comme suit :

$$W_{\text{int}} = \sum_{i=1}^4 W_{\text{int}}^{(i)} \quad \text{I-27}$$

$W_{\text{int}}^{(1)} = 4 M_{yf} \frac{\Delta y}{\beta}$  correspond au travail des quatre rotules plastiques de la semelle

$W_{\text{int}}^{(2)} = s_s m_{yw} 4\Delta\theta$  correspond au travail des trois charnières plastiques sur la longueur  $s_s$ . A noter que la charnière centrale tourne d'un angle  $2\Delta\theta$ .

$W_{\text{int}}^{(3)} = 2\beta m_{yw} 4\Delta\theta$  correspond au travail des charnières sur la longueur  $2\beta$

$W_{\text{int}}^{(4)} = \eta m_{yw} 4\Delta\theta$  correspond à l'action de  $F_u$  qui épuise l'âme en compression pure sur la longueur  $\eta$  où les charnières plastiques ne peuvent pas se développer.

L'égalité des travaux interne et externe, donne

$$F_u = \frac{4M_{yf}}{\beta} + \frac{2s_s m_{yw}}{\alpha \cos \theta} + \frac{4\beta m_{yw}}{\alpha \cos \theta} - \frac{2\eta m_{yw}}{\alpha \cos \theta} \quad \text{I-28}$$

Les positions des rotules sont considérées inconnues. Pour les déterminer, on cherche la valeur minimale de la force ultime en dérivant par rapport à la longueur  $\beta$  comme suit :

$$\frac{\partial F_u}{\partial \beta} = 0 \quad \text{I-29}$$

Cette équation permet d'obtenir le paramètre béta :

$$\beta^2 = \frac{M_{yf}}{M_{yw}} \alpha \cos \theta \quad \text{I-30}$$

Sachant que le contact est continu entre la semelle et l'âme du profilé, il est possible d'écrire la compatibilité des déformations entre la semelle et le montant d'âme lorsque la structure est dans un état déformé juste avant la ruine.

Roberts a donné la variation du diagramme des moments dans la semelle sur la longueur  $\beta$  (Figure I-20) en considérant une variation linéaire.

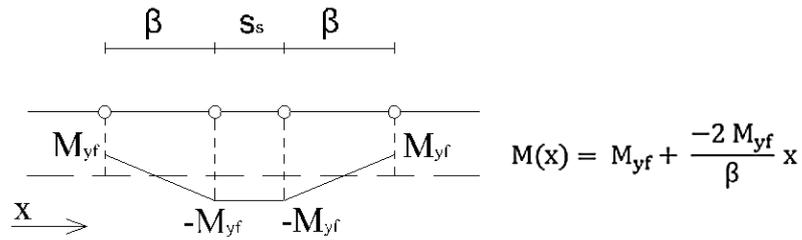


Figure I-20 : Variation du moment sur la longueur  $\beta$

La déformée maximale de la semelle peut être obtenue en intégrant l'équation suivante :

$$\frac{d^2v}{dx^2} = \frac{M(x)}{EI_f} \quad \text{I-31}$$

Avec

$$I_f = \frac{b_f t_f^3}{12} \quad \text{I-32}$$

La déformée maximale est alors égale à :

$$v(\beta) = \frac{M_{yf} \beta^2}{6EI_f} ; \beta^2 = \frac{M_{yf}}{M_{yw}} \alpha \cos \theta \quad \text{I-33}$$

Pour l'âme, l'enfoncement avant la ruine est donné par l'égalité suivante :

$$v(\theta) = 2 \alpha (1 - \sin \theta) \quad \text{I-34}$$

Si on admet que la déformation subie par l'âme est égale à celle subie par la semelle, on peut écrire l'égalité suivante (équation I-35):

$$\frac{M_{yf}^2 \alpha \cos \theta}{6 m_{yw} EI_f} = 2 \alpha (1 - \sin \theta) \quad \text{I-35}$$

On admet que les moments plastiques pour les rotules et les charnières ont les valeurs suivantes respectivement (équations I-36 et I-37):

$$M_{yf} = f_{yf} b_f \frac{t_f^2}{4} \quad \text{I-36}$$

$$m_{yw} = 2 f_{yw} \left(1 - \frac{t_w}{2}\right) \frac{t_w}{4} \quad \text{I-37}$$

En remplaçant les moments par leurs expressions dans l'équation I-35 on a

$$\frac{\cos \theta}{1 - \sin \theta} = \frac{4 E f_{yw} t_w^2}{f_{yf}^2 b_f t_f} = H \quad \text{I-38}$$

Une résolution en  $\cos\theta$  donne le résultat suivant :

$$\cos\theta = \frac{2H}{1+H^2} \approx \frac{2}{H} \text{ puisque } H \gg 1$$

Selon Roberts, la partie du travail interne  $W_{int}^{(4)}$  est à négliger car il est difficile d'obtenir une expression de la longueur  $\eta$  d'une âme purement comprimée sous un patin de chargement.

On obtient alors l'expression de la charge de ruine comme suit :

$$F_u = 2\sqrt{2}t_w^2 \sqrt{\frac{E f_{yw}^2 t_f}{\alpha f_{yf}}} + \frac{s_s E f_{yw}^2 t_w^4}{f_{yf}^2 b_f t_f \alpha} \quad \text{I-39}$$

D'autres hypothèses, listées ci-après, sont considérées pour simplifier l'expression.

- La distance  $\alpha$  est prise selon l'expression suivante :  $\alpha = 25t_w$ . Cette hypothèse est déterminée d'après les observations expérimentales.
- $f_{yf} = f_{yw}$

L'expression de la charge de ruine peut ainsi s'écrire comme suit (équation I-40) :

$$F_u = \frac{2\sqrt{2}}{5} t_w^2 \sqrt{\frac{E f_{yw}^2 t_f}{\alpha f_{yf}}} + \left[ 1 + \lambda s_s \left( \frac{t_w}{t_f} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad \text{I-40}$$

$$\text{Avec : } \lambda = \frac{1}{10\sqrt{2}} \sqrt{\frac{E f_{yw}^2}{b_f^2 f_{yf}^3}}$$

- $\frac{2\sqrt{2}}{5} = 0,566$  arrondi à 0,5
- $\lambda = \frac{3}{h_w}$

Ainsi, la formule de calcul de la charge de ruine proposée par Roberts peut s'écrire comme suit :

$$F_u = \frac{t_w^2}{2} \sqrt{E f_{yw}} \sqrt{\frac{t_f}{t_w}} \left[ 1 + 3 \frac{s_s}{h_w} \left( \frac{t_w}{t_f} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad \text{I-41}$$

En se basant sur une série de 114 essais expérimentaux pour valider la formule proposée, Roberts définit le domaine d'utilisation avec les limitations suivantes :

- Un rapport patin de chargement / hauteur d'âme limité à :  $\frac{s_s}{h_w} \leq 0,2$

- Une épaisseur de semelle supérieure à celle de l'âme :  $\frac{t_f}{t_w} \geq 3$

La résistance de l'âme aux déformations hors plan (liées à la formation des charnières plastiques) augmente lorsque son épaisseur augmente. A hauteur égale, l'élançement diminue avec l'augmentation de l'épaisseur, la ruine se produira par plastification stable de l'âme. Roberts a considéré cette condition en donnant une seconde expression de la charge de ruine à l'aide d'un mécanisme plastique stable sur la longueur :  $s_s + 2\beta$

$$F_u = \frac{4M_{yf}}{\beta} + f_{yw}t_w (s_s + \beta) \quad \text{I-42}$$

En minimisant  $F_u$  par rapport à  $\beta$ , la charge de ruine s'écrit comme suit.

$$F_u = 2t_f\sqrt{f_{yw}f_{yf}t_w b_f} + f_{yw}t_w s_s \quad \text{I-43}$$

En prenant  $s_s = 0$ , qui correspond à une charge ponctuelle, et en considérant le cas de l'élançement faible, la dernière expression correspond bien à celle proposée par Bergfelt (Bergfelt et al. 1974).

**En résumé :** les études citées précédemment ont pris en compte le phénomène d'instabilité qui peut se produire au niveau de l'âme (partie supérieure de l'âme au-dessous de la semelle chargée). Un voilement local de l'âme est ajouté à la plastification de la semelle pour déterminer de la charge de ruine du profilé comprimé ayant un élançement intermédiaire (moyen). Pour des profilés admettant des modes de ruine par instabilité locale aux niveaux des âmes, ces formules sont applicables afin de déterminer les charges de ruine.

#### 4.5. Profilés avec modes de ruine par voilement global d'âme

Le troisième mode de ruine des profilés non raidis élancés correspond au voilement global sur toute la hauteur de l'âme. Ce phénomène a été traité en s'appuyant sur des études expérimentales, analytiques et théoriques.

L'approche  $\chi - \bar{\lambda}$  est souvent utilisée pour la détermination de la charge de ruine de profilés chargés en compression. Il s'agit d'une double compression opposée ou simple. Cette approche est la plus largement utilisée puisqu'il s'agit d'une approche couvrant le mode de ruine par voilement local et global.

L'approche  $\chi - \bar{\lambda}$  est adoptée par l'Eurocode 3. Elle s'appuie sur l'évaluation de la force critique élastique de voilement  $F_{cr}$  et de la résistance plastique  $F_y$ . Les imperfections et les contraintes résiduelles sont prises en compte à travers des facteurs calibrés à partir des

résultats d'essais et ceux obtenus à l'aide des modélisations numériques. La fonction de résistance  $\chi$  ainsi calibrée représente le coefficient réducteur de la résistance plastique. Cette réduction tient compte de l'instabilité développée dans le profilé étudié.

Dans cette approche adoptée par plusieurs auteurs, la détermination de la résistance plastique est effectuée en considérant que la semelle du profilé est une poutre appuyée sur l'âme supposée non déformable (l'âme ne subit aucune instabilité hors plan). La charge critique de voilement correspond à celle d'une plaque simplement appuyée sur ses quatre bords et uniformément comprimée sur les deux bords opposés. Les deux valeurs de résistances (critique et plastique) sont les références, avec le facteur d'imperfection, pour déterminer un coefficient de réduction de la résistance plastique en vue d'obtenir la charge ultime d'un profilé non raidi comprimé.

- Travaux d'Aribert, Lachal et Moheissen (1990) :

Une série de 12 essais est effectuée par Aribert , Lachal et Moheissen (Aribert et al. 1990) sur des profilés laminés Européens dont 3 sont chargés par l'intermédiaire d'un coteau soudé sur une platine fixée à la semelle. Les modes de ruine obtenus à la fin de ces essais sont la plastification avancée de l'âme pour des profilés peu élancés ( $h_w / t_w = 15,9 - 17,8$ ) et le voilement pour des profilés plus élancés ( $h_w / t_w = 23,4 - 46$ ). Ces essais ont servi de base pour proposer les expressions de la résistance plastique et de la charge critique de voilement des profilés comprimés par une double charge localisée.

L'expression qui donne la résistance plastique se rapproche de celle donnée par l'équation (I-11), déterminée par Aribert , Lachal et Moheissen (Aribert et al. 1981) lorsque le mode de ruine est une plastification. Un terme prenant en compte la répartition de la charge sur une longueur  $s_s$  est ajouté dans la formule actuelle (I-44).

$$F_y = f_{yw} t_w [ s_s + 5 (t_f + r) + 2t ] \quad \text{I-44}$$

La détermination de la charge critique de voilement de l'âme est donnée en s'appuyant sur les expressions données par Timoshenko (Timoshenko et al. 1959) dédiées aux plaques simplement appuyées et chargées par une charge répartie sur deux bords opposés.

$$F_{cr} = \frac{4}{\pi} \frac{\pi^2 E}{12 (1 - \nu^2)} \frac{t_w^3}{h_w} \quad \text{I-45}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{F_y}{F_{cr}}} \quad \text{I-46}$$

La limite de l'élancement réduit  $\bar{\lambda} \geq 0,67$  correspond à une ruine par voilement élasto-plastique qui tend vers un voilement élastique pour des valeurs de  $\bar{\lambda}$  très grandes. Pour  $\bar{\lambda} < 0,67$ , la ruine se produit par résistance plastique sans voilement.

Pour la fonction de résistance  $\chi$ , les chercheurs ont adopté l'approche de Winter (Winter 1968) pour tenir compte des imperfections initiales de l'âme.

Cette fonction s'écrit comme suit :

$$\chi(\bar{\lambda}) = \frac{1}{\bar{\lambda}} - \frac{0,22}{\bar{\lambda}^2} \leq 1 \quad \text{I-47}$$

Finalement la charge de ruine est déterminée par l'expression ;

$$F_r = F_y \chi(\bar{\lambda}) \quad \text{I-48}$$

- Travaux de Ungermann (1990)

Ungermann (Ungermann 1990) a adopté une démarche théorique pour déterminer la charge de ruine en considérant qu'un profilé métallique soumis à la compression subit une instabilité globale à partir d'un certain élancement.

Ungerman utilise un mécanisme de ruine à trois rotules pour le calcul de la résistance plastique  $F_y$  (I-49).

$$F_y = 2 C_u t_w f_{yw} \quad \text{I-49}$$

Avec :

$$2 C_u = \frac{s_s}{2} + \sqrt{\left(\frac{s_s}{2}\right)^2 + \frac{4b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w f_{yw}}} \quad \text{I-50}$$

Ungerman a pris  $k_F = 1,273$  comme coefficient de voilement pour la détermination de la charge critique élastique de voilement  $F_{cr}$ .

$$F_{cr} = k_F \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \frac{t_w^3}{h_w} \quad \text{I-51}$$

Et finalement, pour compléter les paramètres à déterminer lors de la formulation théorique du problème de voilement, cet auteur a utilisé l'expression de l'élancement réduit  $\bar{\lambda}$  à travers l'expression de l'équation (I-46).

La charge de ruine est alors égale à :

$$F_R = 2 C_u t_w f_{yw} \left( \frac{0,525}{\bar{\lambda}} + \frac{0,375}{\bar{\lambda}^2} \right) \text{ si } \bar{\lambda} > 0,8 \quad \text{I-52}$$

$$F_R = 22 \sqrt[3]{\varepsilon^4} t_w^2 f_{yw} \text{ si } \bar{\lambda} \leq 0,8 \quad \text{I-53}$$

- Travaux de Lagerqvist et Johansson (1996)

En 1994, Lagerqvist ( Lagerqvist 1994) a étudié des profilés comprimés en s'appuyant sur une approche expérimentale. La double compression localisée « opposite patch loading » est parmi les modes de chargement utilisés. Les charges sont appliquées sur une longueur  $s_s$ , Figure I-21. Les dimensions et les caractéristiques géométriques des éprouvettes métalliques étudiées sont récapitulées dans Tableau I-1.

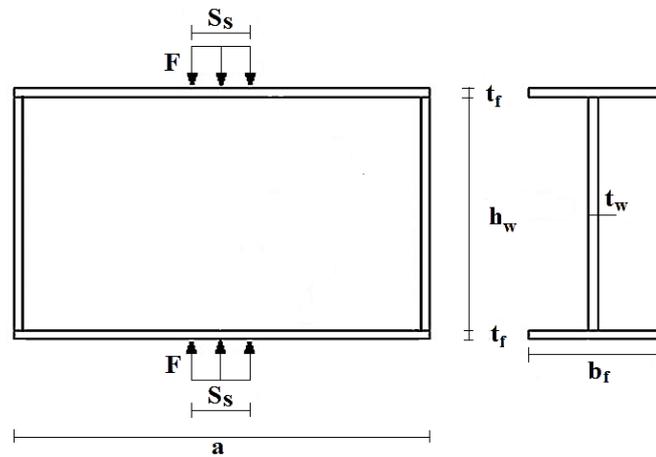


Figure I-21 : Dimensions des profilés testés par Lagerqvist

Tableau I-1 : Caractéristiques géométriques des profilés testés par (Lagerqvist 1994)

Profilé	$h_w$ (mm)	$t_w$ (mm)	$h_w/t_w$	$b_f$ (mm)	$t_f$ (mm)	$a$ (mm)	$a/h_w$
A11	239,8	3,8	60	118,5	12	1014	4,2
A21	278,1	3,8	70	119,9	12	1258	4,5
A31	319,7	3,9	80	120,1	12	1405	4,4
A42	359,6	3,8	90	120,5	11,9	1523	4,2
A62	439,9	3,8	110	120	12	1860	4,2
A72	320,7	7,9	40	120,5	11,9	1562	4,9
A82	400,5	8	50	120,4	12	1471	3,7

Les essais en double compression ont permis d'observer les modes de ruine des profilés testés, dont une onde symétrique avec plastification des semelles vers le plan moyen de l'âme (Figure I-22).

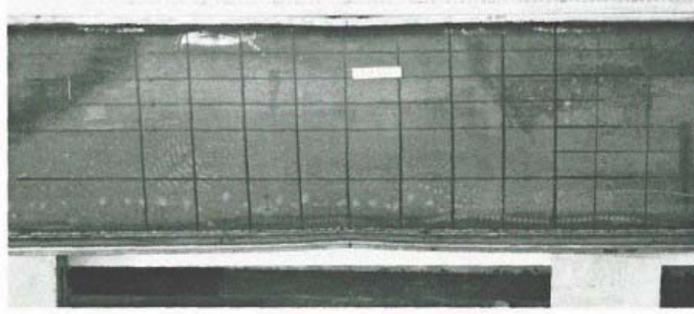


Figure I-22 : Mode de ruine d'un profilé non raidi comprimé

Les résultats sont également présentés en donnant la charge de ruine fonction de l'élanement d'âme profilé pour deux épaisseurs d'âmes et deux longueurs de chargement. Ainsi, la Figure I-23 résume les valeurs de la charge de ruine  $F_u$  en fonction de l'élanement  $h_w/t_w$ .

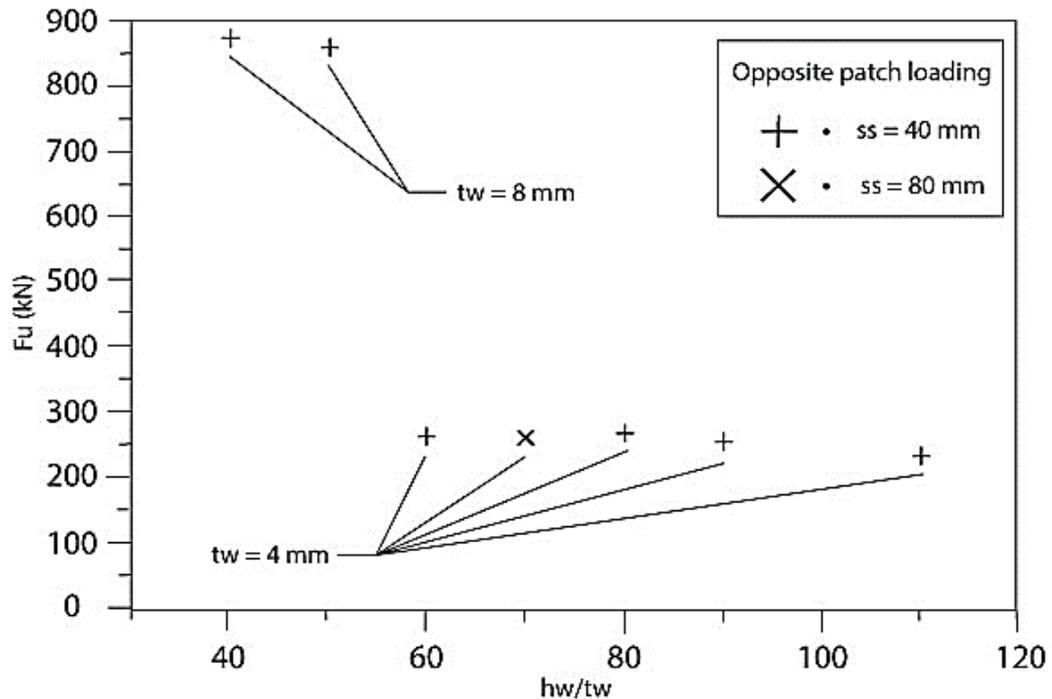


Figure I-23 : Résistance fonction de l'élanement des profilés non raidis comprimés

Pour des élanements proches mais avec une épaisseur d'âme doublée, le profilé ayant l'épaisseur d'âme la plus élevée résiste mieux (trois fois la résistance de celui avec une épaisseur d'âme faible).

**Les résultats de cette étude expérimentale sont récapitulés dans l'annexe A. nous ferons appel à quelques résultats essentiellement dans le chapitre IV pour l'évaluation des**

**expressions de l'Eurocode 3 utilisées pour déterminer la charge de ruine des profilés non raidis comprimés.**

En 1996, Lagerqvist et Johansson (Lagerqvist et al. 1996) ont étudié l'influence des caractéristiques géométriques ( $b_f$  et  $t_f$ ) et mécaniques ( $f_{yf}$  et  $\beta$ ) des semelles sur la valeur de la charge de ruine.

$\beta$  étant le rapport entre la rigidité de torsion des semelles et la rigidité de flexion de l'âme ( $\beta = \frac{b_f t_f^3}{h_w t_w^3}$ )

Pour déterminer la charge critique de voilement, Lagerqvist et Johansson ont adopté l'expression (I-54) qui est aussi utilisée par les autres chercheurs (Ungermann 1990; Aribert et al. 1990):

$$F_{cr} = k_F \frac{\pi^2 E}{12 (1 - \vartheta^2)} \frac{t_w^3}{h_w} \quad \text{I-54}$$

Deux expressions du coefficient de voilement  $k_F$  ont été proposées en tenant compte de la présence des semelles par l'introduction du coefficient  $\beta$ . Ce dernier est défini par l'expression générale suivante :

$$\beta = \frac{GK}{Dh_w} \quad \text{I-55}$$

GK représente la rigidité de torsion de la semelle exprimée par :

$$GK = \frac{E}{2 (1 + \vartheta)} \frac{b_f t_f^3}{3} \quad \text{I-56}$$

Et la rigidité de flexion du panneau d'âme  $Dh_w$  est donnée par :

$$Dh_w = \frac{E t_w^3}{12 (1 - \vartheta^2)} h_w \quad \text{I-57}$$

Alors l'expression du coefficient de voilement pour un panneau d'âme soumis à une double compression transversale localisée est donnée par l'équation (I-58), et celle pour le cas d'un panneau d'âme soumis à une simple compression transversale localisée est fourni par l'expression (I-59).

$$k_F = \left(1 + \frac{s_s}{2 h_w}\right) \left[3,4 + 1,8 \left(\frac{h_w}{a}\right)^2 + 0,1 \sqrt[4]{\beta}\right] \quad \text{I-58}$$

$$k_F = \left(1 + \frac{s_s}{2h_w}\right) \left[5,3 + 1,9 \left(\frac{h_w}{a}\right)^2 + 0,4 \sqrt[4]{\beta}\right] \quad \text{I-59}$$

Pour déterminer la résistance plastique  $F_y$  du profilé, une diffusion de la charge à  $45^\circ$  à travers la semelle est considérée. Le modèle de ruine plastique mobilise quatre rotules plastiques dans la semelle en considérant que la surface chargée est située au niveau de la jonction âme-semelle. L'âme est considérée en résistance plastique sans voilement. Ce modèle est similaire à celui de Bergfelt et Lindgren (Bergfelt et al. 1974). La différence concerne la longueur chargée considérée (Figure I-24).

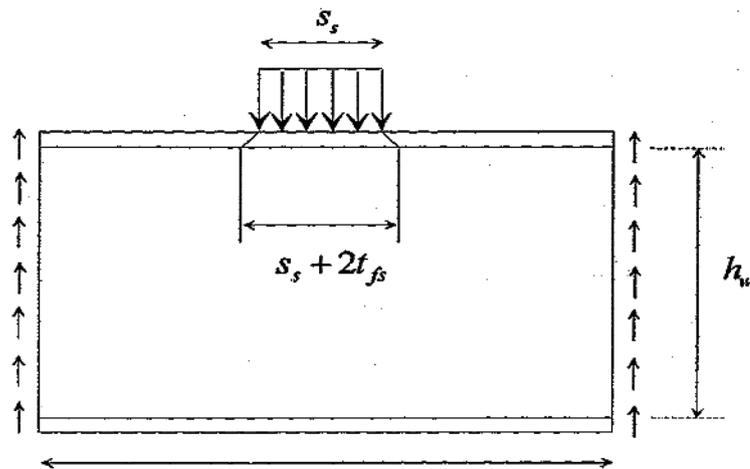


Figure I-24 : Diffusion de la charge à travers la semelle vers l'âme du profilé

Il est noté par  $M_0$  le moment résistant plastique d'une rotule externe et par  $M_1$  le moment résistant plastique d'une rotule interne. La Figure I-25 montre le mécanisme de ruine adopté par les auteurs (Lagerqvist et al. 1996).

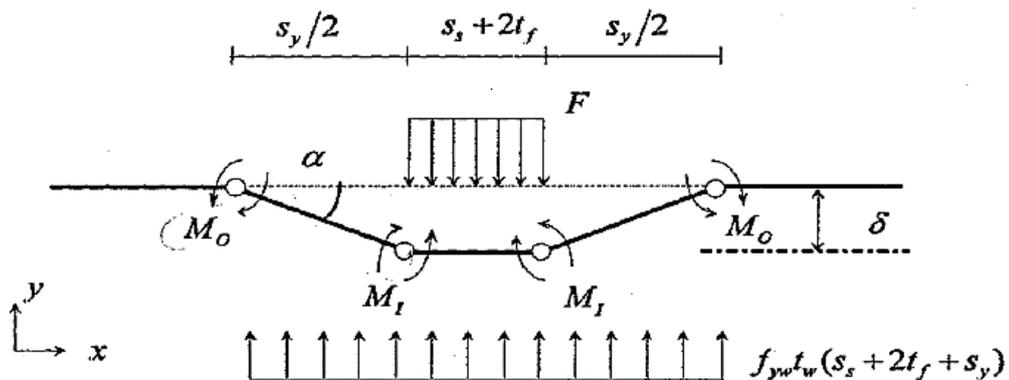


Figure I-25 : Mécanisme de ruine par (Lagerqvist et al. 1996)

L'application de la méthode cinématique est effectuée pour pouvoir écrire l'égalité entre le travail des forces extérieures et intérieures dont :

$$W_{\text{ext}} = F \delta \quad \text{I-60}$$

$$W_{\text{int}} = f_{yw} t_w \left( s_s + 2 t_f + \frac{s_y}{2} \right) \delta + 2 (M_0 + M_1) \frac{2 \delta}{s_y} \quad \text{I-61}$$

La force appliquée produisant la plastification est alors ;

$$F = f_{yw} t_w \left( s_s + 2 t_f + \frac{s_y}{2} \right) + 2 (M_0 + M_1) \frac{2}{s_y} \quad \text{I-62}$$

Pour  $F = F_y$  on a  $\left( \frac{\partial F}{\partial s_y} \right) = 0$

Cela nous permet d'écrire que  $s_s = 2 \sqrt{2} \sqrt{\frac{M_0 + M_1}{f_{yw} t_w}}$

Alors finalement, la résistance plastique admet l'expression suivante :

$$F_y = f_{yw} t_w \left( s_s + 2 t_f + 2 \sqrt{2} \sqrt{\frac{M_0 + M_1}{f_{yw} t_w}} \right) \quad \text{I-63}$$

Détermination des moments plastiques  $M_1$  et  $M_0$

Pour les rotules internes, l'âme est tendue dans le sens longitudinal et comprimée dans le sens transversal sous l'action de la charge transversale, Figure I-26. Cependant, au niveau des rotules externes, l'âme est comprimée à la fois dans le sens transversal par application de la charge extérieure, et dans le sens longitudinal par la formation de la rotule. Une certaine hauteur d'âme est alors intégrée dans le calcul du moment résistant plastique  $M_0$  des rotules externes, Figure I-27.

- Pour la section de la semelle seule : détermination de  $M_1$

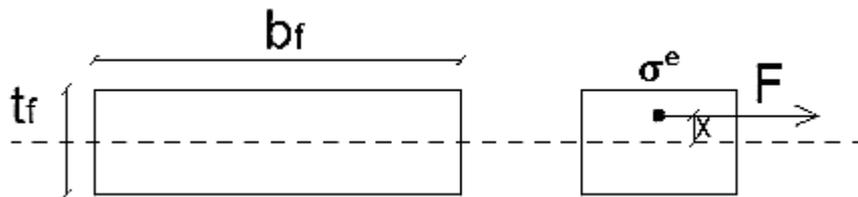


Figure I-26 : Section rectangulaire utilisée pour le calcul de  $M_1$

$$F = \sigma^e A = f_{yf} (b_f t_f) \quad \text{I-64}$$

$x$  étant la position de  $F$  par rapport à l'axe neutre, c'est le point d'application de  $F$ ,  $x =$

$$M_1 = Fx = f_{yf}(b_f t_f) \frac{t_f}{4} = f_{yf} b_f \frac{t_f^2}{4} \quad \text{I-65}$$

- Pour la section de la semelle avec la partie participante de l'âme : détermination de  $M_0$

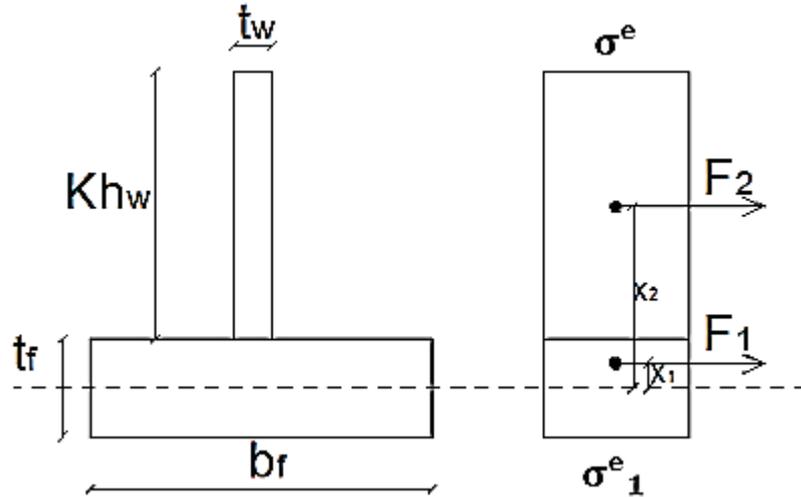


Figure I-27 : Section en T fictive utilisée pour le calcul de  $M_0$

$$F_1 = \sigma^e A = f_{yf}(b_f t_f) \quad \text{I-66}$$

$$x_1 = \frac{t_f}{4}$$

$$F_2 = \sigma^e_1 A_1 = f_{yw}(t_w Kh_w) \quad \text{I-67}$$

$$x_2 = \frac{t_f}{2} + \frac{Kh_w}{2}$$

$$M_0 = F_1 x_1 + F_2 x_2 = f_{yf} b_f \frac{t_f^2}{4} + f_{yw}(t_w Kh_w) \left( \frac{t_f}{2} + \frac{Kh_w}{2} \right)$$

$$t_f \ll Kh_w$$

$$M_0 = f_{yf} b_f \frac{t_f^2}{4} + f_{yw} t_w \frac{K^2 h_w^2}{2} \quad \text{I-68}$$

Finalement la résistance plastique est définie par l'expression suivante

$$F_y = f_{yw} t_w \left( s_s + 2 t_f + 2 t_f \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{K^2 h_w^2}{t_f^2}} \right) \quad \text{I-69}$$

A partir des résultats expérimentaux, Lagerqvist a remarqué que  $K^2$  peut être pris égal à 0,02. Cette valeur correspond à une hauteur participante au moment résistant plastique des

rotules externes qui ne dépasse pas 14% de la hauteur totale de l'âme  $h_w$  pour les âmes très élancées. Ceci correspond au cas :  $\frac{h_w}{t_w} = \frac{10 \varepsilon}{0,14} = 71,4 \varepsilon$ .

Cette valeur est supérieure à  $42\varepsilon$  et l'âme ne peut donc pas se plastifier sur toute sa hauteur puisqu'elle devient une section de classe 4.

On peut définir alors la longueur chargée efficace  $l_y$  comme suit :

$$l_y = s_s + 2 t_f (1 + \sqrt{m_1 + m_2}) \quad \text{I-70}$$

Et la résistance plastique sera alors :

$$F_y = f_{yw} t_w l_y \quad \text{I-71}$$

$m_1$  et  $m_2$  sont deux paramètres adimensionnels tels que :

$$\left. \begin{aligned} m_1 &= \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} \\ m_2 &= 0,02 \left( \frac{h_w}{t_f} \right)^2 \quad \text{si } \lambda > 0,5 \\ m_2 &= 0 \quad \text{si } \lambda \leq 0,5 \end{aligned} \right\} \lambda \text{ est l'élancement du profilé } \lambda = \frac{h_w}{t_w}$$

Finalement pour la fonction de résistance, une analyse a été menée par ces auteurs (Lagerqvist and Johansson 1996) sur la base de données de 387 essais expérimentaux existants sur des PRS et des IPE. Ces résultats expérimentaux sont représentés par un nuage de points en superposition avec un diagramme  $\chi(\bar{\lambda})$  dont  $\chi = \frac{F_u}{F_y}$  et  $\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{F_y}{F_{cr}}}$  où  $F_{cr}$  et  $F_y$  sont calculées par les expressions (I-54) et (I-71) de Lagerqvist et Johansson (Lagerqvist et al. 1996). La courbe de la fonction de résistance  $\chi(\bar{\lambda})$  est déterminée en supposant qu'elle est représentée par une expression dont la forme est de ;  $a + \frac{b}{\bar{\lambda}}$ , avec un palier à  $\chi = 1$ , a et b étant des coefficients choisis de façon que 5% des points du nuage se retrouvent en dessous de la courbe cherchée pour satisfaire la condition,  $F_u^{\text{exp}} < F_u = \chi F_y$ .

$$\chi(\bar{\lambda}) = 0,06 + \frac{0,47}{\bar{\lambda}} \leq 1 \quad \text{I-72}$$

$$F_u = \chi(\bar{\lambda}) F_y \quad \text{I-73}$$

- Travaux de Gozzi (2007), Clarin (2007) et Chacón et al (2013)

Gozzi (Gozzi 2007) et Clarin (Clarin 2007) ont repris les expressions de Lagerqvist et Johansson (Lagerqvist et al. 1996) mais, en négligeant la contribution de l'âme dans les moments résistants des rotules plastiques (sans distinction entre rotules internes et externes). Ils proposent donc de prendre  $m_2 = 0$ .

La longueur efficace devient alors :

$$l_y = s_s + 2 t_f \left( 1 + \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w}} \right) \quad \text{I-74}$$

Ensuite, ils ont proposé de calibrer la fonction de résistance  $\chi$  en se basant sur celle donnée par Müller (Müller 2003).

$$\chi(\bar{\lambda}) = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}}} \quad \text{I-75}$$

Avec

$$\varphi_p = \frac{1}{2} [1 + \alpha_p (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}] \quad \text{I-76}$$

Avec :

$$\alpha_p = 0,5$$

Et

$$\bar{\lambda}_0 = 0,6$$

En 2013, (Chacón et al. 2013) ont montré, à l'aide d'un modèle éléments finis, que d'autres paramètres aussi n'ont aucune influence directe sur la charge de ruine.

Par exemple, l'écart entre les limites d'élasticité de l'âme et de la semelle est relativement faible qu'il impacte peu la charge de ruine.

Un nouveau paramètre  $m_1^*$  est introduit dans l'expression de la longueur chargée efficace  $l_y$  au lieu du paramètre  $m_1$ .

$$l_y = s_s + 2 t_f \left( 1 + \sqrt{\frac{b_f}{t_w} + 0,02 \left( \frac{h_w}{t_f} \right)^2} \right) \quad \text{I-77}$$

Et de la même façon que Müller, (Chacon et al. 2013) ont adopté la même fonction de résistance  $\chi$  (I-75) en prenant les paramètres suivants :

$$\alpha_p = 0,75$$

Et

$$\bar{\lambda}_0 = 0,5$$

- Eurocode 3 partie 1-5 :

Les formules de calcul adoptées par l'Eurocode 3 sont basées sur celles développées par (Lagerqvist et al. 1996) avec  $s_s$  inférieure ou égale à  $\min(h_w ; 0,5 a)$ .

L'Eurocode 3 partie 1-5, a donné une expression de la charge critique élastique  $F_{cr}$  similaire à celle adoptée par Lagerqvist (I-54). Le coefficient de voilement  $k_F$  est déterminé comme suit :

$$k_F = 3,5 + 2 \left( \frac{h_w}{a} \right)^2 \text{ pour une double compression transversale localisée.}$$

$$k_F = 6 + 2 \left( \frac{h_w}{a} \right)^2 \text{ pour une simple compression transversale localisée.}$$

Pour l'expression de la résistance plastique  $F_y$ , l'Eurocode 3 partie 1-5 a repris la même que celle de Lagerqvist. (Formule I-71).

Pour la charge ultime, la fonction de résistance est prise égale à :

$$\chi(\bar{\lambda}_F) = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1 \tag{I-78}$$

Enfin, l'expression de la charge de ruine pour les deux cas de chargement est la suivante:

$$F_u = \chi F_y \tag{I-79}$$

**Ces expressions seront évaluées dans le chapitre IV.**

- Travaux de Mezghanni (2013)

(Mezghanni 2013) a adopté le modèle d'un profilé soumis à une double charge de compression localisée de part et d'autre de l'âme. Les expressions existantes dans la littérature pour ce modèle sont limitées à des profilés ayant de faibles hauteurs. Au cours de cette étude Mezghanni a traité le cas des profilés plus élancés par rapport à ceux présentés dans la littérature. En effet, une série d'essai regroupés en deux campagnes principales composées

chacune de trois profils a été effectuée. Les profils étudiés ont des élancements ( $\frac{h_w}{t_w}$ ) qui varient entre 162 et 130,2. La Figure I-28 et le Tableau I-2 résument les caractéristiques géométriques des profils testés par (Mezghanni 2013).

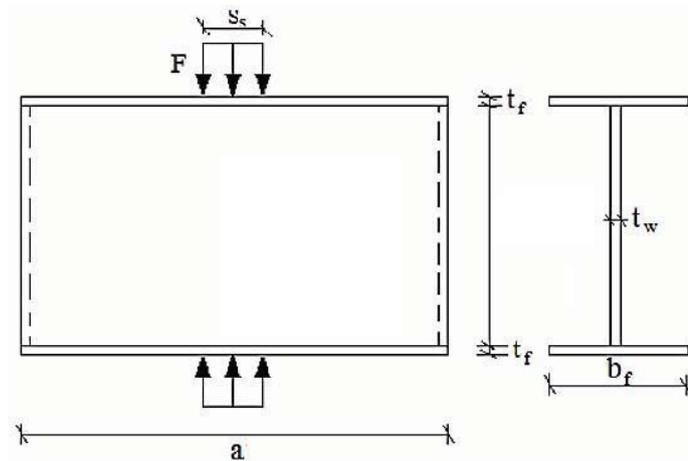


Figure I-28 : Profilé élancé soumis à une double charge de compression localisée

Tableau I-2:Caractéristiques géométriques des profils testés par (Mezghanni 2013)

Profilé	$h_w$ (mm)	$t_w$ (mm)	$h_w/t_w$	$b_f$ (mm)	$t_{fs}$ (mm)	$t_{fi}$ (mm)	$a$ (mm)
Pr	810	5	162	221	10	10	2460
P0 I	653	5	130,6	243	10	25	2130
P0 II	635	5	130,6	243	10	25	2325

Il s'agit de profils plus élancés que ceux étudiés par Lagerqvist. Les résultats de ces essais alimenteront notre base expérimentale. Les modes de ruine observés consolident ceux de Lagerqvist. Cependant, pour des élancements plus élevés, le mode de ruine commence à changer de forme, Figure I-29.



Figure I-29 : Mode de ruine d'un profilé avec un élancement d'âme égal à 160

**Les résultats issus de ces essais de compression enrichiront la base expérimentale construite lors de ce travail. Les résultats sont récapitulés dans l'annexe B.**

Les essais sont utilisés pour valider un modèle éléments finis qui a permis de mener une étude paramétrique. L'étude a analysé l'influence des paramètres utilisés par Lagerqvist sur le coefficient de voilement. En effet, trois paramètres principaux sont étudiés :  $\beta$  tient compte des maintiens apportés par les semelles sur le panneau d'âme et varie entre 1 et 128,  $\frac{a}{h_w}$  représente le rapport longueur/hauteur d'âme du profilé et varie entre 1 et 4, et  $\frac{s_s}{h_w}$  représente le rapport patin de chargement/hauteur d'âme et varie entre 0 et 0,5. (Mezghanni 2013) a construit un modèle éléments finis en utilisant le logiciel Cast3m et les éléments coques triangulaires à trois nœuds DKT, (Figure I-30).

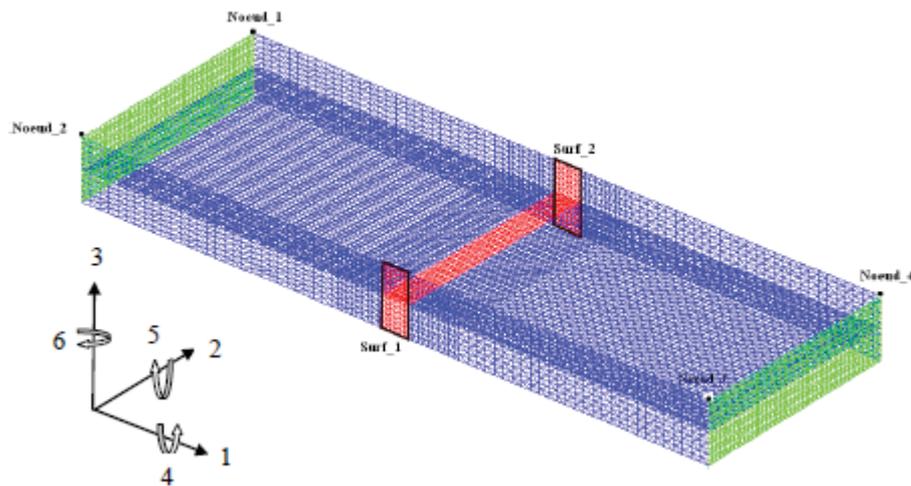


Figure I-30 : Modèle éléments finis d'un profilé comprimé par (Mezghanni 2013)

Le profilé modélisé est non raidi et soumis à la double charge de compression. Le calcul est effectué en deux étapes dont la première consiste à construire initialement une structure idéale géométriquement puis introduire un défaut initial conforme à la déformée du premier mode propre d'instabilité. En plus du mode d'instabilité, le premier calcul permet de déterminer la charge critique de voilement qui correspond à la théorie linéaire de stabilité. La deuxième étape est un calcul en déplacement imposé appliqué sur la structure déformée. Il s'agit d'un calcul incrémental en grands déplacements. Ce modèle numérique a été utilisé pour une large étude paramétrique qui couvre des élancements importants allant jusqu'à 333,33.

**Une collecte de données numériques est ainsi construite et les résultats sont récapitulés dans l'annexe B. Quelques résultats expérimentaux et numériques seront**

**utilisés dans le chapitre IV pour l'évaluation des expressions données par l'Eurocode 3 partie 1-5 dédiées au calcul de la charge de ruine des profilés non raidis.**

Les études expérimentales et numériques sont utilisées par les auteurs pour la détermination et la validation d'une expression analytique permettant de déterminer la charge de ruine des profilés non raidis comprimés ayant des élancements importants. Mezghanni a utilisé la même approche  $\chi$ - $\lambda$  adoptée par Lagerqvist, Gozzi, Clarin et Chacon. Pour le calcul de la charge critique de voilement du profilé, il combine l'expression qui fournit le coefficient de voilement d'une plaque simplement appuyée  $k_{crs}$  avec l'expression d'une plaque encastree sur les deux bords  $k_{crf}$  et les paramètres suivants  $\psi$ ,  $\lambda$  et  $\beta$ . Le coefficient de voilement  $k_{cr}$  (I-80) est calibré sur la base des résultats de modélisation.

Pour  $1 \leq \frac{a}{h_w} \leq 1,1$

$$k_{cr} = \frac{k_{crs} + k_{crf} \lambda \beta}{1 + \beta} \quad \text{I-80}$$

Avec :

$$\lambda = 0,178 \left( \frac{a}{h_w} \right)^2 - 1,139 \left( \frac{a}{h_w} \right) + 2,541 \quad \forall \quad 1 \leq \beta \leq 1,34$$

$$\lambda = 0,148 \left( \frac{a}{h_w} \right)^2 - 0,95 \left( \frac{a}{h_w} \right) + 2,118 \quad \forall \quad 1,34 \leq \beta \leq 128$$

Pour  $1,1 \leq \frac{a}{h_w} \leq 4$

$$k_{cr} = \frac{k_{crs} + k_{crf} \psi \beta}{1 + \psi \beta} \quad \text{I-81}$$

Avec :

$$\psi = 0,086 \left( \frac{a}{h_w} \right)^2 - 0,55 \left( \frac{a}{h_w} \right) + 1,225 \quad \forall \quad 1 \leq \beta \leq 3,91$$

$$\psi = 0,38 \left( \frac{a}{h_w} \right)^2 - 2,437 \left( \frac{a}{h_w} \right) + 5,436 \quad \forall \quad 3,91 \leq \beta \leq 128$$

En effet, si  $\beta$  tend vers 0 on remarque que l'expression tend vers  $k_{crs}$  et dans l'autre cas, l'expression est très proche de  $k_{crf}$ .

Il faut noter que  $\lambda$  et  $\psi$  sont deux coefficients qui représentent l'influence du coefficient d'aspect d'âme  $\frac{a}{h_w}$  sur le coefficient de voilement  $k_{cr}$ .

Pour la résistance plastique  $F_y$  de la structure, le mécanisme à quatre rotules plastiques a été adopté.

$$F_y = f_{yw} t_w l_y \quad \text{I-82}$$

Avec

$$l_y = s_s + 2 t_f + \sqrt{\frac{4 f_{yf} b_f t_f^2}{f_{yw} t_w} + 0,0784 h_w^2} \quad \text{I-83}$$

Cette expression tient compte de la diffusion de charge à travers la semelle. Si la semelle a une épaisseur très faible ( $t_f$  tend vers zéro), la valeur de  $l_y$  tend vers  $s_s$  et un pourcentage de la hauteur de l'âme  $h_w$  et la charge peut être supposée appliquée directement sur l'âme. Dans ce cas, l'expression  $l_y$  devient :

$$l_y = s_s + 0,28 h_w \quad \text{I-84}$$

Alors  $l_y$  est dans ce cas en relation directe avec la hauteur d'âme  $h_w$ .

La fonction  $\chi(\bar{\lambda})$  est la solution de l'équation déterminée par analogie avec l'équation de Ayrton-Perry dédiée au flambement des poteaux :

$$(1 - \chi)(1 - \chi\bar{\lambda}) = \eta\chi \quad \text{I-85}$$

Avec  $\eta$  le coefficient d'imperfection généralisé défini par :

$$\eta = \alpha_p (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \quad \text{I-86}$$

$\chi(\bar{\lambda})$  peut prendre alors cette expression :

$$\chi(\bar{\lambda}) = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}}} \quad \text{I-87}$$

Où :

$$\varphi_p = \frac{1}{2} [1 + \alpha_p (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}] \quad \text{I-88}$$

Avec:

$$\alpha_p = 0,05$$

Et :

$$\bar{\lambda}_0 = 0,8$$

**Parmi les expressions présentées dans ce chapitre pour déterminer la résistance des panneaux non raidis comprimés, celles communément utilisées seront évaluées dans le chapitre IV, en les comparant à nos propres résultats expérimentaux et numériques .**

La présente étude a pour objectif de caractériser la zone comprimée d'un assemblage et de déterminer sa capacité de résistance notamment aux instabilités. Les études issues de la bibliographie ont montré que l'instabilité augmente avec l'augmentation de l'élancement. Les doublures d'âme sont des solutions de renforcement mais elles augmentent la résistance de façon relativement limitée. Dans les zones comprimées des assemblages, les raidisseurs transversaux constituent les solutions les plus adaptées. Cependant, ils ont fait l'objet de peu d'études. La partie suivante présente quelques illustrations de panneaux raidis, leurs comportements ainsi que les formules permettant d'évaluer leurs résistances.

## 5. Profils raidis

Différents types de raidisseurs d'âme sont utilisés dont on peut citer : les raidisseurs longitudinaux (Figure I-31), transversaux (Figure I-32) et diagonaux (Figure I-33).

Les raidisseurs transversaux sont utilisés pour augmenter la résistance du profilé vis-à-vis de la traction ou de la compression. Les raidisseurs longitudinaux sont mis en place pour réduire la longueur de voilement et les raidisseurs diagonaux permettent d'améliorer la résistance au cisaillement du panneau d'âme du poteau.

Les dimensions et les positions des raidisseurs restent des points clés à étudier.

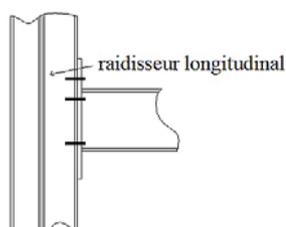


Figure I-31 : Ame raidie par un raidisseur longitudinal

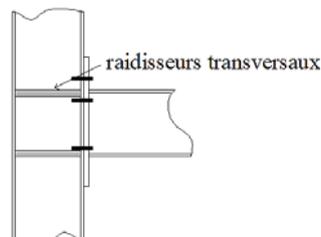


Figure I-32 : Ame raidie par des raidisseurs transversaux

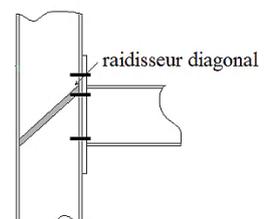


Figure I-33 : Ame raidie par un raidisseur diagonal

Différents types de raidisseurs existent pour le renforcement des parois d'âmes comprimées. Ils peuvent être à section fermée ou à section ouverte et ils peuvent être disposés de façon symétrique (Figure I-34) ou non (Figure I-35) par rapport à la paroi d'âme renforcée (Maquoi 1993; Steelconstruction 2016).

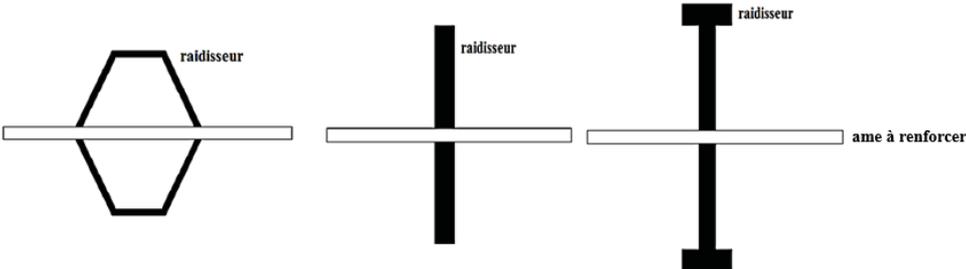


Figure I-34 : Raidisseurs symétriques

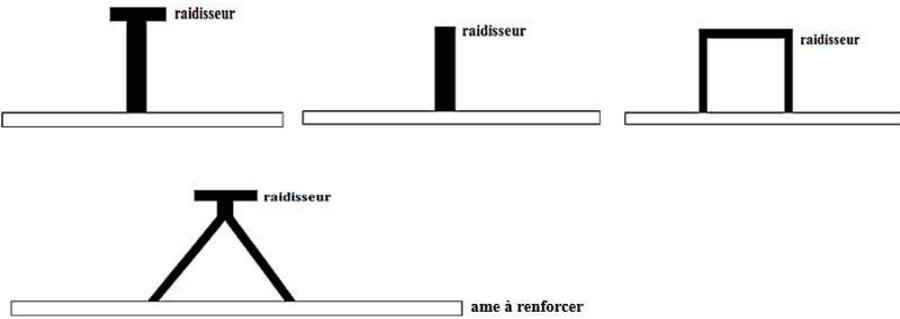


Figure I-35 : Raidisseurs dissymétriques

Les raidisseurs peuvent être souples ou rigides au regard de leur rigidité relative par rapport à celle du panneau renforcé (Maquoi 1993). Les Figures I-36 et 37 illustrent des raidisseurs longitudinaux (souple et rigide).

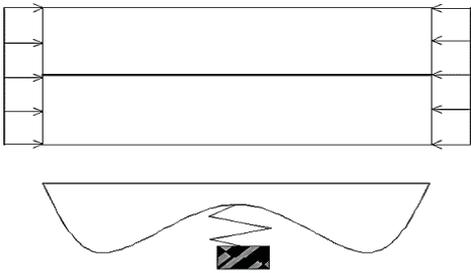


Figure I-36 : Raidisseur souple

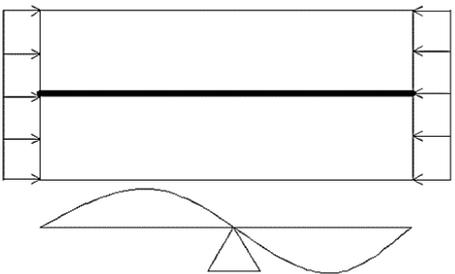


Figure I-37 : Raidisseur rigide

Comme les raidisseurs sont utilisés pour renforcer les panneaux comprimés, il est nécessaire d'identifier le comportement du système panneau-raisseur vis-à-vis des instabilités.

On s'intéresse dans cette étude aux raidisseurs transversaux soumis à un effort de compression. Ces raidisseurs sont généralement utilisés pour renforcer les zones comprimées des panneaux d'âmes de poteaux dans les assemblages poteaux-poutres.

### 5.1. Âme comprimée raidie dans un assemblage bilatéral symétrique

Peu d'études existent sur les profilés métalliques raidis transversalement. (Graham et al. 1959) ont testé un assemblage entier avec un raidisseur en zone comprimée ainsi qu'en zone tendue. Le but de ces essais est de comparer un assemblage non raidi avec un assemblage raidi par des raidisseurs transversaux alignés sur les semelles des poutres. Les Figures I-38 et I-39 montrent les assemblages testés entre un poteau et deux poutres sollicitées en flexion. La zone ciblée dans l'étude est la partie comprimée.



Figure I-38 : Assemblage non raidi testé par (Graham et al. 1959)



Figure I-39 : Assemblage raidi testé par (Graham et al. 1959)

Pour l'assemblage non raidi, la ruine s'est produite dans la zone comprimée d'âme du poteau. Cependant, pour l'assemblage raidi, la semelle comprimée de la poutre atteint sa limite après une certaine plastification, les raidisseurs renforcent l'âme du poteau d'une manière satisfaisante.

Les résultats sont récapitulés dans la Figure I-40. Les différences en termes de résistance sont montrées à travers la comparaison des deux courbes A-1 (sans raidisseurs) et B-8 (avec raidisseurs).

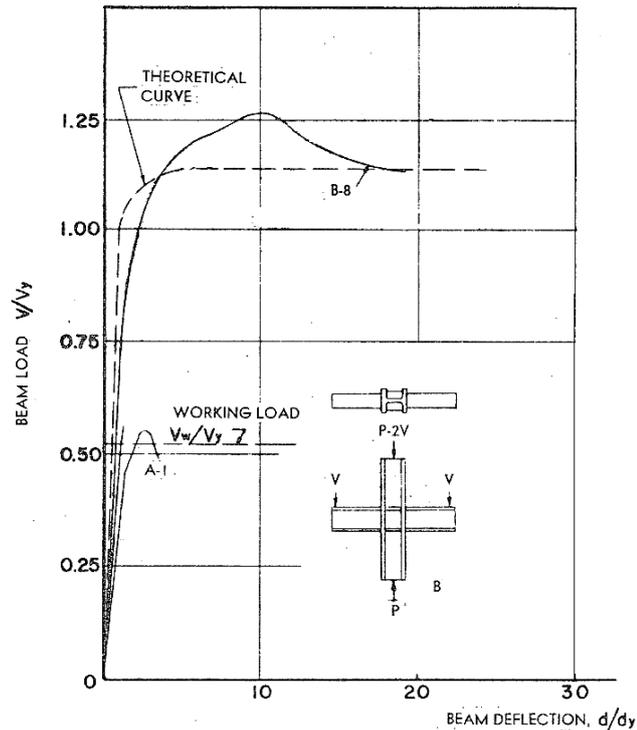


Figure I-40 : Résultats de l'essai sur un assemblage entier en flexion (avec et sans raidisseurs)

Il est clairement montré que les raidisseurs augmentent la résistance d'un tel assemblage. Les raidisseurs sont disposés dans la continuité des semelles des poutres dans les zones comprimée et tendue de l'âme du poteau. Ils ont permis de modifier le mode de ruine de l'assemblage en passant de l'âme du poteau à la semelle comprimée de la poutre.

Il était montré par la suite de l'étude de (Graham et al. 1959) que la zone comprimée ou tendue d'un assemblage non raidi peut être représentée par un profilé équivalent soumis à la compression ou à la traction respectivement.

## 5.2. Comportement des âmes raidies transversalement

Les raidisseurs transversaux peuvent être comprimés directement ou sollicités par le champ diagonal dans une poutre en flexion. En effet, un raidisseur transversal renforce les panneaux soumis au cisaillement comme à la compression.

Ainsi, le comportement des raidisseurs transversaux est observé sous différents types de sollicitations. Les raidisseurs soumis directement à des efforts dans leurs plans sont susceptibles de subir une compression pure. Cependant, les raidisseurs verticaux situés au milieu des poutres à âmes élancées sollicités en flexion reprennent un cisaillement.

### 5.2.1. Raidisseur cisailé

De même que pour l'Eurocode 3 partie 1-5, les spécifications de l'AASHTO (AASHTO 2017) et de l'AISC (AISC 2021) exigent qu'un raidisseur transversal intermédiaire fixé sur le panneau cisailé soit dimensionné pour avoir une zone appropriée afin de résister à la compression qui se développe en raison de la tension diagonale dans la phase post-flambement. Le raidisseur doit être aussi dimensionné pour avoir une rigidité de flexion appropriée afin de répondre à la condition simplement appuyée lorsque l'âme du panneau atteint sa capacité en voilement.

Cependant, (Basler 1960) a suggéré une équation pour le calcul de ce type de raidisseurs. Selon des études récentes, l'hypothèse de Basler qui conduit à une équation conservatrice est discutable. Cette hypothèse s'appuie sur le fait qu'un raidisseur disposé transversalement doit nécessairement subir une compression due aux forces de traction diagonales développées lors de la phase post flambement. Lee, Yoo et Yoon (Lee et al. 2002) ont étudié le comportement des raidisseurs transversaux en utilisant des analyses non linéaires 3D par éléments finis (Figure I-41). Les résultats de cette modélisation ont révélé que le raidisseur transversal n'est pas nécessairement soumis à une compression axiale dans la phase post-flambement, et par conséquent, l'exigence de surfaces minimales peut être annulée. Un modèle de transfert de cisaillement appelé « analogie des cellules de cisaillement » est présenté afin de décrire le comportement post-flambement de l'âme du panneau en cisaillement d'une manière différente des approches existantes dans la littérature. Cette analogie est également utilisée pour expliquer pourquoi les contraintes de compression axiales ne se développent pas dans les raidisseurs transversaux.

Les dimensions du raidisseur transversal dans les spécifications de l'AASHTO (AASHTO 2017), qui sont basées sur les études de (Basler 1960), sont conservatrices. Ce dernier a formulé l'équation de dimensionnement sous l'hypothèse que la tension diagonale développée dans la phase post-flambement doit être supportée par le raidisseur transversal. Ce processus aboutit souvent à des raidisseurs ayant des dimensions importantes.

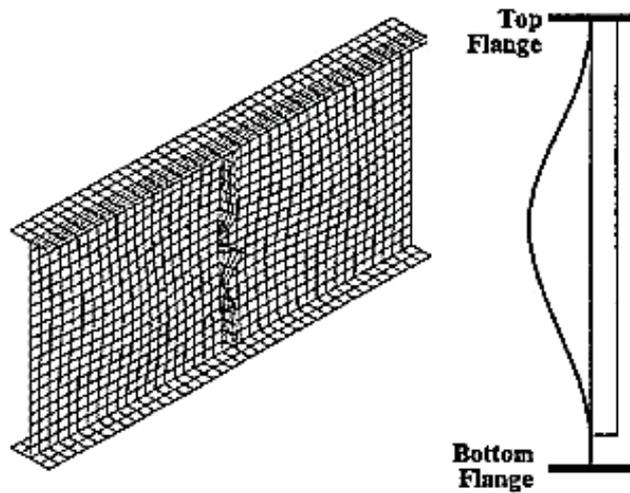


Figure I-41 : Déformation de l'âme et du raidisseur à la ruine

(Lee et al. 2003) ont montré que le raidisseur transversal n'est pas nécessairement soumis à une force de compression axiale. La Figure I-42 montre la sollicitation subie par le raidisseur.

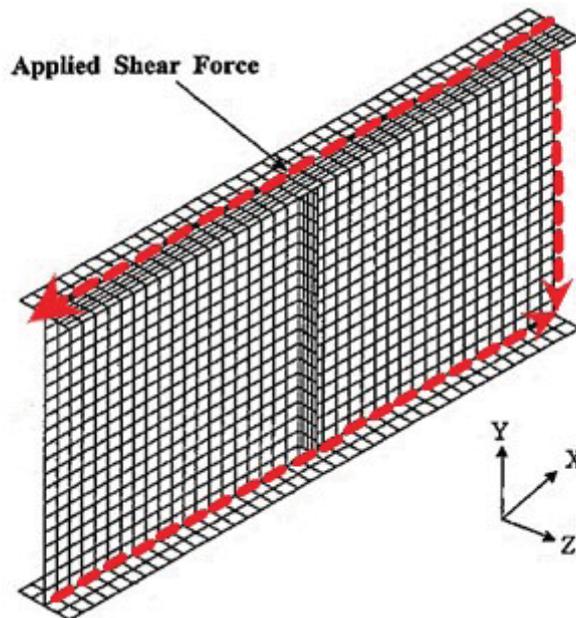


Figure I-42 : Sollicitations du raidisseur partiel

(Lee et al. 2003) ont mené une étude expérimentale sur le comportement des raidisseurs transversaux en phase post-flambement. Le dispositif expérimental décrivant les essais effectués par Lee et al est présenté dans la Figure I-43 (avec  $D$  la hauteur du profilé testé et  $d_0$  la distance du raidisseur testé aux raidisseurs adjacents). Les résultats des essais expérimentaux, Figure I-44, ont confirmé les résultats antérieurs (que le raidisseur transversal n'est pas

nécessairement soumis à une force de compression axiale). Une nouvelle règle de dimensionnement des raidisseurs transversaux est formulée à l'aide d'une étude numérique non linéaire vérifiée sur la base des résultats des essais expérimentaux.

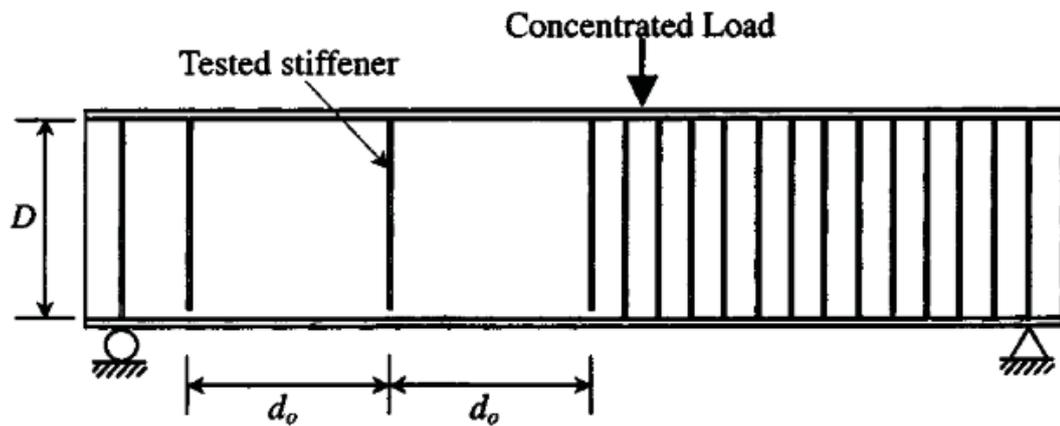


Figure I-43 : Dispositif expérimental de (Lee et al. 2003)

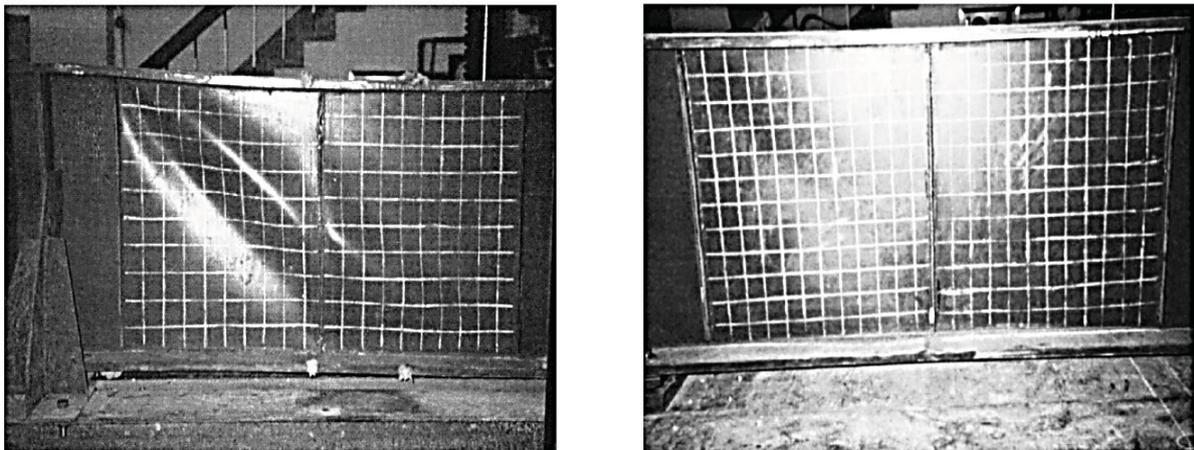


Figure I-44 : Modes de ruine des raidisseurs après l'essai (Lee et al. 2003)

(Lee et al. 2002) ont rapporté que l'exigence de section n'est pas nécessaire parce que le raidisseur transversal n'a pas besoin de résister à la force de compression requise pour maintenir l'équilibre des champs de traction diagonale pendant le flambement. À partir de l'étude paramétrique de Lee et al ( Lee et al. 2003) basée sur les analyses par éléments finis non linéaires et les résultats des essais expérimentaux, il est suggéré que le moment d'inertie du raidisseur transversal soit porté à six fois la valeur actuellement requise par AASHTO, et que l'exigence sur la section soit éliminée. Cependant, il convient de noter que la rigidité du raidisseur n'a pas besoin d'être augmentée six fois lorsque le paramètre d'élancement  $\lambda = (D/t_w)$

est inférieur ou égal à 1,38. La nouvelle règle de conception s'applique également aux parois raidies longitudinalement.

(Lee et al. 2014) ont formulé un ensemble d'équations de dimensionnement, à partir d'analyses de régression non linéaire des résultats MEF, qu'ils ont confrontées aux dispositions actuelles des spécifications AISC et AASHTO. L'équation de dimensionnement pour le flambement élastique dans les spécifications AISC et AASHTO est trop conservatrice, en particulier lorsque le rapport d'aspect ( $d_0/D$ ) est supérieur à 1. De plus, l'équation de dimensionnement pour le post-flambement dans les spécifications AISC et AASHTO aboutit à des résultats largement conservateurs en raison d'une simplification excessive.

La partie précédente est consacrée à l'étude des raidisseurs soumis au cisaillement. Dans ce qui suit, les études traiteront le raidisseur soumis à la compression pure.

#### 5.2.2. Raidisseur comprimé

- Travaux de (Khanh 2012) et approches de l'Eurocode 3 partie 1-5

(Khanh 2012) a détaillé la démarche proposée dans l'Eurocode 3 partie 1-5 (EN1993-1-5 2000) pour la détermination de la charge ultime d'une plaque raidie transversalement soumise à une double charge de compression uniforme.

En effet, il s'agit d'une interpolation entre le flambement du raidisseur en utilisant un modèle de flambement de poteau, Figure I-45, et le voilement global d'une plaque orthotrope équivalente obtenue en étalant les raidisseurs, Figure I-46.

Le coefficient réducteur final  $\rho_c$ , à appliquer à la plaque raidie sous compression, est obtenu par interpolation entre  $\chi_c$  et  $\rho$  qui sont les coefficients réducteurs du poteau et de la plaque orthotrope. Ce coefficient tient compte d'une certaine interaction entre les comportements en plaque et en poteau.

Cette méthode permet de déterminer la résistance ultime d'une plaque raidie en s'appuyant sur la détermination d'une section efficace résistante.

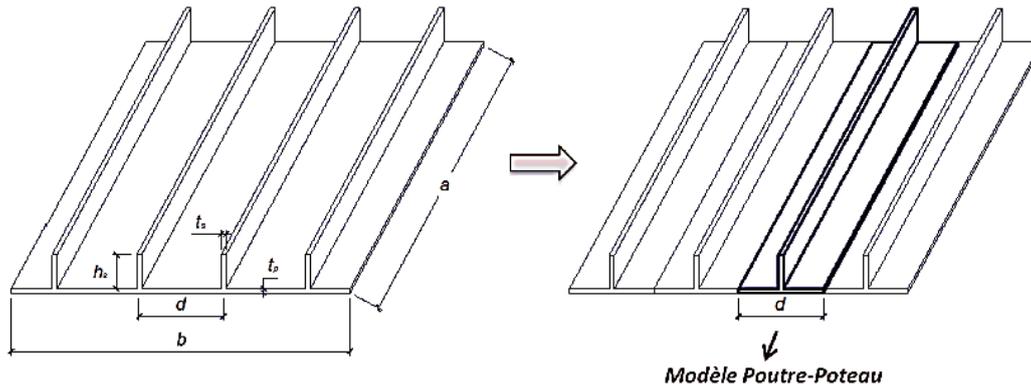


Figure I-45 : Modèle poutre-pouteau

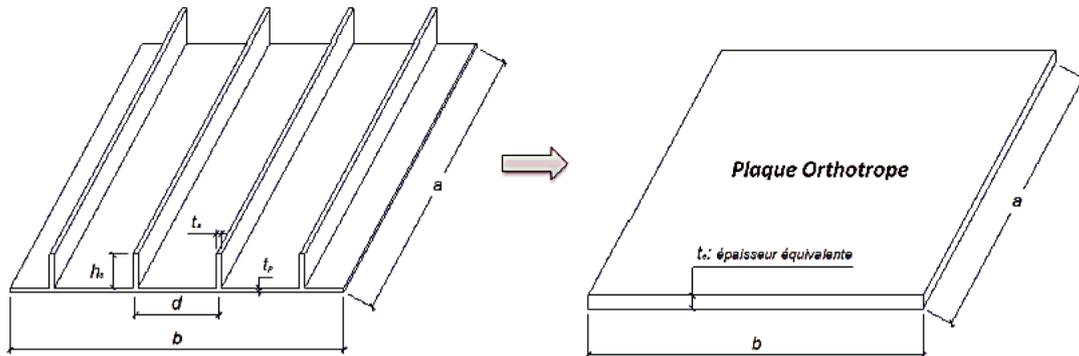


Figure I-46 : Modèle plaque orthotrope

Les formules souvent utilisées sont listées ci-dessous.

Comportement en poteau

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 E I_{sl,1}}{A_{sl,1} a^2}$$

$$\chi_c = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_c^2}}$$

$$\phi = 0,5 [1 + \alpha_e (\bar{\lambda}_c - 0,2) + \bar{\lambda}_c^2]$$

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09}{\frac{i}{e}}$$

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,c}}}$$

$$F_u = A_{c,eff} \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$$

$$A_{c,eff} = \rho_c A_{eff,loc} + \sum b_{edg, eff} t$$

$$\rho_c = \chi_c + (\rho - \chi_c)(2 - \xi)\xi$$

Comportement en plaque

$$\sigma_{cr,p} = k_{\sigma,p} \sigma_E$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p^2}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\beta_{A,c} f_y}{\sigma_{cr,p}}}$$

$$\beta_{A,c} = \frac{A_{sl,1,eff}}{A_{sl,1}}$$

I-89

I-90

I-91

$$\xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1$$

I-92

Avec ;

$\alpha = 0,34$  pour une section fermée

$\alpha = 0,49$  pour les raidisseurs à section ouverte.

$$\text{Et } i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}}$$

$e = \max(e_1; e_2)$  dont  $e_1$  et  $e_2$  sont respectivement les distances de l'axe neutre du raidisseur seul et du plan moyen de la plaque mesurées par rapport à l'axe neutre de la section efficace constituée du raidisseur et des parties adjacentes de plaque.

Les formules détaillées par (Khanh 2012) sont données dans l'Eurocode 3 partie 1-5 (EN1993-1-5 2000). Ces formules sont dédiées au calcul de la charge de ruine des âmes raidies transversalement soumises à la compression. Une évaluation de cette démarche est ensuite effectuée dans le chapitre IV de la présente thèse en s'appuyant sur ses propres résultats expérimentaux et numériques. L'évaluation permettra de définir les limitations des expressions listées ci-dessus.

- L'AISC

Pour certaines spécifications constructives, l'AISC (AISC 2021) permet l'utilisation de raidisseurs transversaux partiels soudés à une semelle et une partie de l'âme, Figure I-47, d'une paire de raidisseurs transversaux, ou d'une doublure d'âme de poteau pour résister aux forces de compression générées par les semelles comprimées des poutres. Dans le cas du vent et des applications faiblement sismiques, le raidisseur transversal peut être soudé ou être juste en appui avec la semelle chargée de poteau. Dans les applications hautement sismiques, le raidisseur transversal doit être soudé à la semelle chargée pour développer sa pleine résistance. L'utilisation des raidisseurs à hauteurs partiels est dans le but de minimiser la taille de la soudure d'angle utilisée pour la fixation du raidisseur à la semelle du profilé. Dans les applications faiblement sismiques, les raidisseurs transversaux ne sont nécessaires que si la force concentrée apportée par les semelles des poutres dépasse la résistance de l'âme du poteau. En réalité, cette force serait répartie entre l'âme et les raidisseurs transversaux sur la base de leurs résistances relatives respectives (Carter 2003).

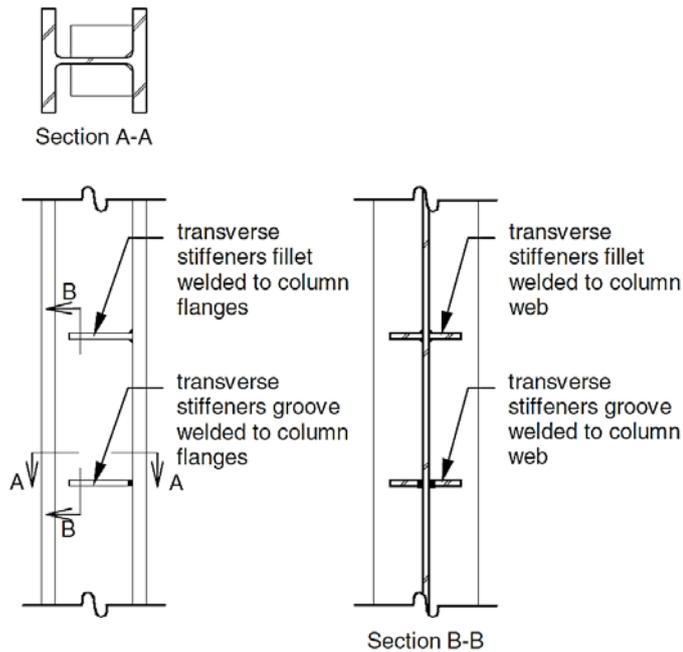


Figure I-47 : Raidisseur partiel

L’AISC ne donne pas une démarche claire pour le calcul de la résistance des profilés raidis transversalement par des raidisseurs partiels et soumis à la compression. Le cas de la double compression aussi n’est pas traité. Pour l’AISC, c’est la soudure de ces raidisseur (type, calcul et méthodologie) qui est mise en valeur.

**Dans le chapitre IV, une étude de profilés avec différentes configurations de raidisseurs partiels est proposée ainsi qu’une démarche de calcul détaillé.**

### 5.3. Raidisseur comprimé et similitude avec poteau en flambement

#### 5.3.1. Modèle représentatif d’une âme raidie comprimée

Certains essais montrent que les parois raidies comprimées flambent en flexion, flexion-torsion ou torsion en fonction des caractéristiques géométriques et mécaniques (Bougoffa et al. 2021). Ainsi, le traitement d’un raidisseur comprimé peut être considéré similaire à celui d’un poteau de section spécifique. Peu d’auteurs se sont intéressés à ce sujet en faisant le lien entre section équivalente du raidisseur et section adaptée de poteau bien que l’Eurocode 3 propose une démarche de dimensionnement des poteaux sensibles au flambement par torsion.

En 2001, (Sheikh et al. 2001) ont traité le cas des plaques raidies soumises à la double compression. Pour ce faire, un modèle numérique est développé en admettant que pour une plaque raidie par plusieurs raidisseurs, un poteau à section formée par la section du raidisseur

et une partie participante de l'âme peut représenter la paroi raidie comme le montre la Figure I-48.

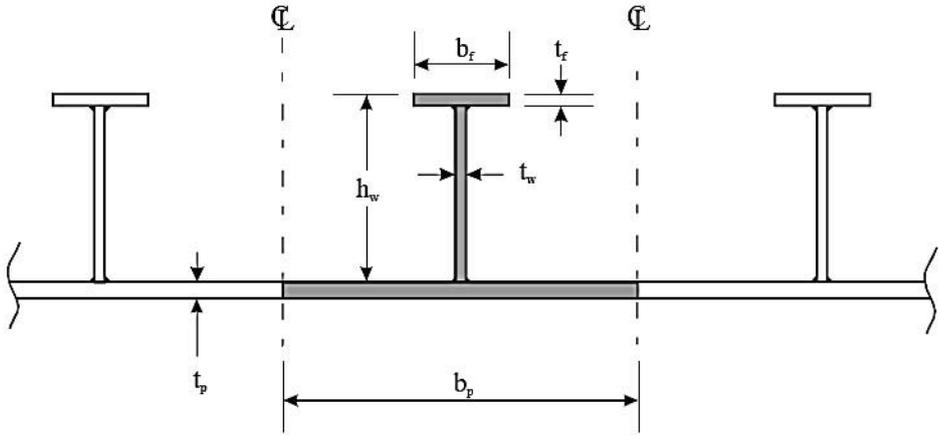


Figure I-48 : Dimensions requises pour une plaque raidie

Les auteurs ont défini ce mode de flambement en poteau pour des conditions très précises. Ceci concerne la position de la charge ainsi que l'élément déclencheur de l'instabilité qui correspond à celui qui subit une instabilité en premier puis la pilote, Figure I-49. Cette étude traite le raidisseur en tant que poteau susceptible de flamber.

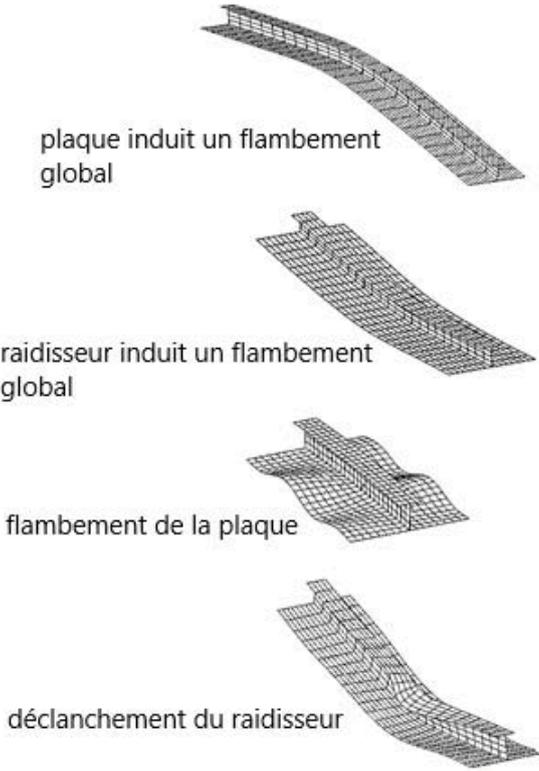


Figure I-49 : Les modes de ruines possibles d'une plaque raidie

En 2006, Wang, Grondin et Elwi (Wang et al. 2006) ont renforcé cette dernière étude par une campagne d'essais combinée à des modélisations numériques. La Figure I-50 montre une paroi renforcée par un raidisseur en T soumise à la double charge de compression à travers des plaques soudées à ses extrémités pour l'application du chargement. Cette étude a permis d'étudier l'effet de l'excentrement de la charge de compression sur le mode de flambement de la paroi raidie.

Les études précédentes affirment qu'une paroi raidie peut être traitée en tant que poteau dont le comportement peut être représenté par le phénomène de flambement.

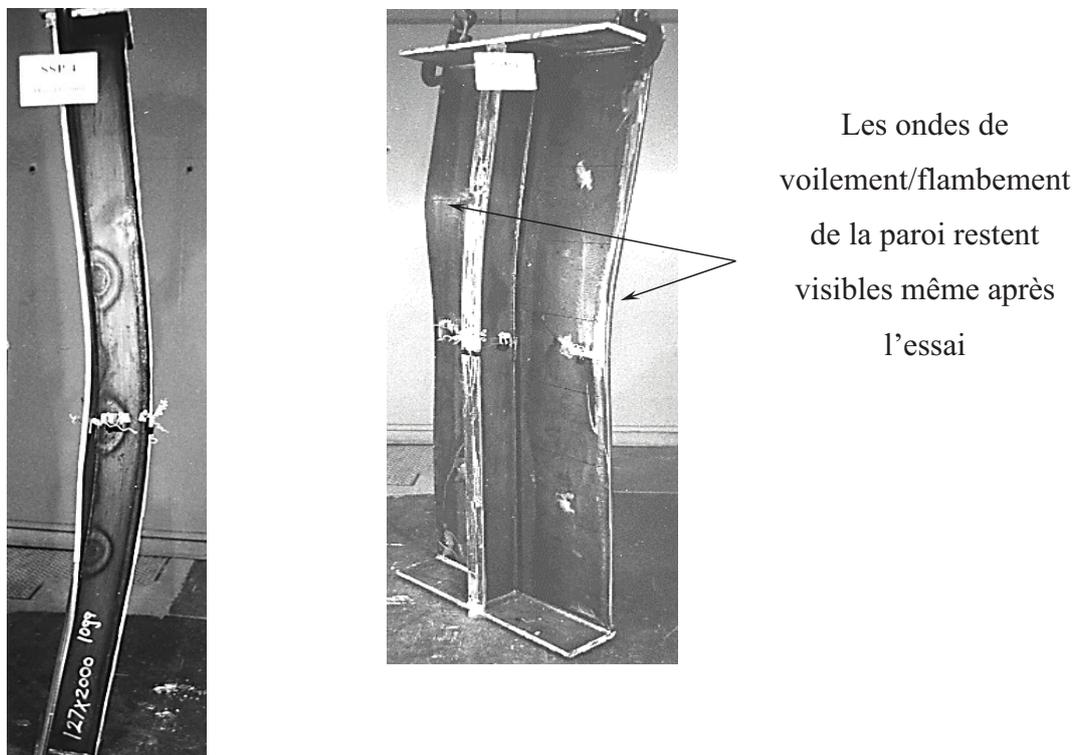


Figure I-50 : Mode de ruine d'un profilé raidi transversalement

Le fait de traiter une âme raidie comprimée en tant que poteau avec une section formée du raidisseur et d'une portion de l'âme n'est pas nouveau. (Crisfield 1975) a discuté cette approche à travers une étude numérique validée par une étude expérimentale. Une méthode d'analyse approchée en « poteau » est examinée pour donner une idée des applications possibles et de la signification des résultats des plaques. La méthode se rapporte à la ruine de la plaque causée par une interaction entre le flambement global du « poteau » et le voilement local de la plaque, Figure I-51. Le flambement local du raidisseur n'est pas pris en compte, pas plus que les contraintes résiduelles dans le raidisseur. La rigidité en torsion des raidisseurs est négligée

et les plaques sont supposées agir comme si elles étaient simplement appuyées sur les quatre bords. A noter que pour cette dernière étude la charge est aussi excentrée par rapport au raidisseur.

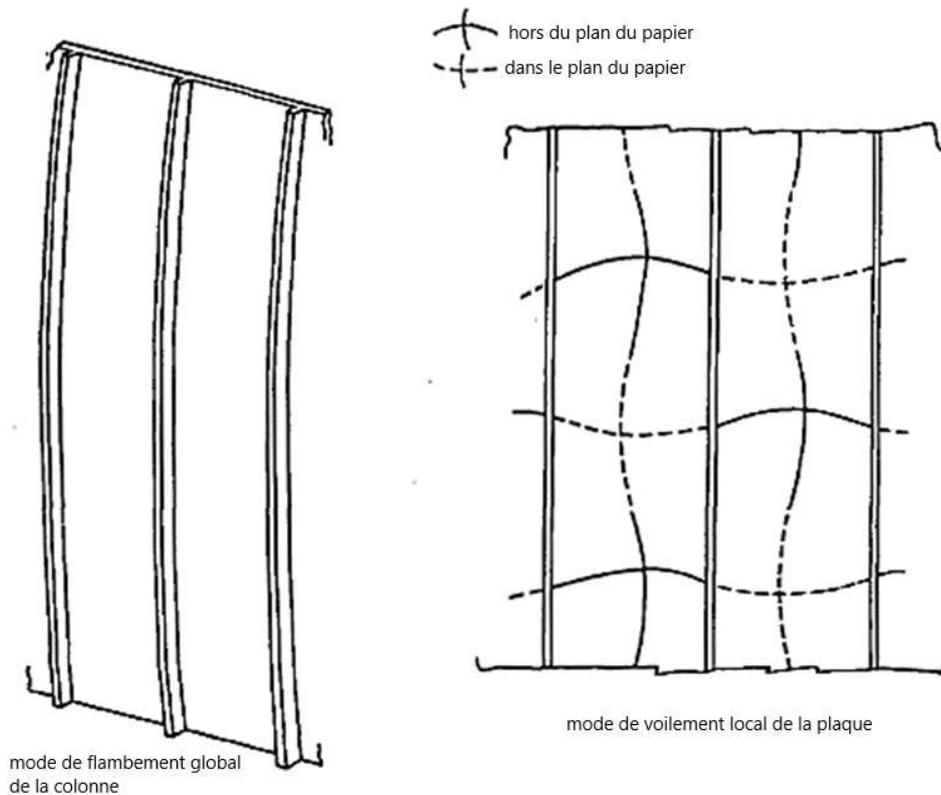


Figure I-51 : Flambement du raidisseur en poteau et voilement local de l'âme

Cette étude reste dans le cadre de la démonstration que l'excentrement de la charge de compression appliquée est celui qui définit l'élément responsable du mode de ruine de l'ensemble (plaque et raidisseur).

Traiter le raidisseur comprimé en tant que poteau susceptible d'atteindre sa capacité résistante par flambement peut être une recommandation pour le calcul de la charge de ruine des profilés raidis transversalement. Pour commencer une démarche de calcul de la résistance ultime d'un profilé raidi transversalement soumis à une double charge de compression localisée appliquée sur la zone du raidisseur, on peut considérer que le raidisseur et une partie participante de l'âme sont mobilisés dans le mode d'instabilité du raidisseur. Cette approche s'appuie sur la démarche de l'Eurocode 3 partie 1-5 qui considère une section efficace à adopter dans la paroi raidie lors de la vérification de la résistance d'un raidisseur. Les sections mobilisées sont donc des Tés ou des croix dans le cas d'une paroi raidie par des plats rectangulaires.

Il paraît donc nécessaire de recenser les méthodes de calcul d'un poteau en flambement dans le cas général y compris des sections en T, croix ou autres.

### 5.3.2. Flambement des poteaux

L'instabilité des poteaux soumis à la compression est un flambement qui peut être par flexion, torsion ou torsion-flexion. Ces modes de flambement dépendent de l'élancement et des rigidités de flexion et de torsion des sections.

L'Eurocode définit dans ses dispositions constructives que pour faire la vérification de la résistance au voilement, la section d'un raidisseur peut être considérée comme l'aire de la section brute du raidisseur plus une longueur participante de paroi (âme du profilé) égale à  $15e_t$  de part et d'autre du raidisseur, dans la limite de la dimension réelle disponible comme illustré à la Figure I-52.

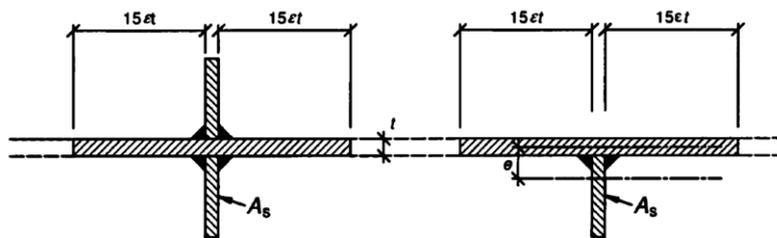


Figure I-52 : Section transversale efficace du raidisseur (EN1993-1-5 2000)

La section en croix et la section en T sont les sections qui représentent une âme raidie. On s'intéressera dans notre étude à ces deux types de section pour la détermination de la charge critique élastique des profilés raidis transversalement.

- Flambement par flexion

Le flambement par flexion des poteaux est un phénomène très connu sous le nom de flambement d'Euler. Il s'agit d'un élément élancé suffisamment pour ne pas subir de flambement par torsion ou par torsion-flexion, Figure I-53.

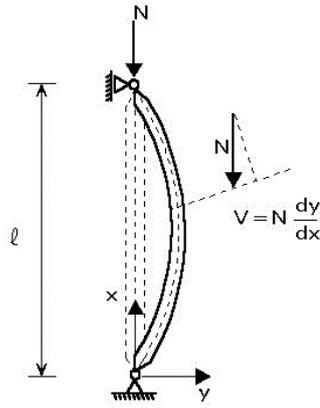


Figure I-53 : Section en flambement par flexion

La charge critique d'Euler est donnée par l'expression (I-93)

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(kl)^2} \quad \text{I-93}$$

Pour le cas d'un flambement par flexion, la baisse de résistance au flambement due aux imperfections, aux contraintes résiduelles et à la plasticité du matériau est traduite par un coefficient réducteur  $\chi$  de la résistance plastique  $F_y$  de la section. L'expression de la charge de ruine est donnée par ;

$$F_u = \chi F_y \quad \text{I-94}$$

Avec ;

$$F_y = A f_y \quad \text{I-95}$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad \text{I-96}$$

$$\phi = \frac{1}{2} (1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2) \quad \text{I-97}$$

$$\text{Avec } \bar{\lambda} = \sqrt{\frac{F_y}{F_{cr}}}$$

- Flambement par torsion :

Pour un poteau dont la section est sensible à la torsion, la théorie de flambement par torsion est basée sur l'hypothèse que les sections droites ne subissent aucune déformation lors du flambement (Massonet 2019). Une section infiniment rigide à la flexion et faiblement ou même nullement rigide vis-à-vis de la torsion autour de son axe subit un flambement par torsion.

Lors du flambement par torsion l'axe de la section reste rectiligne, par contre les sections transversales tournent, Figure I-54.

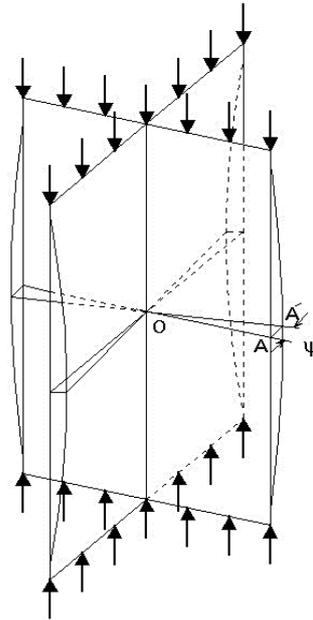


Figure I-54 : Flambement par torsion d'une section en croix

Pour une section en croix subissant un flambement par torsion, Figure I-55, les formules de calcul de la charge critique (Massonet 2019) sont listées ci-après.

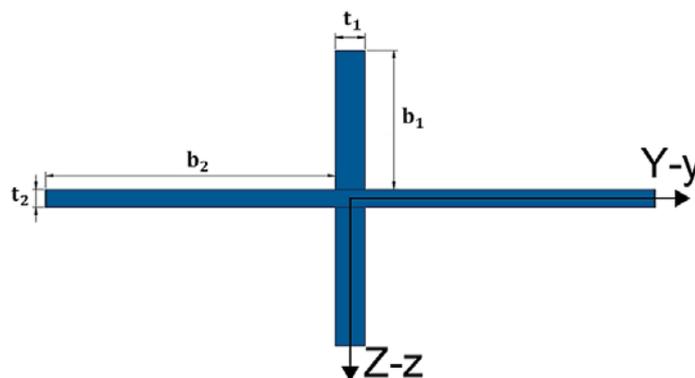


Figure I-55 : Section en croix (paramètres géométriques)

$$F_{cr,T} = \frac{1}{i_0^2} \left( GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{L_k^2} \right) \quad \text{I-98}$$

Avec

$$\begin{aligned} i_0^2 &= i_z^2 + i_y^2 & I_t &= \frac{1}{3} (h_1 t_1^3 + 2 t_2^3 b_2) \\ i_z^2 &= \frac{I_{z,tot}}{A} & I_t &= 0,25 I_{y,tot} t_1^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
I_{z,tot} &= I_{z1} + I_{z2} \\
I_{z1} &= \frac{h_1 t_1^3}{12} \\
I_{z2} &= \frac{t_2 h_2^3}{12} - \frac{t_2 t_1^3}{12} \\
h_1 &= 2b_1 + t_2 \\
h_2 &= 2b_2 + t_1 \\
G &= \frac{E}{12(1+\theta)}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
I_{y,tot} &= I_{y1} + I_{y2} \\
I_{y1} &= \frac{t_1 h_1^3}{12} \\
I_{y2} &= \frac{h_2 t_2^3}{12} - \frac{t_1 t_2^3}{12}
\end{aligned}$$

De manière générale, la longueur de flambement par torsion  $L_k$  peut être considérée égale à la longueur initiale du poteau, sauf si un dispositif particulier empêche le gauchissement aux extrémités de l'élément. Dans notre cas  $L_k = h_w$ .

- Flambement par torsion-flexion

Le flambement par flexion et le flambement par torsion peuvent coexister si le centre de cisaillement ne coïncide pas avec le centre de gravité. Généralement, pour les sections en U, Figure I-56, ce mode de flambement peut, fort probablement, se produire.

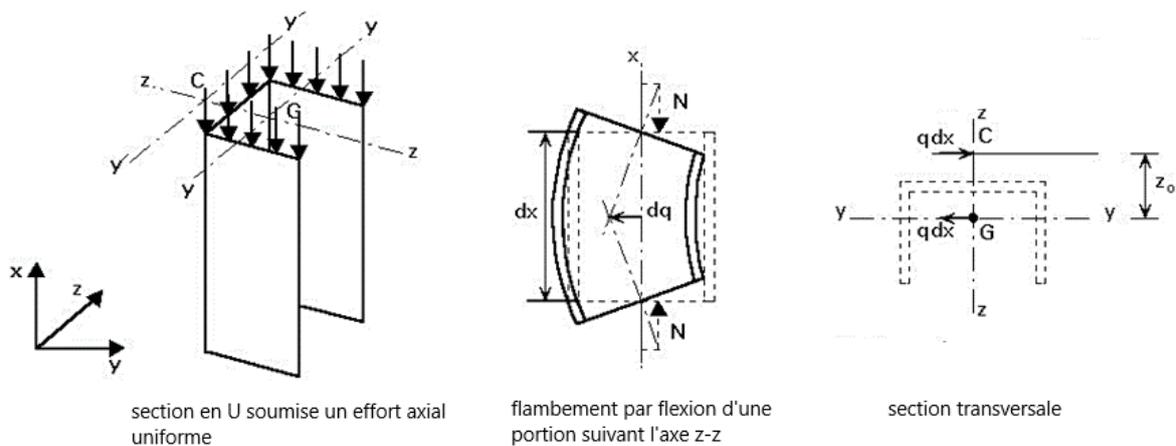


Figure I-56 : Section en flambement par torsion-flexion

L'expression de la force critique peut être déterminée en fonction des charges critiques de flexion et de torsion (Ctcm 2004) comme suit ;

$$F_{cr,TF} = \frac{I_0}{2(I_y + I_z)} \left( F_{cr,F} + F_{cr,T} - \sqrt{(F_{cr,F} + F_{cr,T})^2 - 4F_{cr,F}F_{cr,T} \frac{I_y + I_z}{I_0}} \right) \quad I-99$$

Le flambement par flexion-torsion entraîne des déformations dues à la flexion et à la torsion.

Comme dans le cas de flambement du poteau en torsion, on manque d'information sur la perte de résistance au flambement par flexion-torsion due aux imperfections, aux contraintes résiduelles et à la plasticité du matériau. On peut généraliser la procédure utilisée pour le flambement par flexion en utilisant les mêmes courbes de résistance normée.

La démarche proposée par l'Eurocode 3 pour déterminer la résistance des poteaux isolés comprimés peut être appliquée aux sections composées de raidisseur transversal comprimé avec une partie de la section d'âme (Figure I-52). Cependant, la présence des semelles et de la paroi d'âme pour le cas d'un profilé raidi assure un certain maintien non présent pour les poteaux.

**Le chapitre IV donnera des indications sur l'applicabilité de ces démarches de calcul pour les raidisseurs transversaux.**

## **6. Conclusions**

Le premier chapitre à caractère bibliographique est consacré à l'instabilité des zones comprimées dans un assemblage métallique. Des définitions des assemblages dans le domaine de la construction sont données en se focalisant sur leur fonctionnement mécanique. Les assemblages à configurations bilatérales symétriques et leurs zones comprimées sont les plus observés.

La zone comprimée peut être modélisée en tant que profilé isolé soumis à une charge de compression équivalente à la sollicitation provenant des différentes composantes de l'assemblage. Cette simplification a été aussi utilisée pour la zone en traction.

Pour améliorer la résistance à l'instabilité des sections élancées, des renforcements par raidisseurs sont souvent utilisés. Différentes configurations de raidisseurs sont décrites et discutées. Les formules de calcul de la résistance des raidisseurs comprimés sont présentées. Certaines tiennent compte de l'interaction entre plasticité et instabilité.

L'Eurocode 3 donne la possibilité de traiter le raidisseur comprimé en tant que poteau en compression ayant une section égale à celle du raidisseur, augmentée par une partie participante de l'âme qu'il renforce. Cette recommandation sera évaluée dans les chapitres qui suivent.

---

---

# Chapitre II

## Etudes Expérimentales des profilés non raidis et raidis transversalement soumis à la double compression

---

---

*« Je suis de ceux qui pensent que la science est d'une grande beauté. Un scientifique dans son laboratoire est non seulement un technicien : il est aussi un enfant placé devant des phénomènes naturels qui l'impressionnent comme des contes de fées ».*

Marie Curie

## **1. Introduction**

Il a été montré expérimentalement que la partie comprimée de l'âme du poteau d'un assemblage bilatéral symétrique peut être représentée par un profilé soumis à la compression localisée (Graham et al. 1959; Bose 1998; Bose 1972; Mita et al. 2009). Des essais ont été menés sur des assemblages poutres-poteau soudés. Les âmes des poteaux dans les assemblages sont raidies ou non (Graham et al. 1959). Ainsi, des essais sur des profilés raidis ou non sont effectués. Pour les profilés, le chargement est appliqué sur un patin de longueur représentative de la diffusion de l'effort subi par le poteau à travers la semelle de la poutre dans l'assemblage. Afin d'étudier les instabilités produites dans les zones de compression de l'âme du poteau d'un tel assemblage, un profilé comprimé peut servir de base d'analyse.

Dans la plateforme MSGC de Polytech Clermont-Ferrand, un ensemble de profilés métalliques ont été testés en double compression. Les tests effectués ont permis d'observer les modes de ruine des profilés non raidis, des profilés raidis transversalement par un raidisseur total (double ou simple) et des profilés raidis transversalement par un raidisseur partiel ayant différentes positions. En plus des âmes non raidies testées en compression, six configurations de raidisseurs ont été considérées : sur toute la hauteur d'âme ou seulement sur une partie.

Les résultats des essais servent à construire une base de données expérimentales permettant d'analyser le comportement des profilés comprimés avec différentes configurations de raidisseurs. Les modes de ruines observés à la fin de chaque essai et les résultats récupérés constituent une base qui permet de valider le modèle éléments finis construit.

Dans ce chapitre, une description des procédures expérimentales appliquées est détaillée. Les éprouvettes et leurs caractéristiques mécaniques et géométriques sont listées. Les résultats avec différentes interprétations font l'objet d'une dernière partie de ce chapitre.

## **2. Description du programme expérimental**

Les études expérimentales faisant l'objet de ce chapitre ont pour but d'analyser le comportement non linéaire des profilés raidis et non raidis soumis à une compression transversale. Ce type de chargement correspond à la zone comprimée d'un assemblage bilatéral symétrique comme illustré à la Figure II-1.

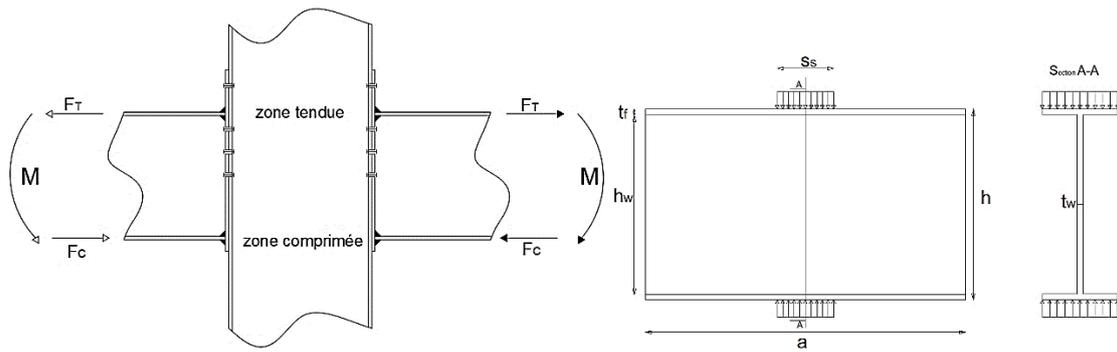


Figure II-1 : Assemblage poutres-poteau symétrique et représentation de la partie comprimée d'un profilé

Les études expérimentales se répartissent en 2 campagnes. La première concerne 12 profilés PRS de grandes dimensions avec des raidisseurs symétriques, d'un côté et de l'autre de l'âme, sur toute la hauteur. Ces raidisseurs sont disposés en zone centrale du profilé ou près du bord. Ainsi, les comportements des parois avec ces deux positions de raidisseurs sont comparés à ceux de la même paroi non raidie.

La deuxième campagne concerne l'étude de PRS et de profilés laminés sur des tronçons isolés avec les raidisseurs disposés à mi-longueur. Pour cette deuxième campagne, un ensemble de 12 profilés métalliques ont été testés en double compression. Les tests effectués ont permis d'observer les modes de ruine des profilés pour différentes configurations de raidissage transversal décrits à la Figure II-2. Chaque configuration est testée deux fois une en IPE et une autre en PRS.

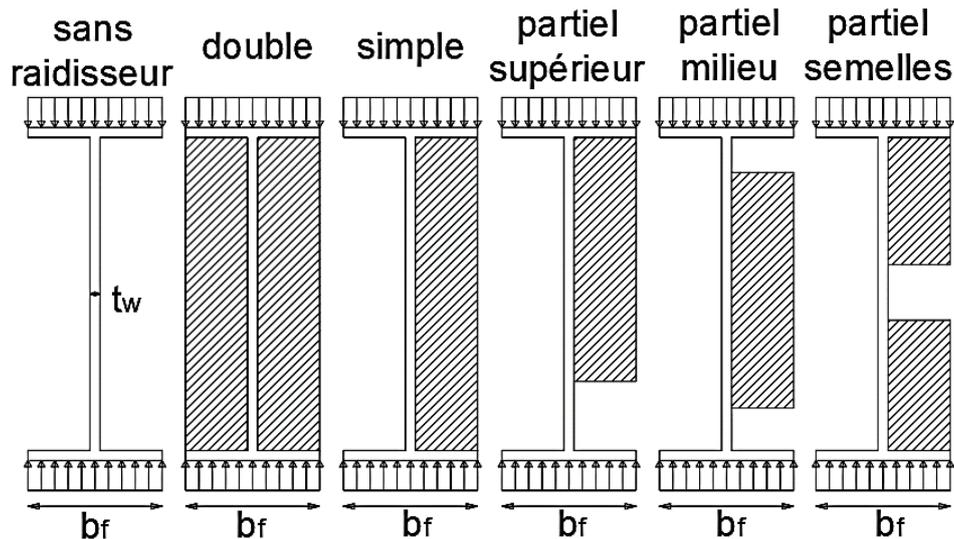


Figure II-2 : Configurations testées avec différentes dispositions de raidisseurs

Ces 2 campagnes permettent de fournir une base de données pour la validation du modèle éléments finis utilisé par la suite pour réaliser une étude paramétrique visant à l'évaluation et au développement de méthodes analytiques.

### 3. Campagne d'essais n°1

La campagne d'essais n°1 est constituée par des profilés en PRS raidis ou non. Les caractéristiques géométriques et mécaniques des éprouvettes de cette campagne sont présentées ci-dessous.

#### 3.1. Configurations

Les 12 profilés en PRS ont permis de réaliser 23 essais en double compression. Les PRS étudiés sont regroupés en 2 sections, les PRS 508 et PRS 370. Les dimensions 508 et 370 font référence aux hauteurs des poutres correspondantes. Les dimensions de chaque profilé sont récapitulées dans le Tableau II-1 et Figure II-3. L'élancement est noté  $\lambda$  et correspond au rapport ( $h_w/t_w$ ).

Tableau II-1 : Caractéristiques géométriques des éprouvettes de la campagne n°1

	$\lambda$	$h_w(\text{mm})$	$t_w(\text{mm})$	$a(\text{mm})$	$b_f(\text{mm})$	$t_f(\text{mm})$	$h_s(\text{mm})$	$t_s(\text{mm})$
<b>PRS 508</b>	81,33	488	6	2990	200	10	488	10
<b>PRS 370</b>	58,17	349	6	2990	200	10	349	10

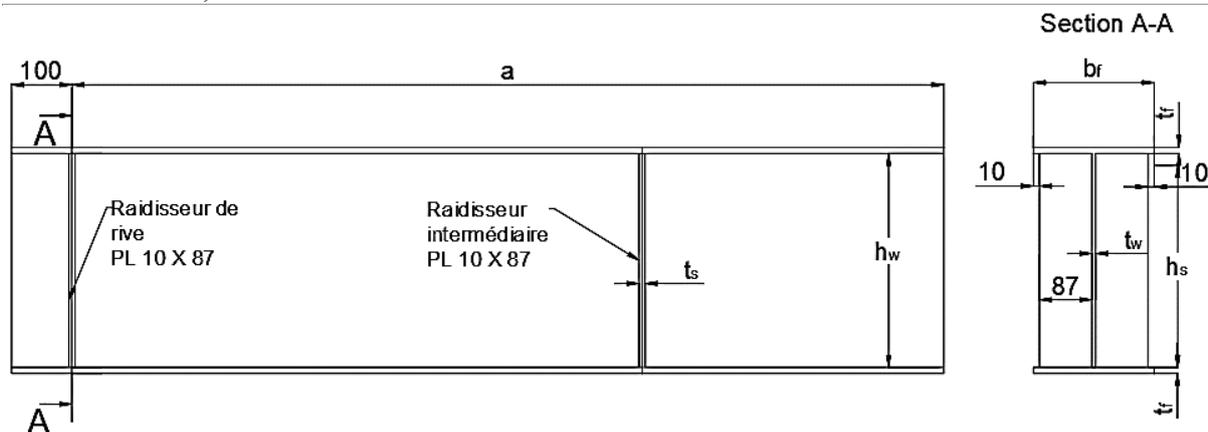


Figure II-3: Paramètres géométriques pour un PRS (campagne n°1)

Trois configurations de raidissage sont étudiées, sans raidisseur (**S0**), avec un raidisseur double intermédiaire dans l'âme à mi longueur de la poutre (**Sp**) et un raidisseur de rive double en extrémité de poutre (**Se**).

Chaque essai est défini donc par sa configuration de raidissage et le type de profilé concerné, ce qui se traduit par la dénomination suivante, Tableau II-2.

Tableau II-2: Description des éprouvettes testées (campagne n°1)

Dénomination	Description
B3-S0	Profilé de 307 mm de hauteur sans raidisseur
B3-Sp	Profilé de 307 mm de hauteur avec raidisseur intermédiaire
B3-Se	Profilé de 307 mm de hauteur avec raidisseur de rive
B5-S0	Profilé de 508 mm de hauteur sans raidisseur
B5-Sp	Profilé de 508 mm de hauteur avec raidisseur intermédiaire
B5-Se	Profilé de 508 mm de hauteur avec un raidisseur de rive

### 3.2. Caractéristiques mécaniques

Les caractéristiques mécaniques, limite élastique  $f_y$  et résistance ultime  $f_u$  des aciers constitutifs des différentes poutres testées sont déterminées à partir d'essais de traction réalisés sur des éprouvettes normalisées (Huang et al. 2014). L'essai de traction est réalisé à l'aide d'une presse Zwick 200 kN, illustrée dans la Figure II-4. La Figure II-5 présente un exemple de courbe contrainte-déformation obtenue. Les valeurs de déformation résultent d'une mesure obtenue via le déplacement de la traverse de la machine du fait d'un dysfonctionnement au niveau de l'extensomètre. Par conséquent la valeur du module ne peut pas être reprise de ces courbes, c'est pourquoi dans la suite du travail un module de Young nominal de 210 GPa sera considéré dans les calculs théoriques et éléments finis.

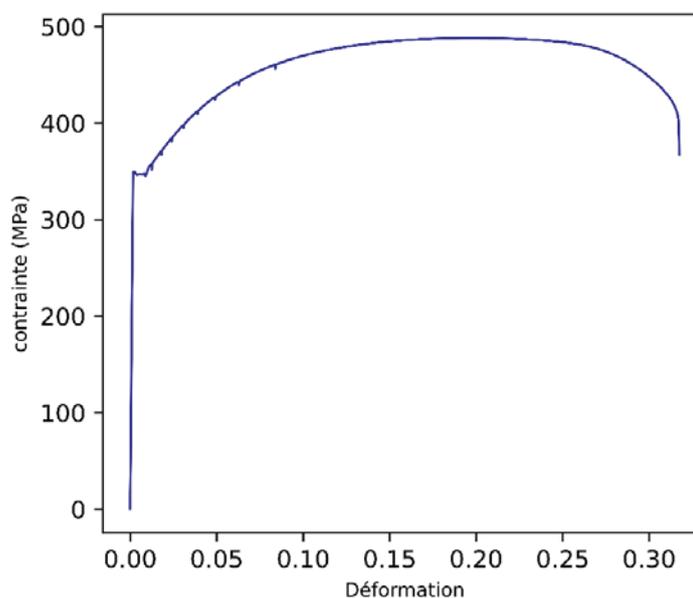


Figure II-4 : Machine de traction    Figure II-5 : Exemple de courbe contrainte-déformation (acier de l'âme)

Les caractéristiques mécaniques des semelles, de l'âme et du raidisseur de chaque éprouvette sont présentées avec les épaisseurs des parois correspondantes (Tableau II-3).

Tableau II-3 : Caractéristiques mécaniques des éprouvettes (campagne n°1)

Coupon	Épaisseurs (mm)	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)
Ame	6	360,1	517,7
Semelle et raidisseur	10	358,0	521,3

### 3.3. Montage expérimental et procédures

Cette première campagne d'essai consiste à tester en double compression différentes zones de poutres PRS. Trois zones ont été testées : au droit d'un raidisseur de rive (Se), au droit d'un raidisseur intermédiaire (Sp) et au droit du panneau d'âme non raidi (S0). Les poutres PRS servant aux essais sont présentées à la Figure II-6 et le principe de chargement sur les 3 zones des poutres est présenté dans la Figure II-7.



Figure II-6 : Poutres PRS utilisées pour la campagne d'essais n°1

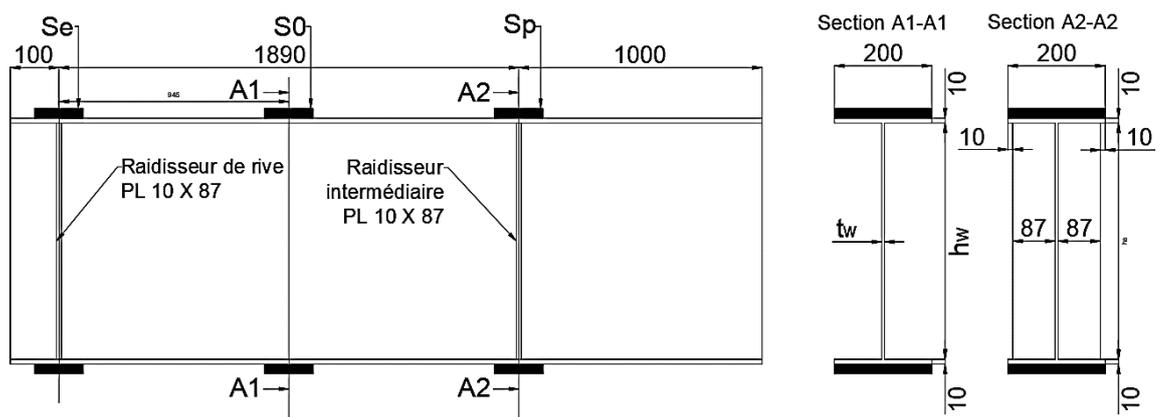


Figure II-7 : Schéma mécanique des essais et positions des raidisseurs

La double compression des profilés est introduite par l'application d'une charge de compression sur une cale de 100 mm de largeur et le profilé est reposé de l'autre côté sur une

autre cale de même largeur ou posé sur une surface rigide plane. La Figure II-8 présente le dispositif des essais avec le portique de chargement.

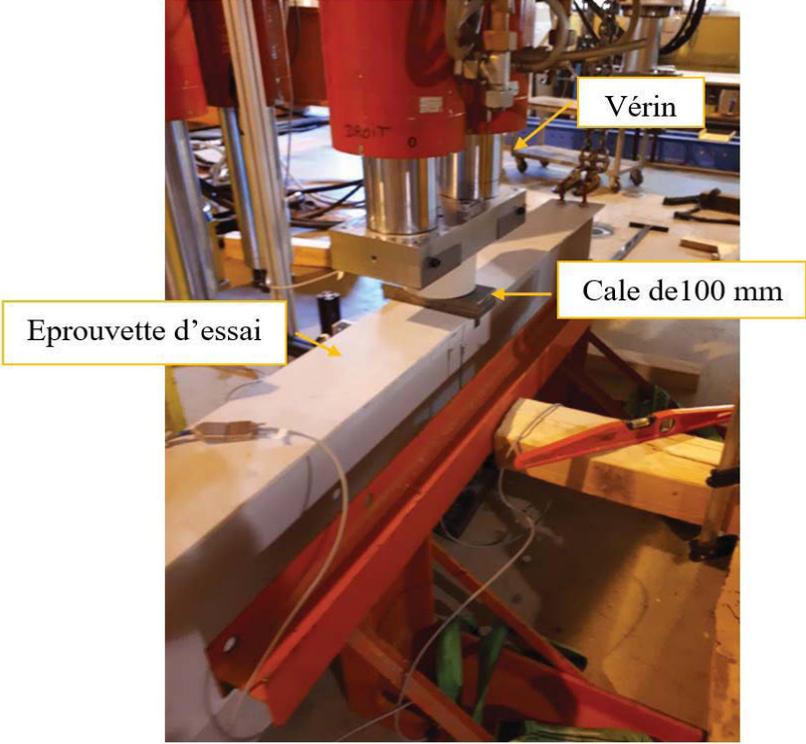


Figure II-8 : Dispositif expérimental (campagne d’essais n°1)

Des capteurs horizontaux ont été disposés sur les poutres afin de mesurer les déplacements hors plan du raidisseur (configurations Se et Sp) ou ceux du panneau d’âme (configurations S0). La disposition de ces capteurs est présentée aux Figures II-9 et II-10. De plus, un capteur vertical est positionné sous la semelle supérieure au droit du chargement afin d’avoir une mesure complémentaire du déplacement en plus de celui du vérin. Les nombres d’essais par configuration ainsi que les nomenclatures sont rappelés au Tableau II-4.

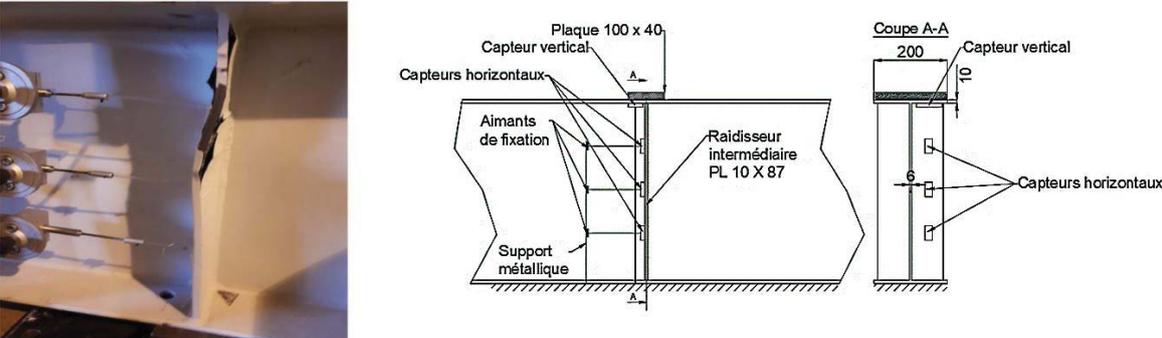


Figure II-9 : Disposition des capteurs horizontaux sur raidisseur

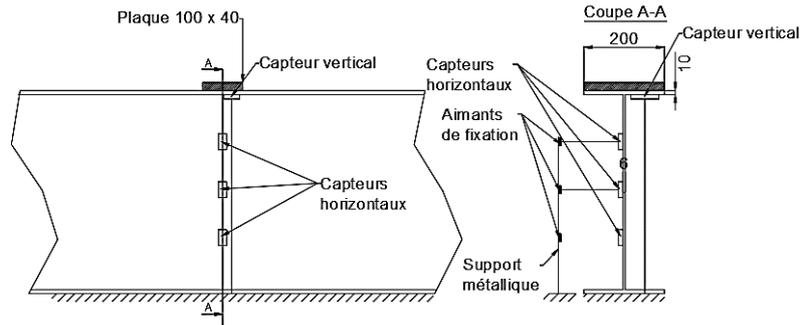


Figure II-10 : Disposition des capteurs horizontaux sur panneau d'âme

Tableau II-4: Récapitulatif du nombre d'essais par configuration

	<b>Configuration Sp</b>	<b>Configuration S0</b>	<b>Configuration Se</b>
<b>PRS 508</b>	4	5	4
<b>Nomenclature</b>	Pout 3,5,6 et 7	Pout 2,3,5,6 et 12	Pout 4,5,6 et 7
<b>PRS 370</b>	3	3	4
<b>Nomenclature</b>	Pout 8,10 et 11	Pout 8,10 et 11	Pout 8,9,10 et 11

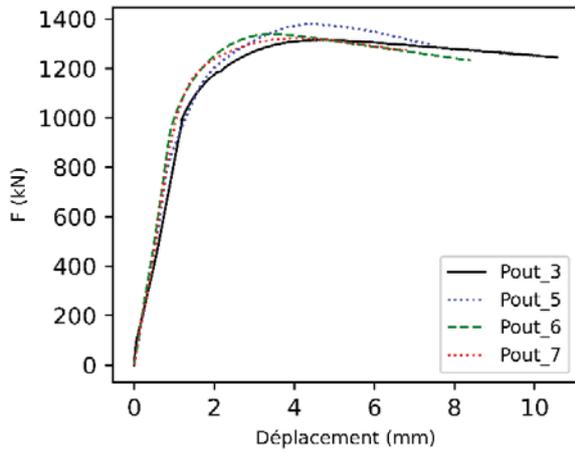
### 3.4. Présentation des résultats d'essais et analyses

Les résultats principalement exploités concernent les courbes d'évolution de la force en fonction du déplacement vertical qui permet d'identifier le pic de charge maximale considéré comme la charge de ruine du profilé. La description des modes de ruine associés correspond principalement à la description de la déformée des profilés.

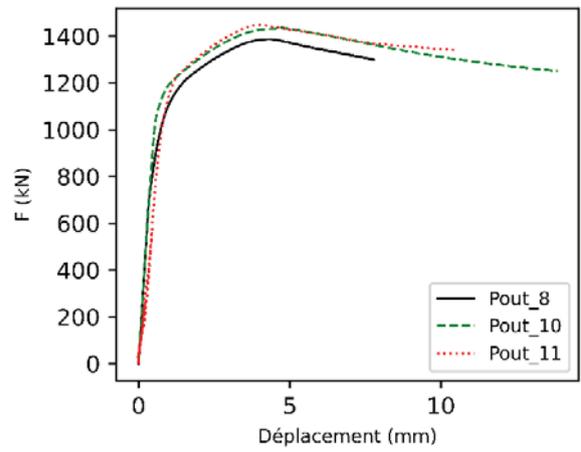
Les résultats de cette campagne d'essais sont présentés dans un premier temps sous forme de courbes force-déplacement pour chaque configuration. Ensuite, une analyse des modes de ruine est proposée via l'étude des déplacements hors plan et l'observation des déformées à la ruine.

- Courbes force-déplacement vertical

Chaque configuration étudiée a fait l'objet de plusieurs essais, permettant ainsi d'avoir 3 à 5 résultats par configuration. Les résultats sous la forme de courbes force-déplacement vertical sont récapitulés dans les Figures II-11 à 13 pour chaque type d'essai et de profilé.

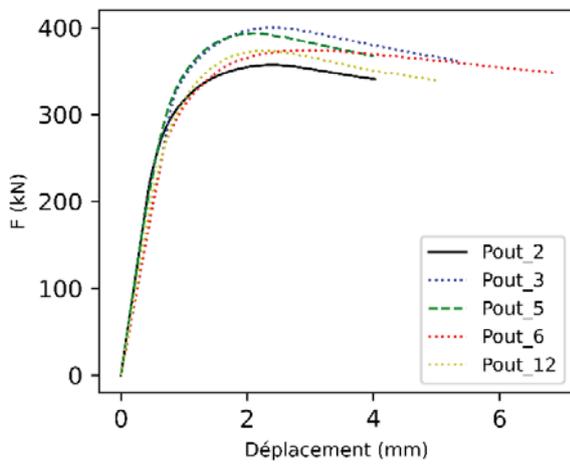


(a) Courbes charge-déplacement B5-Sp

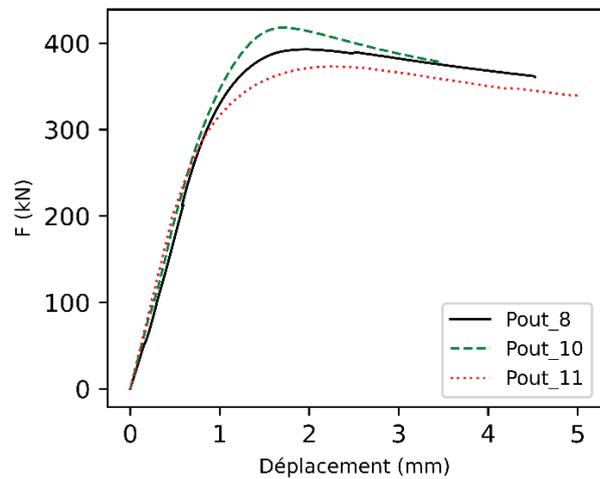


(b) Courbes charge-déplacement B3-Sp

Figure II-11 : Compression localisée sur raidisseur intermédiaire

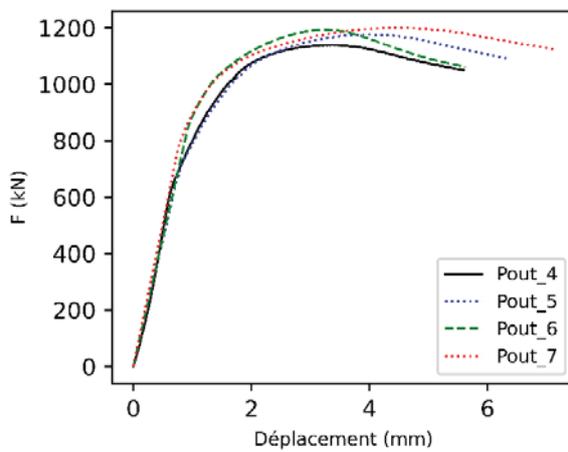


(a) Courbes charge-déplacement B5-S0

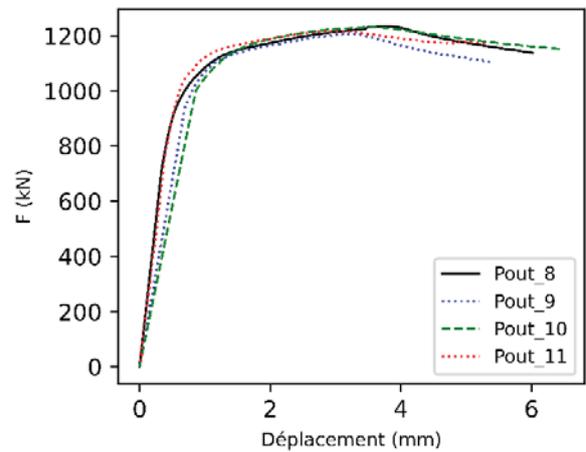


(b) Courbes charge-déplacement B3-S0

Figure II-12 : Compression localisée sur âme non raidie



(a) Courbes charge-déplacement B5-Se



(b) Courbes charge-déplacement B3-Se

Figure II-13 : Compression localisée sur raidisseur de rive

La Figure II-11 (a) présente les résultats des essais dont la compression est effectuée sur le raidisseur intermédiaire pour les profilés de hauteur 508 mm, la moyenne des résistances ultimes est de 1377,5 kN. La Figure II-11 (b) présente les résultats des essais dont la compression est effectuée sur le raidisseur intermédiaire pour les profilés de hauteur 370 mm, la moyenne des résistances ultimes est de 1378 kN. Ainsi, on peut noter que la différence entre les deux poutres (PRS 370 et PRS 508) est de 0,1 %.

La Figure II-12 (a) présente les résultats des essais dont la compression est effectuée sur l'âme non raidie pour les profilés de hauteur 508 mm, la moyenne des résistances ultimes est de 394 kN. Ensuite, la Figure II-12 (b) présente les résultats des essais dont la compression est effectuée sur l'âme non raidie pour les profilés de hauteur 370 mm, la moyenne des résistances ultimes est de 390 kN. Il peut être observé une différence entre ces deux moyennes de -0,9 %.

La Figure II-13 (a) présente les résultats des essais dont la compression est effectuée sur le raidisseur de rive pour les profilés de hauteur 508 mm, la moyenne des résistances ultimes est de 1178 kN. La Figure II-13 (b) présente les résultats des essais dont la compression est effectuée sur le raidisseur de rive pour les profilés de hauteur 370 mm, la moyenne des résistances ultimes est de 1206 kN, la différence entre ces deux moyennes est de -0,2 %.

Les valeurs moyennes de charge ultime  $F_{u,max}$  pour chaque configuration sont rappelées au tableau II-5. Il peut être observé que le raidisseur de rive et le raidisseur intermédiaire ont une résistance moyenne à la compression du même ordre de grandeur avec une différence qui ne dépasse pas 12,5 %.

La principale observation qui est faite sur la base de ces résultats est que la différence de hauteur entre 370 et 508 mm (40% de différence de hauteur) d'un panneau d'âme de même épaisseur n'impacte pas de manière significative sa résistance. La ruine est subie par plastification dans ce cas.

Ensuite, il peut être observé que les courbes correspondant à chaque configuration sont assez proches et permettent d'assurer une certaine répétabilité des résultats obtenus en termes de raideur ou de charge maximale. Cependant, on observe des écarts types (Tableau II-5) plus importants pour les configurations d'âmes non raidies (Figures II-12 (a) et (b)). Ces écarts concernent un mode de ruine par instabilité du panneau en 1 seule demi-onde. Le comportement de ces panneaux peut être influencé par des imperfections initiales plus ou moins importantes. Ces observations amènent alors à s'intéresser spécifiquement à l'influence de l'amplitude de

différentes formes et valeurs d'imperfection sur le comportement de ce type de panneau. Etant donné que ces imperfections n'ont pas fait l'objet de mesures précises avant les essais, une étude paramétrique aux éléments finis s'intéresse spécifiquement à la sensibilité des résultats suivant la forme et l'amplitude des imperfections initiales au chapitre III.

Tableau II-5: Résultats des efforts ultimes moyens pour les différents essais

PRS 370		PRS 508		Diff.* (%)	Ecart type (kN)
Essai	F <sub>u max</sub> (kN)	Essai	F <sub>u max</sub> (kN)		
Sp	1378,3	Sp	1377,5	-0,1	0,6
S0	390,23	S0	393,85	0,9	2,6
Se	1205,7	Se	1208,2	0,2	1,8

$$*Diff. = \frac{F_{u \max}(\text{PRS 508}) - F_{u \max}(\text{PRS 370})}{F_{u \max}(\text{PRS 370})} \times 100$$

Enfin, la seconde observation majeure est que le raidisseur transversal augmente significativement la résistance du profilé non raidi. L'apport de résistance est d'environ 990 kN. Cet apport de résistance est supérieur à la seule superposition de la résistance plastique des raidisseurs avec celle du panneau d'âme sans raidisseurs.

Les normes actuelles ne traitent pas spécifiquement le sujet des parois raidies transversalement chargées en double compression. La seule information fournie dans l'Eurocode est la longueur de panneau d'âme qu'il est possible de considérer comme travaillant avec le raidisseur transversal à la compression. Le chapitre IV traitera plus spécifiquement l'évaluation des méthodes de calcul. Mais il est d'ores et déjà intéressant de noter que la section correspondant aux seuls raidisseurs est de  $87\text{mm} \times 10\text{mm} \times 2 = 1740\text{mm}^2$  ce qui donne une résistance axiale de 623kN. Ainsi, si cette valeur de résistance plastique est retirée de la résistance mesurée expérimentalement du panneau d'âme raidi, on obtient la part résistante du panneau d'âme, soit :  $1378 - 623 = 755$  kN. Cette résistance estimée de 755 kN est donc bien supérieure à celle mesurée expérimentalement du panneau d'âme seul (390 kN). Cette différence peut s'expliquer par le maintien hors plan du panneau d'âme apporté par le raidisseur. Si on s'intéresse à la longueur équivalente de panneau d'âme dont la résistance plastique est de 755 kN, on obtient une longueur  $l_e = 755000 / (360 \times 6) = 349,5\text{mm}$ .

Il est intéressant de noter que cette longueur  $l_e$  de 349,5 mm correspond à une longueur participante de l'âme de part et d'autre du raidisseur de  $35 \varepsilon t_w$ . Cette valeur de 35 est plus de 2 fois supérieure à celle préconisée par l'Eurocode qui est de  $15 \varepsilon t_w$  (EN1993-1-5 2000). Il est

donc observé que la méthode forfaitaire de l'Eurocode semble être très conservatrice dans le cas des profilés testés expérimentalement.

**Le Chapitre IV présentera une étude paramétrique visant à évaluer les différentes méthodes analytiques permettant de caractériser la résistance de panneaux d'âme raidi transversalement soumis à une double compression.**

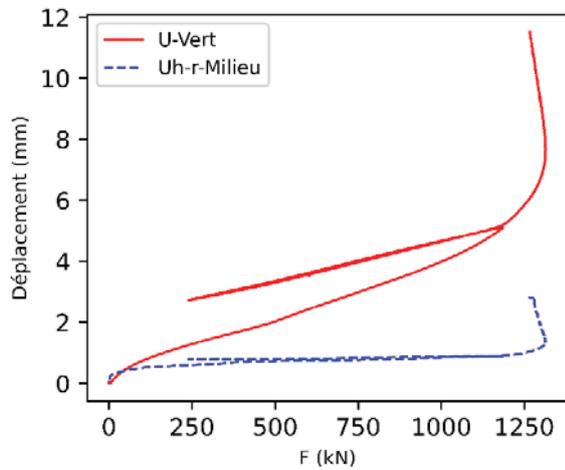
- Observations des déplacements hors plan

Les capteurs de déplacement hors plan sont disposés sur 3 zones (haut, milieu et bas) de l'âme non raidie comprimée ou du raidisseur comprimé. Ils permettent de mieux suivre le comportement en identifiant les évolutions des déplacements hors plan caractérisant l'instabilité. Les résultats sont présentés sous forme de courbes déplacement vertical en fonction de la force appliquée (U-Vert) et horizontal en fonction de la force appliquée (U<sub>h-r</sub>-Milieu) et courbes déplacement horizontal-déplacement vertical pour chaque configuration (Figures II-14 à 16). Le déplacement hors plan correspond au flambement de l'âme au milieu du profilé ou au milieu du raidisseur. Ce voilement dans le cas des profilés non raidi est piloté par l'âme tandis que ce voilement est piloté par le raidisseur avec des parties participantes de l'âme du profilé raidi.

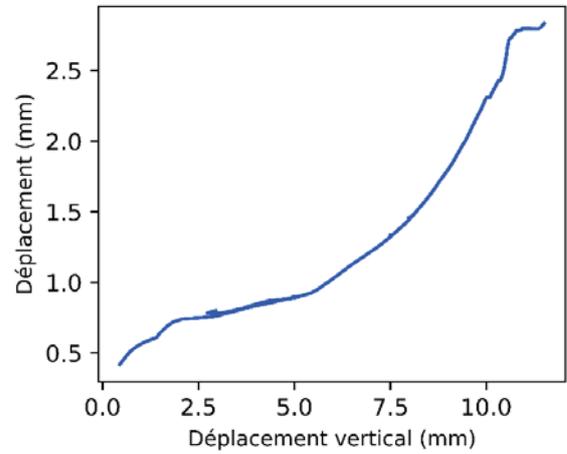
En effet, une différence paraît claire entre le comportement horizontal (hors plan) et vertical (direction de chargement) d'un profilé raidi et non raidi. Si on superpose déplacement vertical et horizontal de l'âme du profilé (Figure II-15 (a)), le déplacement vertical demeure constant en fonction de la charge jusqu'à le démarrage du déplacement de l'âme hors de son plan qui correspond au début de la phase élastoplastique non linéaire. Le déplacement vertical est celui de l'âme et l'horizontal est celui hors du plan du raidisseur pour les Figures II-14 (a) et II-16 (a). Verticalement le profilé peut entrer dans le domaine élastoplastique alors que le raidisseur ne se déplace pas encore hors de son plan, il s'agit d'une âme qui a entraîné une instabilité puis le raidisseur est partie aussi pour la rejoindre après un certain temps.

Ces remarques sont confirmées par les courbes représentant le déplacement horizontal en fonction du déplacement vertical. Le déplacement vertical est toujours plus important que le déplacement horizontal dès le début de l'essai pour un profilé raidi (Figures II-14 (b) et II-16 (b)), alors que ce n'est pas le cas pour un profilé non raidi (Figure II-15 (b)), ce qui laisse supposer que cette configuration bénéficie d'une réserve de résistance après l'apparition du

flambement du panneau d'âme. Cette réserve de résistance peut s'expliquer via un mécanisme de plastification des semelles après le flambement de l'âme.

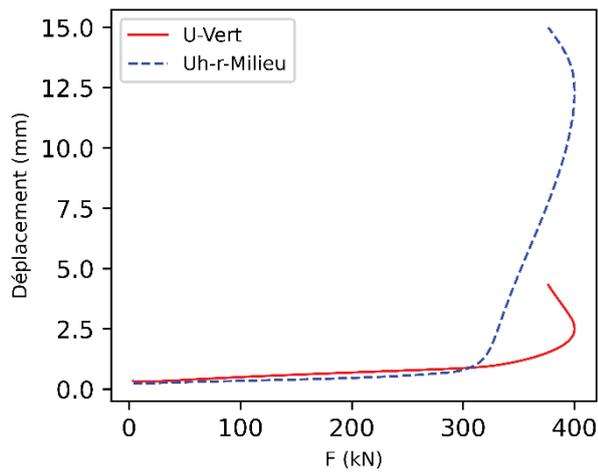


(a) Courbes force-déplacement

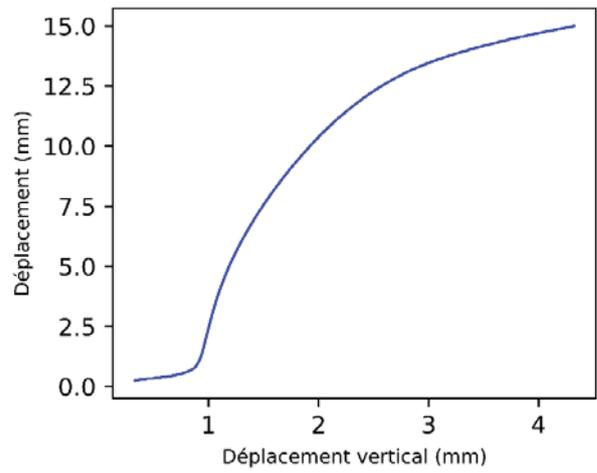


(b) Courbe déplacement vertical-déplacement hors plan du raidisseur

Figure II-14 : Profilé Sp

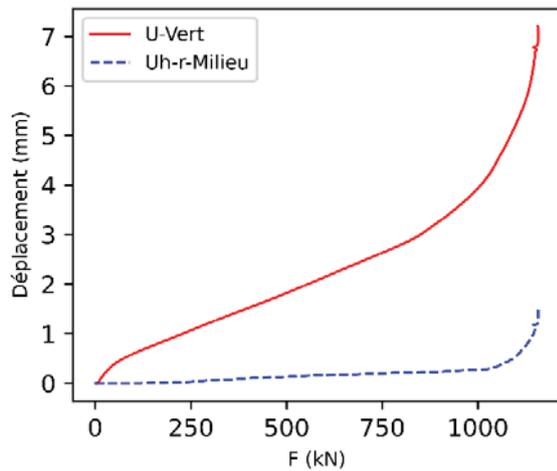


(a) Courbes force-déplacement

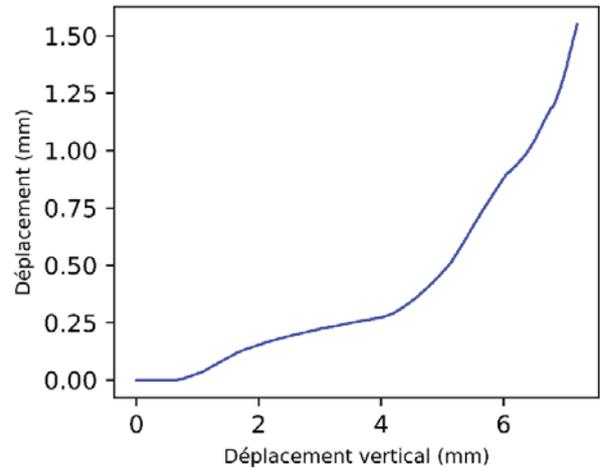


(b) Courbe déplacement vertical-déplacement hors plan de l'âme

Figure II-15 : Profilé S0



(a) Courbes force-déplacement



(b) Courbe déplacement vertical-déplacement hors plan

Figure II-16 : Profilé Se

L'observation des déplacements et de la forme de ruine a permis d'observer un mode de ruine assez particulier des raidisseurs transversaux, avec un flambement en double courbure opposée de part et d'autre de l'âme, comme illustré à la Figure II-17. Cette forme de ruine semble correspondre à un flambement par torsion de l'ensemble panneau d'âme et raidisseur, à l'image d'un poteau en croix.



Figure II-17 : Observation de la déformée à la ruine d'un profilé raidi (configuration Sp)

La seconde campagne expérimentale vise à compléter ces observations en étudiant le comportement et le mode de ruine de différentes configurations de raidissage.

#### 4. Campagne d'essais n°2

##### 4.1. Configurations

Cette seconde campagne est réalisée sur 12 segments de profilés, le terme segment est employé pour rendre compte de la faible longueur des poutres (500 mm). En effet, l'intérêt était de faciliter la manipulation des poutres lors des multiples essais sur presse. La moitié des poutres ont été prélevées sur des profilés laminés à chaud (IPE), décrits à la Figure II-18. L'autre moitié ont été réalisés en PRS et sont décrits à la Figure II-19. Pour chaque groupe, il peut être observé qu'une configuration sans raidisseur a été étudiée afin de donner une référence de résistance de panneau d'âme non renforcé. Cette étude vise à mener une étude paramétrique expérimentale, en faisant varier 4 paramètres (voir Figures II-18 et 19) :

- L'origine du profilé : IPE ou PRS
- L'épaisseur d'âme : 5,5 ; 7,1 ou 12,3mm
- L'épaisseur des raidisseurs : 5,5 ou 8mm
- Les configurations de raidisseurs : simple, ou double, sur toute la hauteur d'âme ou partiels.
- Les hauteurs ( $h_s$ ) des raidisseurs sont choisies en fonction de la hauteur du panneau d'âme conduisant à ;

$h_s = h_w$  (pour les raidisseurs toute hauteur) et  $h_s = 5/6 h_w$  (pour les raidisseurs partiels).

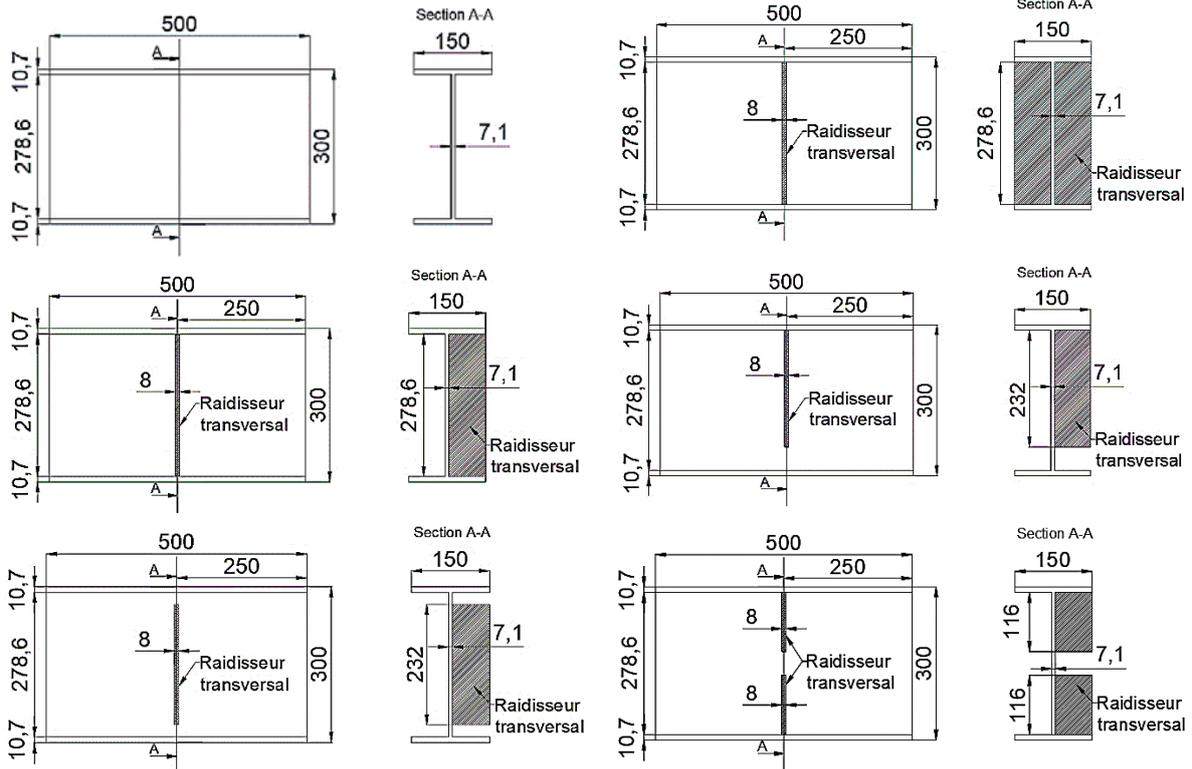


Figure II-18 : Epruvettes en IPE

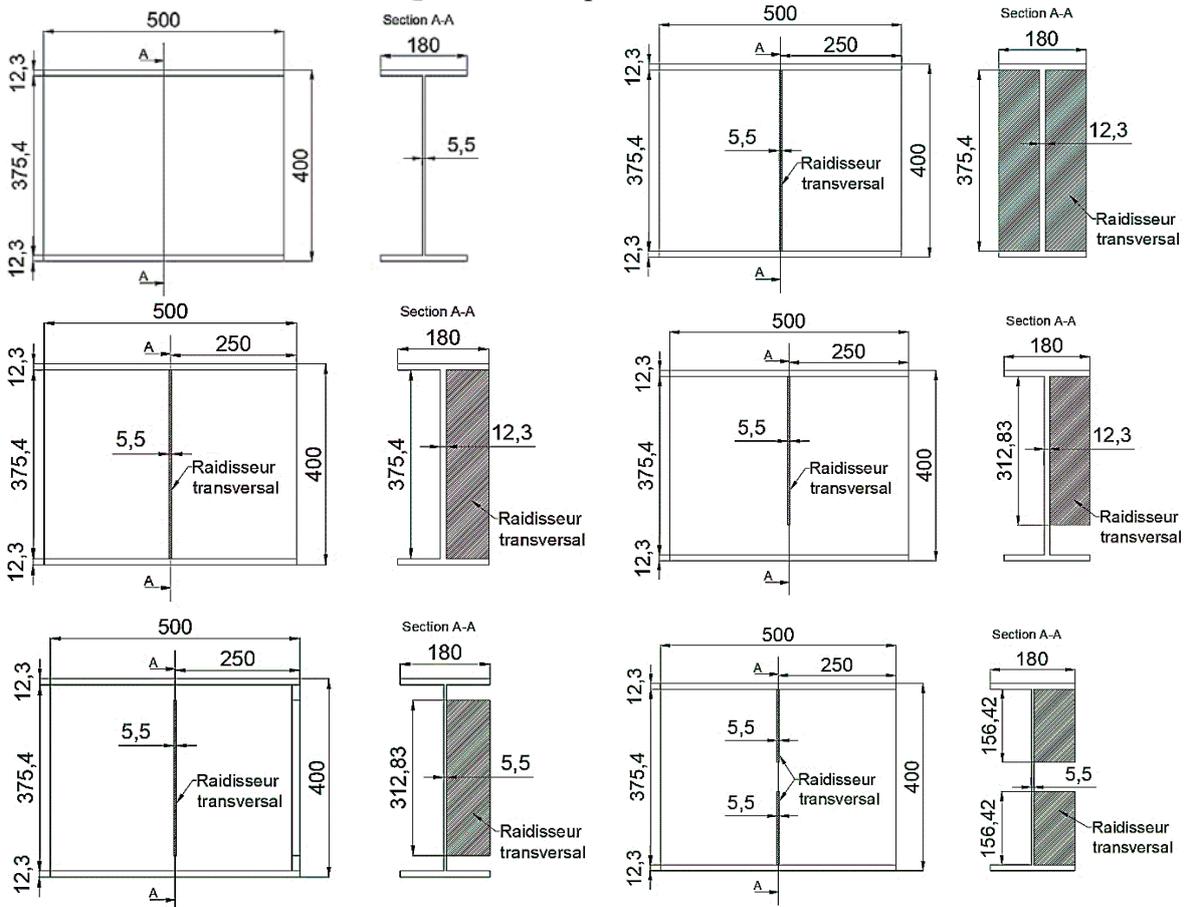


Figure II-19 : Epruvettes en PRS

Pour l'appellation des éprouvettes, les poutres issues de profilés laminés sont définies par la lettre H (**H**ot rolled) et les poutres issues de PRS par la lettre W (**W**elded). Ensuite, pour les PRS, la lettre W est suivie d'un élancement pour caractériser les poutres suivant l'épaisseur d'âme  $W_{\lambda_1}$  les sections avec une épaisseur d'âme de 5,5 mm et  $W_{\lambda_2}$  les sections PRS avec une épaisseur d'âme de 12,3 mm. ( $\lambda$  est l'élancement et il se calcule comme  $h_w / t_w$ ), Tableau II-6.

Tableau II-6 : Description des éprouvettes testées (campagne n°2)

Dénomination	Description
<b>1.U</b>	Profilé sans raidisseur
<b>2.FD</b>	Profilé avec un raidisseur double sur toute la hauteur
<b>3.FS</b>	Profilé avec un raidisseur simple sur toute la hauteur
<b>4.P1E</b>	Profilé avec un raidisseur partiel soudé à une des semelles et une partie de l'âme
<b>5.PC</b>	Profilé avec un raidisseur partiel soudé au milieu de l'âme et non aux semelles
<b>6.P2E</b>	Profilé avec un raidisseur partiel soudé sur les deux semelles en laissant un vide au milieu

Chaque profilé est sous nommé comme suit : Numéro de la configuration.description-nature du profilé (H signifie « hot rolled sections » (IPE) et  $W_{\lambda_1}$  ou  $\lambda_2$  signifie « welded sections » (PRS))

#### 4.2. Caractéristiques mécaniques

Les caractéristiques mécaniques, des aciers constitutifs des différentes éprouvettes testées sont déterminées à partir d'essais de traction réalisés sur des éprouvettes normalisées. Comme pour la campagne d'essai n°1, l'essai de traction est réalisé sur une presse Zwick 200 kN, illustrée à la Figure II-4.

Les caractéristiques mécaniques des semelles, de l'âme et du raidisseur de chaque éprouvette sont présentées avec les épaisseurs des parois correspondantes dans le Tableau II-7

Tableau II-7 : Caractéristiques mécaniques des éprouvettes (campagne n°2)

Coupon	Épaisseurs (mm)	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)
<b>Semelles</b>	10,7	269,3	408,4
<b>Âme</b>	7,1	304,4	421,7
<b>Raidisseur</b>	8	320	448
<b>Âme/ raidisseur</b>	5,5	360	424
<b>Âme / semelle</b>	12,3	358,4	504

### 4.3. Montage expérimental et procédures

La seconde campagne d'essais a été effectuée sur une presse de 2000 kN présentée à la Figure II-20. La charge de compression est appliquée via des cales métalliques de largeurs 100 mm la cale disposées symétriquement en parties supérieure et inférieure des poutres.

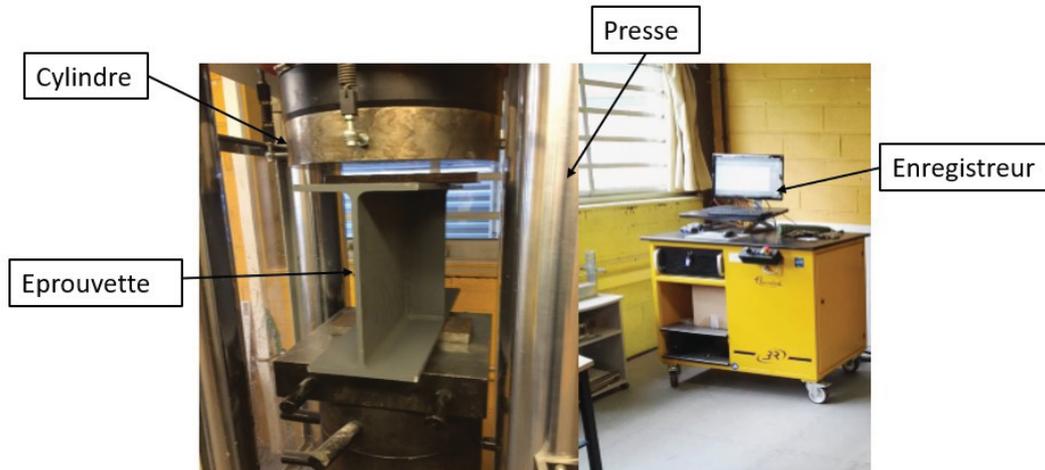


Figure II-20: Dispositif de chargement de la campagne 2 sur presse 2000kN

La charge est appliquée en déplacement contrôlé jusqu'à l'obtention d'une baisse d'effort accompagnée d'une déformation hors plan de l'échantillon. La diminution de la charge associée à une déformée hors plan significative est considérée comme la phase de ruine de l'échantillon. Seules les courbes force-déplacement de la presse ont été récupérées pour caractériser le comportement de chaque échantillon testé. Au total, 12 échantillons ont été testés (voir Figure II-21). Le descriptif de chaque échantillon est fourni à la Figure II-22.



Figure II-21 : Epreuves d'essais (campagne n°2)

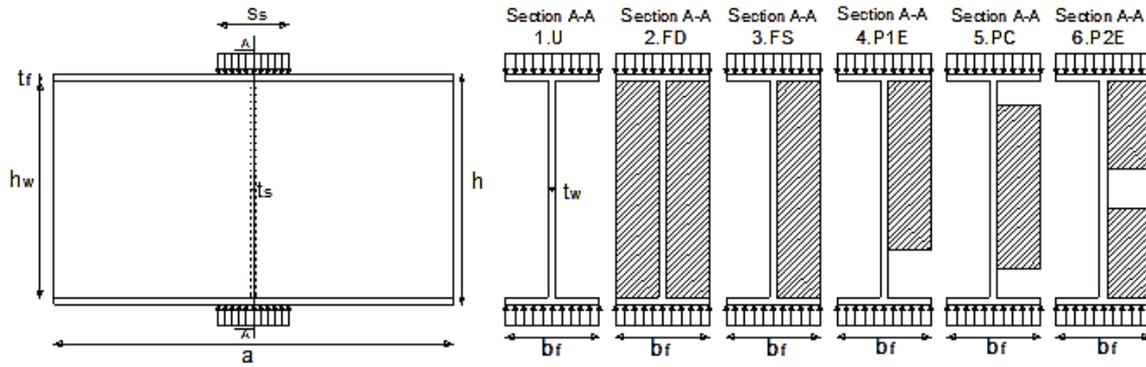


Figure II-22 : Dispositif de chargement et configurations d'éprouvettes testées

#### 4.4. Présentation des résultats d'essais et analyses

Cette seconde campagne expérimentale consiste en une étude comparative de différents tronçons de poutres soumis à la double compression avec différentes configurations de raidisseurs (total ou partiel).

La Figure II-23 compare les courbes force-déplacement de différentes configurations de poutres issues de profilés IPE. Il peut être observé sur la Figure II-23, que les résistances et raideurs augmentent avec le degré de raidissage du profilé. De plus, on observe une augmentation importante du palier plastique en comparaison du profilé non raidi.

Ainsi, la comparaison des courbes montre que le raidissage partiel avec une part d'âme libre à mi-hauteur ou en partie inférieure confère un apport de résistance très similaire. En revanche, il est intéressant de noter qu'un raidisseur de même taille mais disposé au milieu de l'âme, laissant ainsi une part égale d'âme non raidie de part et d'autre du raidisseur, apporte une résistance sensiblement plus grande.

Cette observation peut être expliquée par le fait que la hauteur d'âme libre de part et d'autre du raidisseur est 2 fois plus faible que la hauteur d'âme libre dans les 2 autres configurations de raidisseurs. Cependant il est intéressant de noter que le fait de solidariser le raidisseur aux semelles permet d'augmenter la résistance du profilé de plus de 23%. Voir Tableau II-8.

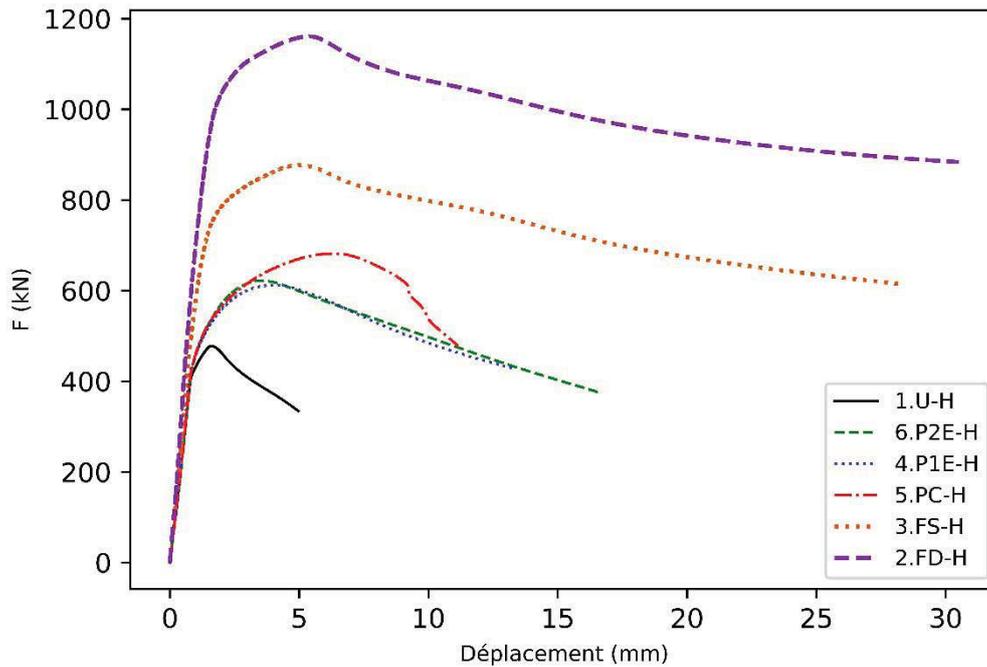


Figure II-23 : Résultats d'essais de compression sur les profilés en IPE

Ensuite, la Figure II-24 présente les courbes expérimentales pour les sections en PRS. Cette Figure II-24 est séparée en 2 parties du fait des valeurs d'élancement différentes entre les PRS. La figure de gauche correspond au PRS dont le rapport hauteur sur épaisseur d'âme vaut 30,52 tandis que la figure de droite correspond au PRS avec un rapport hauteur sur épaisseur de 68,25.

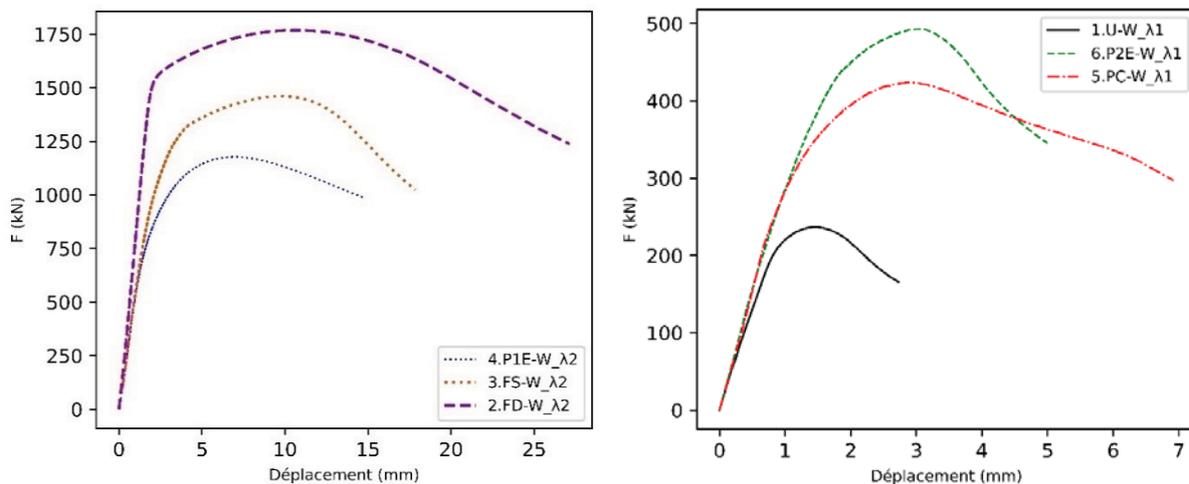
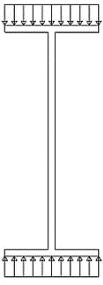
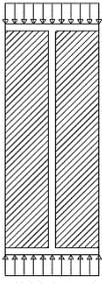


Figure II-24 : Résultats des essais de compression sur les profilés en PRS

Il peut être observé sur la Figure II-24 à droite, que le raidissage partiel soudé aux semelles supérieure et inférieure confère une meilleure résistance en comparaison avec le raidisseur partiel disposé à mi-hauteur d'âme. Cela permet donc de conclure que le type de

raidissage partiel optimum peut dépendre du profilé étudié. Le Tableau II-8 montre les résultats en charges de ruine des profilés testés de la campagne n°2.

Tableau II-8: Les résultats en charge ultime des profilés testés (campagne n°2)

												
	1.U-H	1.U- $W_{\lambda_1}$	2.FD-H	2.FD- $W_{\lambda_2}$	3.FS-H	3.FS- $W_{\lambda_2}$	4.P1E-H	4.P1E- $W_{\lambda_2}$	5.PC-H	5.PC- $W_{\lambda_1}$	6.P2E-H	6.P2E- $W_{\lambda_1}$
$F_{u,Test}$ (kN)	478	236,9	1160,9	1768	876,8	1461	612,3	1177,8	681,9	423,9	622	493,3

Pour les profilés raidis partiellement, la longueur du raidisseur a été réduite de 17 % par rapport au raidisseur sur toute la hauteur d'âme. Il est alors proposé d'examiner la réduction de la résistance induite par cette réduction de la longueur du raidisseur. Dans le cas du profilé laminé à chaud, la configuration 5.PC-H présente la résistance la plus élevée avec une réduction de la résistance par rapport au raidisseur faisant toute la hauteur de l'âme de 22 %, tandis que les deux autres raidisseurs partiels réduisent la résistance de 30 % environ. Ces observations expérimentales sont discutées au chapitre III en recourant à un modèle élément finis.

Les déformées à la ruine des profilés en IPE et des profilés en PRS testés dans cette campagne d'essais sont présentées à la Figure II-25. La Figure II-25 (a) montre un IPE 300 non raidi. L'âme a donc subi un flambement en une seule demi-onde.

En ce qui concerne les panneaux des Figure II-25 (b) et 25 (c), correspondant au raidissage toute hauteur, l'âme se déforme de manière asymétrique des deux côtés du raidisseur et le raidisseur subit un flambement par torsion.

Ensuite, Figure II-25 (d) montre la ruine du profilé avec raidisseur partiel soudé à une des semelles. Il peut être observé que la déformée à la ruine est localisée au niveau de la partie d'âme non raidie. Ainsi, le raidisseur renforce la partie raidie en flexion et semble jouer le rôle d'un transmetteur de charge sur la partie non raidie du panneau d'âme. En ce qui concerne le panneau d'âme avec un raidisseur partiel à mi-hauteur de l'âme (Figure II-25 (e)), l'âme est

déformée sur ses parties non raidies aux extrémités des raidisseurs. Le voilement local de l'âme semble être accompagné de la formation d'un mécanisme plastique au niveau des semelles.

Enfin, on observe que pour le cas de raidissage partiel connectés aux deux semelles de la Figure II-25 (f), la partie d'âme non raidie est encore une fois le seul élément qui se déforme en flexion et le raidisseur reste non déformé.

Ce cas peut donc être considéré comme similaire à celui de la Figure II-25 (d) ce qui va dans le sens de l'observation des courbes force-déplacement.

Pour la section en PRS, dans le profilé non raidi (Figure II-26 (a)), l'âme est le seul élément qui s'est déformé, son épaisseur est la plus faible et les semelles ne sont pas déformées. Les modes de ruine pour les profilés en PRS sont très similaires à ceux observés sur les profilés en IPE. En effet, dans le cas de raidissage partiel, la déformée se concentre sur la partie d'âme non raidie.

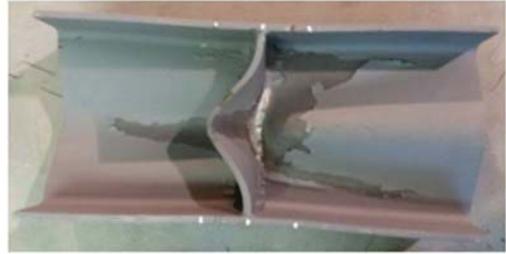
Il a également été remarqué que pour l'éprouvette de la Figure II-26 (e), les semelles sont plastifiées autour des points de chargement. Cela peut être la source d'une diminution de la valeur de charge ultime.

Dans le cas de profilés entièrement raidis par un raidisseur double ou simple (Figure II-26 (b) et 26 (c)), le raidisseur est la section la plus affectée et il subit un flambement mais de formes différentes par rapport à celle observée sur les profilés IPE. Pour les sections PRS (Figure II-26 (b), Figure II-26 (c)), la forme de la déformée du raidisseur est soit en deux ondes soit en une onde locale.

Dans le cas où le raidisseur a la même épaisseur que l'âme, il subit une onde locale. Le raidisseur subit une déformation en deux ondes dans le cas où il a une épaisseur inférieure à celle de l'âme.



(a) Mode de ruine 1.U-H



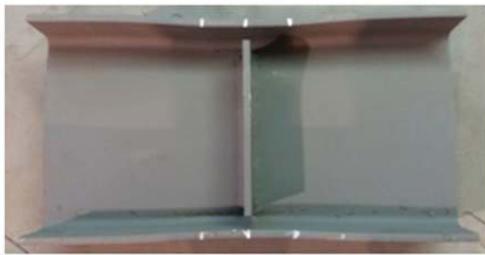
(b) Mode de ruine 2.FD-H



(c) Mode de ruine 3.FS-H



(d) Mode de ruine 4.P1E-H



(e) Mode de ruine 5.PC-H



(f) Mode de ruine 6.P2E-H

Figure II-25 : Modes de ruine (éprouvettes en IPE)



(a) Mode de ruine 1.  $U-W_{\lambda_1}$



(b) Mode de ruine 2.  $FD-W_{\lambda_2}$



(c) Mode de ruine 3.  $FS-W_{\lambda_2}$



(d) Mode de ruine 4.  $P1E-W_{\lambda_2}$



(e) Mode de ruine 5.  $PC-W_{\lambda_1}$



(f) Mode de ruine 6.  $P2E-W_{\lambda_1}$

Figure II-26 : Modes de ruine (échantillons en PRS)

## 5. Etude comparative

Les deux campagnes d'essais consistent à étudier le comportement d'une paroi raidie soumise à une double compression dont le raidisseur est soit double sur toute la hauteur, soit simple sur toute la hauteur soit partiel simple. Le raidisseur est placé soit au milieu de la poutre (campagne 2 et 1) soit en rive (campagne 1).

Une étude comparative mettant en valeur l'effet de l'élancement du profilé sur la résistance du raidisseur pour chaque type de raidissage peut être effectuée.

Les Figures II-27 et II-28 montrent les courbes en force-déplacement des profilés non raidis et raidis transversalement par des raidisseurs doubles sur toute la hauteur (IPE300, PRS 370, PRS 400 et PRS 508).

Les dimensions des profilés mis en comparaison sont récapitulées dans le Tableau II-9.

Tableau II-9: Les dimensions des profilés mis en comparaison

	$f_y$ (MPa)	$t_w$ (mm)	$t_f$ (mm)	$h_w$ (mm)	$\lambda = h_w/t_w$	$t_s$ (mm)
<b>IPE 300</b>	320	7,1	10,7	278,6	39,24	8
<b>PRS 370</b>	360,08	6	10	350	58,33	10
<b>PRS 400</b>	360	5,5 (12,3 cas raidi)	12,3	375,4	68,25 (30,52 cas raidi)	5,5
<b>PRS 508</b>	360,08	6	10	488	81,33	10

Pour des profilés non raidis il est logique que celui admettant un élancement faible résistera le plus. Cela est remarqué aussi en comparant les courbes force-déplacement des profilés non raidis (IPE 300, PRS 370 et PRS 508). Pour le cas du PRS 400 on a remarqué, lors de l'expérience, que les défauts initiaux au niveau de l'âme et des semelles ont fait influencer sa résistance ainsi que sa rigidité initiale.

Pour le cas des profilés raidis, on distingue entre un PRS et un IPE. En effet, pour les PRS celui qui admet un élancement d'âme plus faible est toujours le plus résistant quelle que soit l'épaisseur de son raidisseur. L'élancement de l'IPE 300 est plus faible que celui du PRS et pourtant il a une résistance plus faible que les autres profilés. Cela s'explique par le fait qu'il a une limite élastique d'âme plus faible par rapport aux autres profilés ainsi que les dimensions des raidisseurs et des âmes qui sont différentes d'un profilé à un autre.

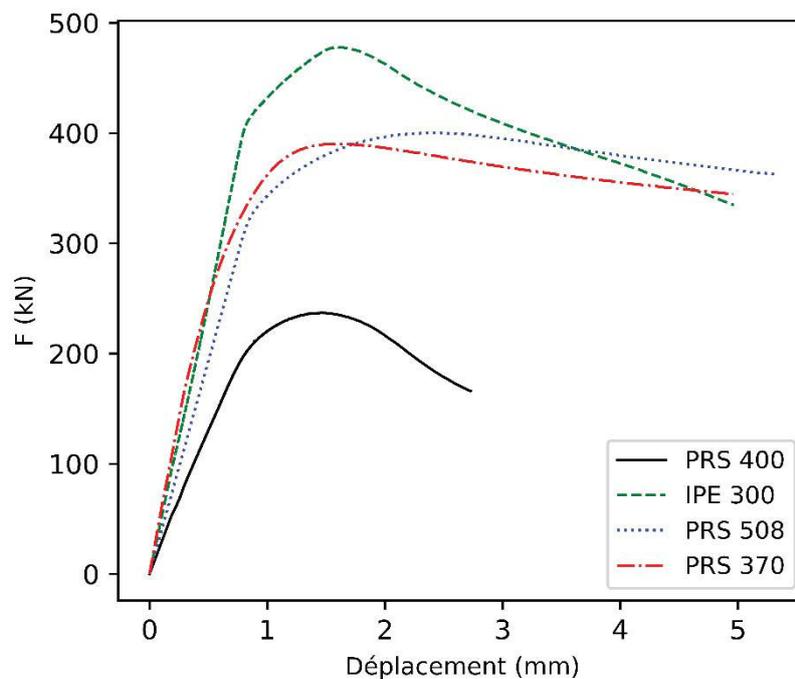


Figure II-27: Courbes charge-déplacement des profilés non raidis

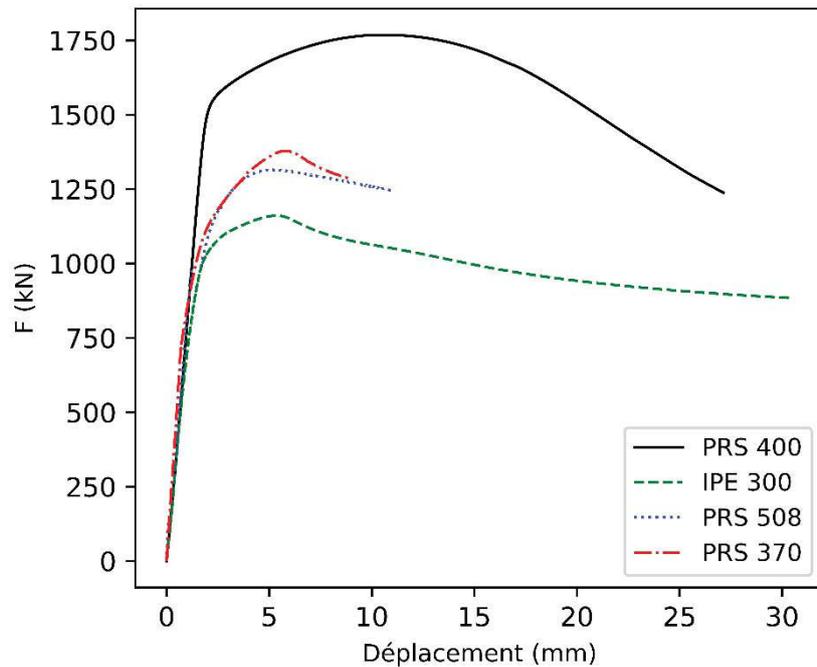


Figure II-28 : Courbes charge-déplacement des profilés raidis

## 6. Récapitulatif

Les résultats des différents essais sont regroupés de façon à observer les résistances des âmes non raidies ensemble, Tableau II-10. Ce tableau intègre également les résultats provenant de l'étude expérimentale effectuée sur des profilés non raidis en compression par (Mezghanni 2013) et (Lagerqvist et al. 1996) dont les détails ont été présentés au chapitre I. La Figure II-29 présente l'évolution de la charge de ruine en fonction de l'élancement  $\lambda$ .

De la même façon que pour les âmes non raidies, les résultats des essais avec raidisseurs sont regroupés ensemble, Tableau II-11. Les Figures II- 30 à II-33 présentent la variation de la charge de ruine en fonction de certains paramètres géométriques. Cette représentation permet, d'une part, de distinguer entre les paramètres agissant sur la résistance de chaque type d'âme (raidi ou non), et d'autre part, de comparer entre une âme non raidie et une âme raidie transversalement quel que soit le type de raidisseur.

Tableau II-10: Charges de ruine expérimentales des profilés non raidis ((Lagerqvist et al. 1996), (Mezghanni 2013), campagne n°2, campagne n°1).

Profilé	$h_w$ (mm)	$t_w$ (mm)	$\lambda = h_w/t_w$	$b_f$ (mm)	$a$ (mm)	$F_u$ (kN)
A11	239,8	3,8	60	118,5	1014	262
A21	278,1	3,8	70	119,9	1258	260
A31	319,7	3,9	80	120,1	1405	266
A42	359,6	3,8	90	120,5	1523	249
A62	439,9	3,8	110	120	1860	230
A72	320,7	7,9	40	120,5	1562	873
A82	400,5	8	50	120,4	1471	859
Pr	810	5	162	221	2460	279
P0 I	653	5	130,6	243	2130	315
P0 II	635	5	130,6	243	2325	310
B3-S0	349	6	58,17	200	1890	390
B5-S0	488	6	81,33	200	1890	394
1U-H	278,6	7,1	39,24	150	500	478
1.U-W $_{\lambda_1}$	375,4	5,5	68,25	180	500	237

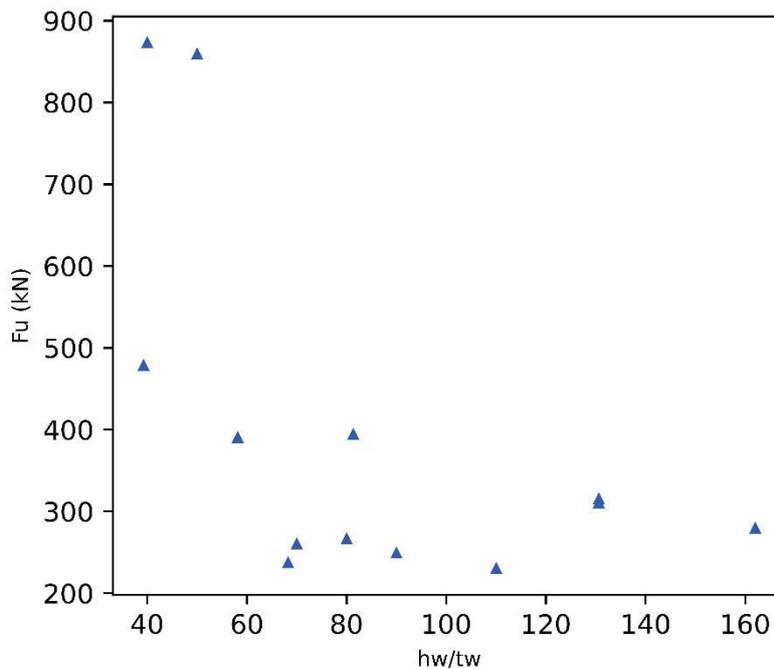


Figure II-29 : Variation de la charge de ruine en fonction de l'élancement (profilés non raidis)

Il est clairement remarqué que l'élancement est le paramètre ayant l'effet majeur sur la résistance des âmes non raidies. En effet, pour des élancement importants la charge de ruine est faible et même très faible en comparaison avec la charge de ruine d'un profilé ayant un élancement réduit (la différence dépasse 200 % pour les élancements  $\lambda = 40$  et  $\lambda = 162$ , par exemple).

Tableau II-11 : Charges de ruine expérimentales des profilés raidis (campagnes 1 et 2).

Profilé	$h_w$ (mm)	$t_w$ (mm)	$h_w/t_w$	$h_s$ (mm)	$t_s$ (mm)	$a$ (mm)	$F_u$ (kN)
B3-Sp	349	6	58,17	349	10	1890	1378
B5-Sp	488	6	81,33	488	10	1890	1378
B3-Se	349	6	58,17	349	10	1890	1206
B5-Se	488	6	81,33	488	10	1890	1208
2.FD-H	278,6	7,1	39,24	278,4	8	500	1161
2.FD- $W_{\lambda_2}$	375,4	12,3	30,52	375,4	5,5	500	1768
3.FS-H	278,6	7,1	39,24	278,6	8	500	877
3.FS- $W_{\lambda_2}$	375,4	12,3	30,52	375,4	5,5	500	1461
4.P1E-H	278,6	7,1	39,24	232	8	500	612
4.P1E- $W_{\lambda_2}$	375,4	12,3	30,52	312,8	5,5	500	1178
5.PC-H	278,6	7,1	39,24	232	8	500	682
5.PC- $W_{\lambda_1}$	375,4	5,5	68,25	312,8	5,5	500	424
6.P2E-H	278,6	7,1	39,24	232	8	500	622
6.P2E- $W_{\lambda_1}$	375,4	5,5	68,25	312,8	5,5	500	493

Les résultats des essais sur des raidisseurs en compression permettent d'évaluer, d'une part, la présence d'un raidisseur quelle que soit sa forme, et d'autre part, de définir les paramètres agissant sur la résistance globale d'un profilé raidi soumis à la double charge de compression. Les Figures II-30 à 33 représentent la variation de la charge ultime en fonction des paramètres  $h_w/t_w$ ,  $t_s/t_w$ ,  $h_w$  et  $h_s$ .

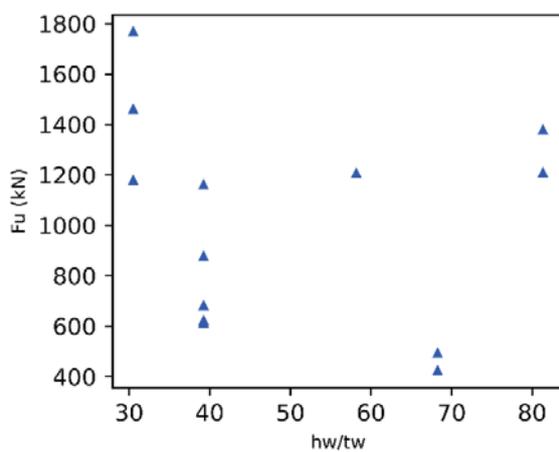


Figure II-30 : Variation de la charge de ruine en fonction de l'élancement

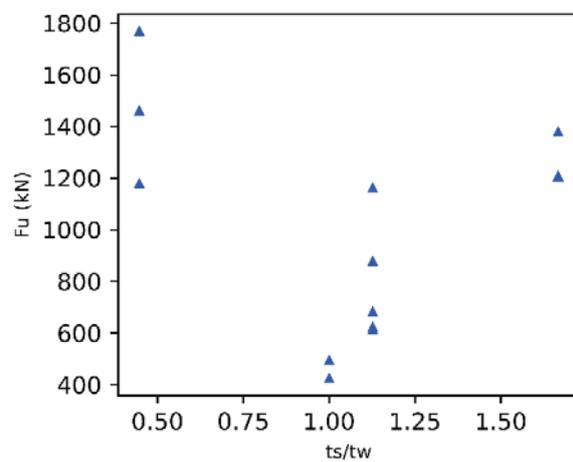


Figure II-31 : Variation de la charge de ruine en fonction du rapport  $t_s/t_w$

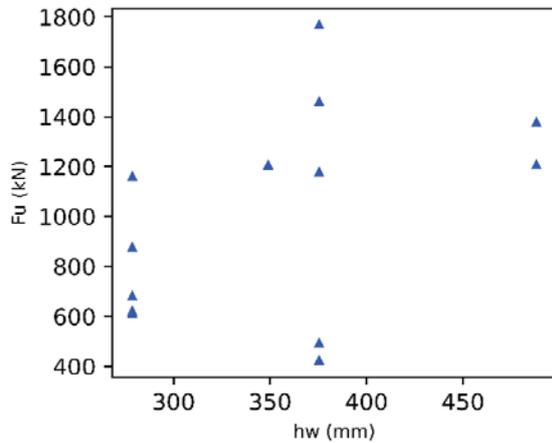


Figure II-32 : Variation de la charge de ruine en fonction de  $h_w$

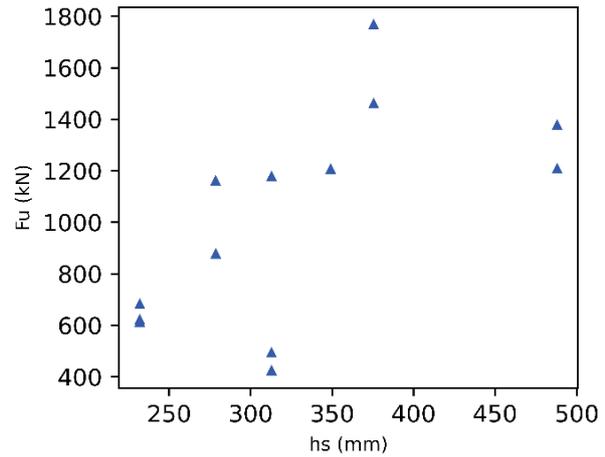


Figure II-33 : Variation de la charge de ruine en fonction de  $h_s$

Il est remarqué à partir du Tableau II-12 et des Figures II-30 à 33 qu'il est difficile de tirer une conclusion sur la tendance de la résistance globale d'un profilé raidi en fonction des caractéristiques géométriques de l'âme ou du raidisseur.

Cependant, la variation de la hauteur du raidisseur présente une influence sur la résistance globale du profilé raidi soumis à la double compression. Ainsi, le raidisseur est l'élément qui pilote le comportement des profilés raidis et non pas l'âme.

## 7. Conclusions

Le chapitre a présenté les détails des essais expérimentaux effectués dans le cadre de cette thèse. Ces essais viennent compléter les études expérimentales déjà présentées au chapitre I. Ces études fournissent une base importante pour valider le modèle éléments finis qui sert de base pour des études paramétriques.

Ces essais ont permis de tirer de premières observations sur le comportement de raidisseurs partiels et le mode de ruine du panneau d'âme. Il apparaît que le raidisseur partiel, d'épaisseur égale à celle de l'âme, permet de réduire la hauteur d'âme soumise au phénomène d'instabilité, ce qui permet d'augmenter la résistance totale du profilé. En effet, l'utilisation de raidisseurs sur toute la hauteur montre les valeurs de résistance les plus élevées. Les études menées lors de la campagne 2 ont notamment permis d'observer l'importance de solidariser le raidisseur aux semelles afin de bénéficier d'un apport de résistance maximal et significativement plus élevé.

Ces essais ont montré que la présence d'un raidisseur sur toute la hauteur permet d'avoir des résistances importantes par rapport à celles d'un profilé non raidi. Aussi, la compression génère une déformée à la ruine avec différentes formes d'ondes de voilement. Ce comportement à la ruine peut s'apparenter à celui de poteaux très courts avec un flambement par torsion. Une étude plus approfondie sur ces sujets est détaillée au chapitre IV en s'appuyant sur la modélisation par éléments finis.

---

---

# Chapitre III

## Construction et calibration d'un modèle éléments finis

---

---

*« La théorie, c'est quand on sait tout et que rien ne fonctionne. La pratique, c'est quand tout fonctionne et que personne ne sait pourquoi. Ici, nous avons réuni théorie et pratique : Rien ne fonctionne...et personne ne sait pourquoi ! ».*

*Albert Einstein*

## **1. Introduction**

Les profilés non raidis, raidis totalement ou partiellement soumis à la compression localisée ont été étudiés expérimentalement. L'étude expérimentale a permis d'observer les modes de ruine et les comportements des différentes configurations testées. Un modèle numérique décrit dans ce chapitre vient compléter ces résultats expérimentaux qui serviront à sa validation. Ensuite, il est utilisé pour mieux expliquer certaines observations expérimentales et mener des études paramétriques.

Le modèle choisi se base sur des éléments finis de type coques en utilisant le logiciel Cast3m (Cast3M 2021). En effet, la méthode des éléments finis est largement appliquée pour l'analyse des structures métalliques. Plusieurs auteurs (Mezghanni et al. 2013), (Vu et al. 2019), (Graciano 2015), (Graciano al. 2002), (Rahbar-Ranji 2013), (Galéa et al. 2010), (Lee et al. 2001), (Chacón et al. 2013) ont étudié numériquement le comportement des parois métalliques, raidies ou non à l'aide d'une variété de logiciels.

Dans la plupart des études, il s'agit des éléments coques avec un calcul en grands déplacements et un modèle élastique plastique parfait pour le matériau.

Le choix du modèle EF construit est justifié en termes de conditions aux limites, densité de maillage et chargement. Le but majeur de ce chapitre est de valider le modèle numérique sur la base des résultats d'essais présentés au chapitre II. Le modèle éléments finis aidera également à revenir sur quelques résultats expérimentaux pour enrichir leurs analyses.

## **2. Construction du modèle EF**

Le choix des éléments, du maillage adopté, de la loi de comportement représentative du matériau, des conditions aux limites et des imperfections est détaillé dans ce qui suit.

### **2.1. Caractéristiques du logiciel EF, Cast3m**

Il s'agit d'un code de calcul pour l'analyse de structures par la méthode des éléments finis. A l'origine, ce code a été développé au Service d'études mécaniques et thermiques (SEMT) du Département de modélisation des systèmes et structures (DM2S, anciennement Département de Mécanique et de Technologie, DMT) du Commissariat français de l'Energie Atomique (CEA).

Le logiciel Cast3m permet de prendre en compte les non-linéarités matérielles et géométriques de la structure étudiée, ainsi que la réalisation de calculs non linéaires avec accroissement progressif contrôlé des charges ou des déplacements imposés.

## 2.2. Présentation du modèle EF

Le profilé modélisé est constitué par une âme et deux semelles auxquelles des raidisseurs sont ajoutés.

### 2.2.1. Choix des éléments

Deux types d'éléments sont testés en considérant des éléments volumiques (CUB) et des éléments coques (COQ). Les éléments coques sont choisis pour l'étude car ils donnent des courbes force-déplacement comparables à celles des éléments volumiques avec un temps de calcul plus faible. Le logiciel Cast3m possède une bibliothèque d'éléments coques dénommés DKT et COQ4. Les éléments COQ4, comme les éléments DKT, utilisent un champ de déplacement linéaire en membrane et parabolique en flexion, avec possibilité de calcul en petits déplacements et en grands déplacements et grandes rotations.

Les calculs sont effectués en petites déformations avec prise en compte des déformations initiales. Les éléments COQ4 peuvent prendre en compte des cisaillements transverses mais présentent un temps de calcul plus élevé que celui des éléments DKT. Il est choisi dans notre cas d'étude d'utiliser les élément coques DKT. La Figure III-1 montre la structure du modèle EF construit.

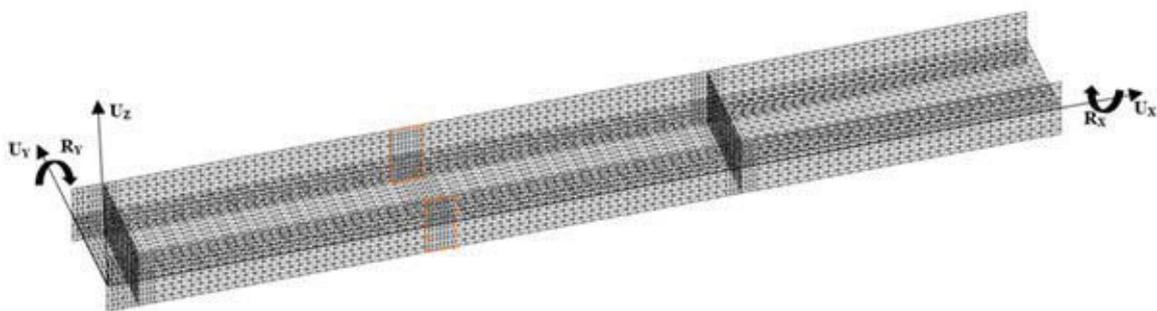


Figure III-1: Maillage du profilé avec raidisseurs

L'étude du maillage, des conditions aux limites, de la loi de comportement mécanique insérée et des imperfections à retenir est effectuées sur la base du modèle de profilé étudié.

### 2.2.2. Maillage

Le processus de raffinement du maillage est une étape primordiale pour valider tout modèle numérique en éléments finis. Plusieurs densités de maillage sont testées pour choisir

celle qui convient le mieux en termes de précision et de temps de calcul en tenant compte des capacités des machines disponibles. Ainsi, les densités de maillage sont évaluées en observant les courbes globales force-déplacement en se focalisant sur la résistance et la rigidité initiale.

Une étude de convergence du maillage global est effectuée sur un profilé soumis à une charge de compression localisée. Des conditions d'appui sur le côté opposé de la charge sont introduites pour garantir une réaction (direction  $U_y$ ). Les déplacements  $U_x$  et  $U_z$  sont bloqués d'une part et d'autre sur tous les nœuds des patins. Les comparaisons des courbes force-déplacement pour différentes densités de maillage sont montrées sur la Figure III-2.

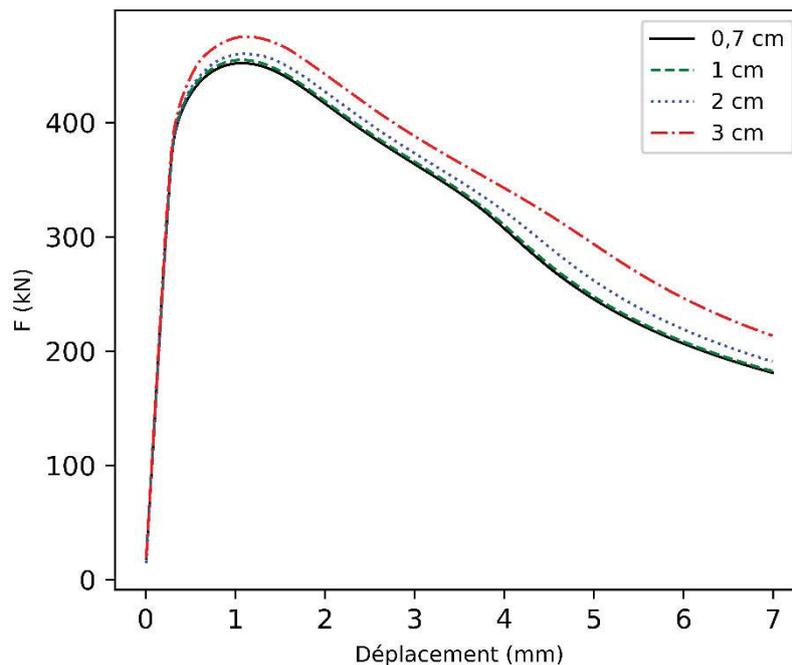


Figure III-2: Etude de convergence de maillage pour un profilé

Le maillage ainsi utilisé dans le reste des études est un maillage de taille 2 cm. Un raffinement supplémentaire est considéré localement dans les zones de chargement sur les semelles et l'âme.

### 2.2.3. Conditions aux limites

Le chargement est appliqué en contrôlant le déplacement de la surface chargée de la semelle. Ainsi, les rotations des surfaces chargées ou en appui sont bloquées. Pour représenter la réalité des essais lors de la modélisation, un blocage de déplacements suivant  $U_x$  et  $U_z$  est appliqué au niveau de la surface Surf. 1 (surface de chargement), et un blocage suivant  $U_x$ ,  $U_z$  et  $U_y$  sur la surface inférieure Surf. 2 (surface de réaction), voir Figure III-3.

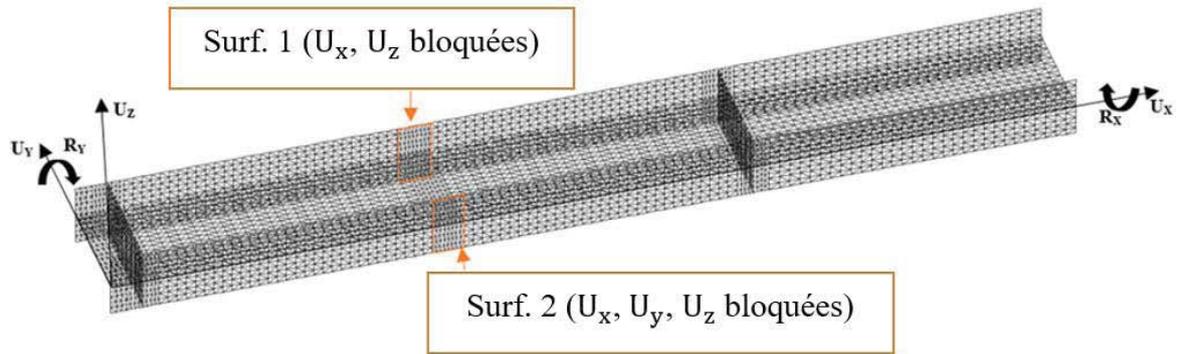


Figure III-3: Conditions aux limites

Le déplacement est permis dans la direction de translation verticale  $U_y$  sur Surf. 1 pour ne pas engendrer d'application de la charge en phase élastique (analyse modale). Après, une condition de blocage en déplacement suivant  $U_y$  est introduite pour mener un calcul en déplacement imposé.

#### 2.2.4. Loi de comportement

Les caractéristiques mécaniques des profilés métalliques modélisés sont  $E = 210$  GPa pour le module d'Young,  $\nu = 0,3$  pour le coefficient de Poisson. Les essais de caractérisation du matériau (détaillés dans le chapitre II) ont permis de définir les limites élastiques et ultimes ainsi que la courbe contrainte-déformation de chaque paroi des profilés.

Pour la définition de la loi de comportement, on utilise les valeurs des limites élastiques et ultimes. Deux modèles sont utilisés : élastique linéaire et élasto-plastique. Un calcul linéaire élastique pour une analyse modale permettant de déterminer le mode d'instabilité qui représente l'allure de la déformée initiale du profilé. Ensuite, on adopte un calcul élasto-plastique en grands déplacements pour déterminer la charge de ruine. Le comportement réel du matériau est de nature élasto-plastique caractérisé par la courbe contrainte-déformation issue de l'essai de traction.

L'annexe C de l'Eurocode 3 partie 1-5 propose des modèles simplifiés pour représenter un modèle élastique-parfaitement plastique ou même un modèle élasto-plastique avec écrouissage (Figure III-4). Une deuxième pente  $E' = E/100$  représente l'écrouissage du matériau.

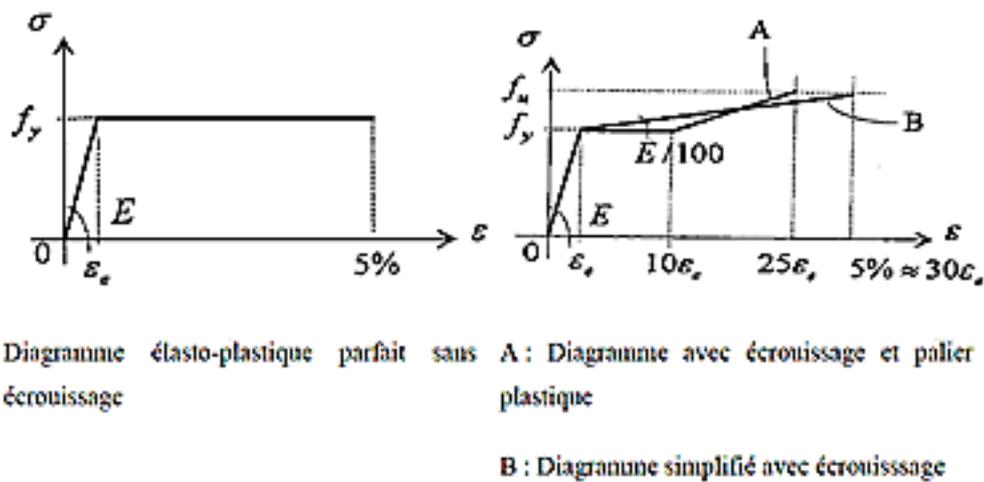


Figure III-4: Modélisation simplifiée des lois de comportement pour l'acier (annexe C EN1993-1-5)

Deux lois contrainte-déformation, avec ou sans écrouissage, sont testées dans la modélisation. La Figure III-5 montre ces deux courbes superposées à la courbe réelle obtenue par essai de traction (exemple de l'âme du profilé IPE). Un modèle élastique parfaitement plastique est choisi pour représenter le comportement du matériau.

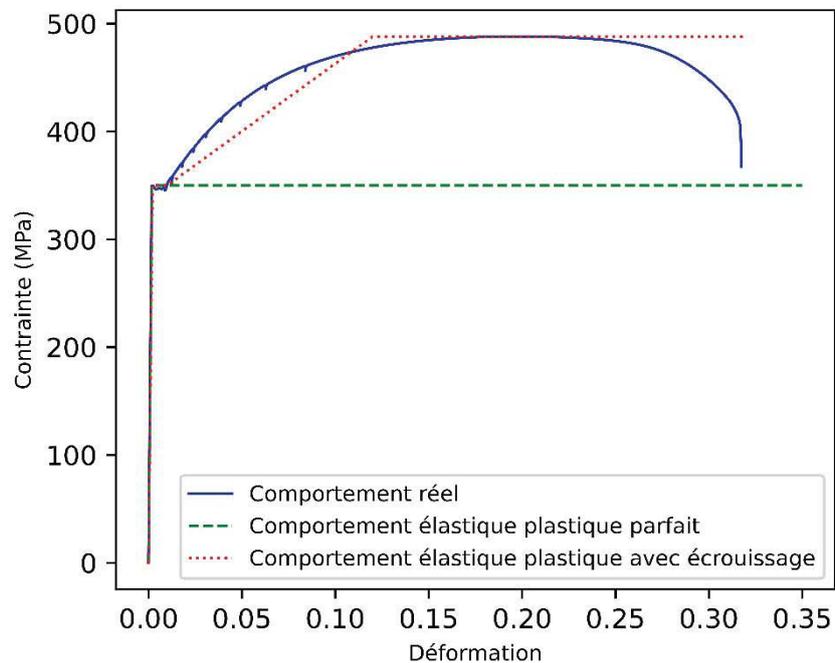
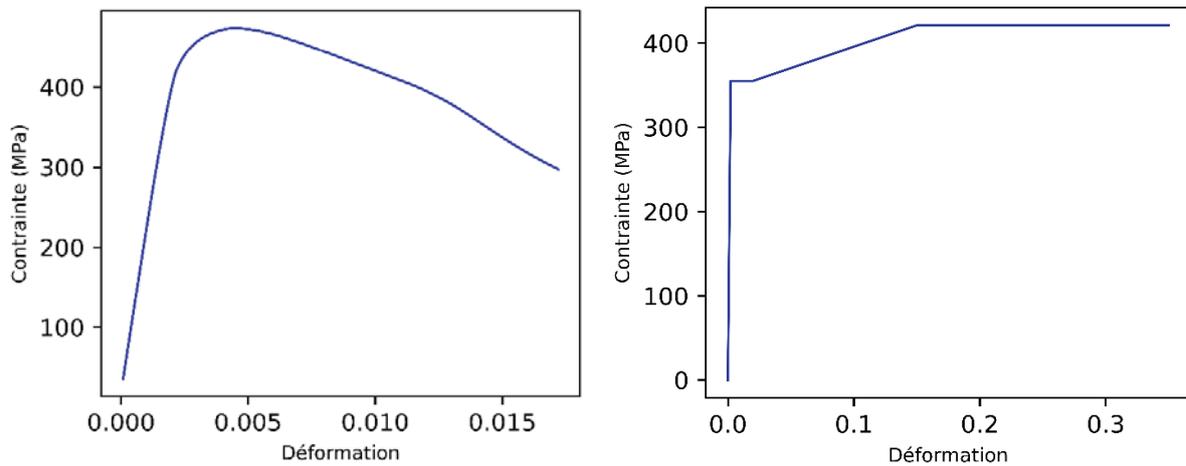


Figure III-5: Courbes contraintes-déformations (réelle et modèles)

Pour évaluer l'impact de la différence entre lois avec et sans écrouissage, une représentation de la courbe contrainte-déformation de la configuration 1.U-H (à titre

d'exemple) est présentée à la Figure III-6. La comparaison montre que l'éprouvette modélisée atteint sa capacité maximale en instabilité et se déforme en phase post-ruine pour une déformation maximale qui ne dépasse pas 0,015 (Figure III-6a). Cette valeur entame peu l'écrouissage du matériau (Figure III-6b). La déformation relevée sur le profilé modélisé est prise dans le plan moyen du profilé en un point appartenant à l'âme situé directement sous la charge correspondante. Cela confirme le fait que le modèle élastique parfaitement plastique représente bien le comportement de la plupart des essais.



(a) Courbe relevée sur le panneau modélisé      (b) Courbe introduite dans le modèle

Figure III-6: Courbes contraintes-déformations

Finalement, des exemples de comparaisons pour deux configurations (1.U-H et 2.FD-H) sont présentés à la Figure III-7.

Les courbes force-déplacement obtenues avec le modèle élastique parfaitement plastique et celui avec écrouissage sont identiques jusqu'à la phase post-ruine. Ensuite, une petite différence apparaît à cause de la mobilisation de l'écrouissage en phase de voilement où la composante flexion commence à s'amplifier.

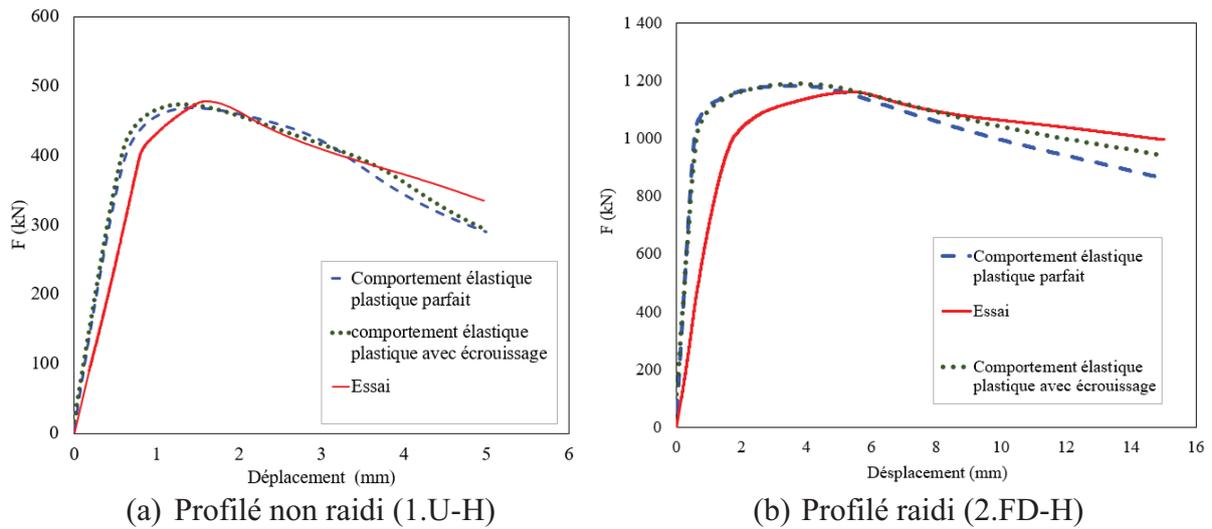


Figure III-7: Courbes charge-déplacement : comparaison entre deux lois matérielles

Le comportement élastique parfaitement plastique est le modèle adopté pour représenter la loi du comportement des profilés lors de leur modélisation numérique.

### 2.2.5. Imperfections

Dans l'idéal, les imperfections doivent être obtenues en se basant sur des relevés des mesures réelles sur le panneau à modéliser. Dans notre étude, les défauts n'ont pas été relevés et une approche d'évaluation de l'effet des imperfections sur le comportement des profilés comprimés est mise en place. Généralement, il est nécessaire de chercher un défaut donnant le cas le plus défavorable pour le comportement observé (Lanzo et al. 1996). Ce défaut dépend essentiellement de la structure (type et forme) et de la nature du chargement y appliqué. Il existe ainsi quelques méthodes qui tendent à déterminer une forme plus au moins idéale pour caractériser les imperfections. Les plus courantes sont listées ci-après.

Les imperfections peuvent être exprimées en tant que séries sinusoïdales par exemple. Cette méthode a été utilisée par (Rotter 1998) qui a montré que la précision de la méthode est en relation avec le nombre de termes pris en compte dans la série représentative.

Une autre méthode basée sur l'analyse du mode de ruine est développée par (Schneider et al. 2005). En effet, il s'agit d'un affaiblissement des points considérés initialement les plus faibles de la structure par des imperfections de tel sorte à obtenir une réduction maximale de la capacité résistante totale. Il faut noter que cette méthode est la plus longue, vu le temps de calcul non linéaire qu'elle nécessite.

Une troisième approche s'appuie sur le premier mode d'instabilité qui est pris comme défaut géométrique. Le premier mode d'instabilité est le mode le plus défavorable puisque,

selon (Featherston 2001), c'est un mode qui demande le minimum d'énergie pour engendrer une instabilité de la structure. Cette méthode est recommandée dans l'annexe C de l'Eurocode 3 partie 1-5 (EN1993-1-5 2000) pour la détermination de la forme géométrique représentative des imperfections. Cette méthode est la plus simple parmi les méthodes citées et plus fréquemment utilisées. L'amplitude maximale de ce défaut initial notée  $w_0$  est définie par l'Eurocode 3 partie 1-5 et ses caractéristiques sont représentées dans la Figure III-8.

Type d'imperfection	Composant	Forme	Amplitude
Globale	élément de longueur $l$	arc	voir EN 1993-1-1, Tableau 5.1
Globale	raidisseur longitudinal de longueur $a$	arc	$\min(a/400, b/400)$
Locale	panneau ou panneau secondaire de côtés $a$ et $b$	mode propre de voilement	$\min(a/200, b/200)$
Locale	raidisseur ou semelle soumis à la torsion	torsion en arc	1/50

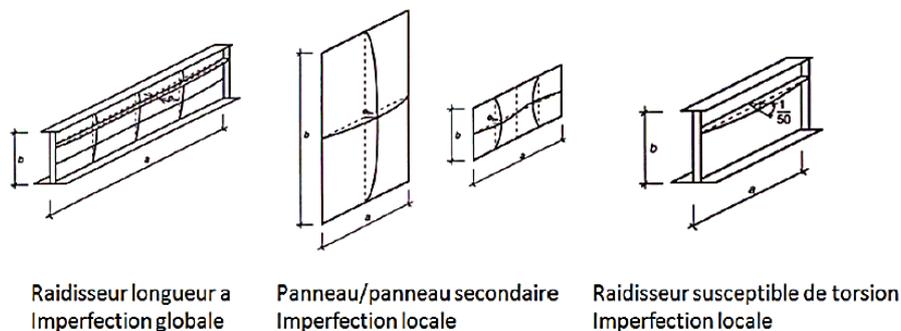


Figure III-8: Imperfections géométriques équivalentes selon l'EN3-1-5

L'Eurocode recommande l'utilisation d'une combinaison des imperfections dans le cas des structures composées, telles que les plaques raidies. Ainsi, pour ne pas confondre entre mode global et mode local en tant que mode convenable pour l'imperfection de la structure, il convient de sélectionner une imperfection et la définir comme imperfection principale et réduire de 30 % les autres imperfections par rapport à la principale.

Pour les plaques raidies par exemple il suffit de définir le premier mode d'instabilité de la structure comme imperfection initiale.

Soit  $h_w/200$  est la valeur de l'imperfection introduite au modèle numérique pour nos cas d'études.

### 3. Calibration du modèle EF sur la base des essais expérimentaux

La validation du modèle EF sur la base des essais expérimentaux (détaillés dans chapitre II) est effectuée par la comparaison entre les courbes charge-déplacement, charges de ruine et

modes de ruine. Les résultats numériques en déplacement sont déterminés en un point sous la charge appliquée, Figure III-9.

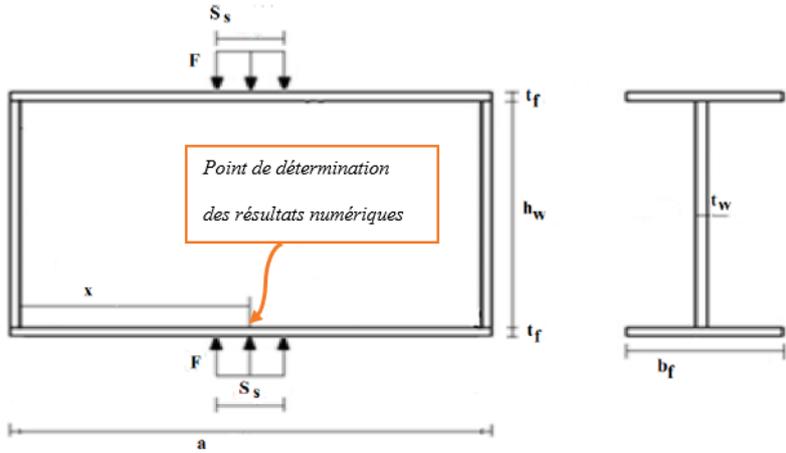
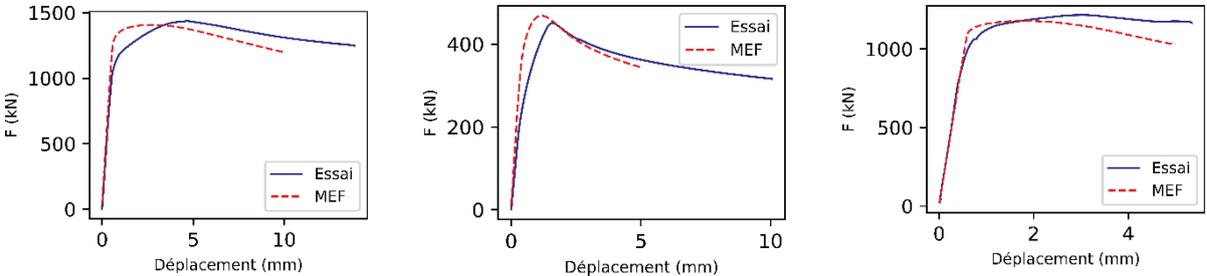


Figure III-9: Point de mesure du déplacement

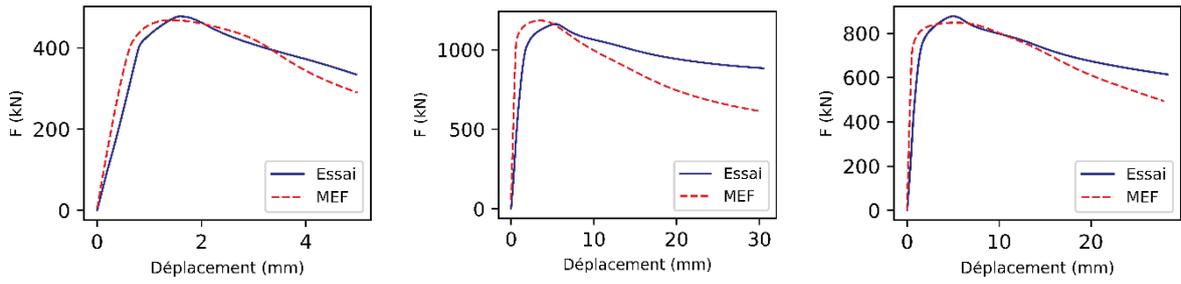
**3.1. Comparaisons entre les courbes charge-déplacement**

La Figure III-10 représente les comparaisons entre les résultats des simulations numériques et les essais des différentes configurations testées dans la campagne d’essai n°1. La Figure III-11 représente les comparaisons pour les différentes configurations testées dans la campagne d’essai n°2.



- (a) Compression localisée sur raidisseur à mi-longueur
- (b) Compression localisée sur âme non raidie
- (c) Compression localisée sur raidisseur de rive

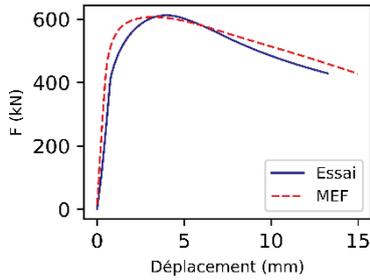
Figure III-10: Comparaisons des courbes charge -déplacement MEF et tests (campagne d’essai n°1)



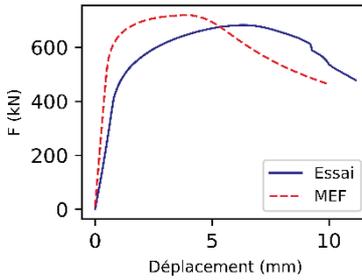
Courbes charge-déplacement de 1.U-H

Courbes charge-déplacement de 2.FD-H

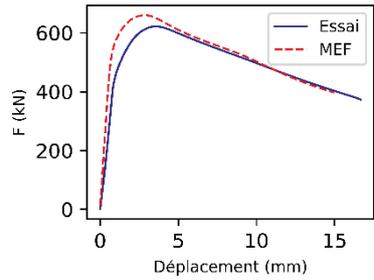
Courbes charge-déplacement de 3.FS-H



Courbes charge-déplacement de 4.P1E-H

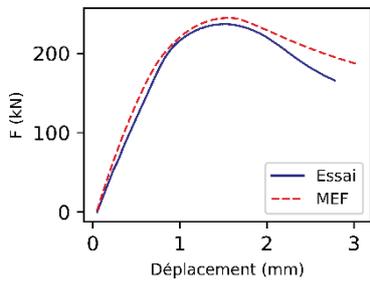


Courbes charge-déplacement de 5.PC-H

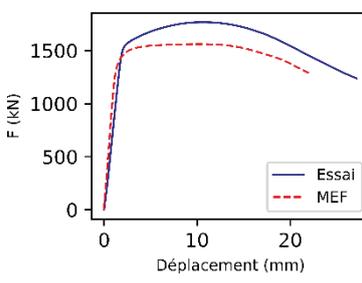


Courbes charge-déplacement de 6.P2E-H

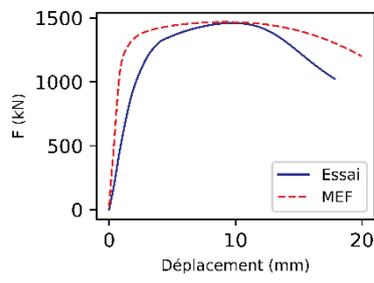
(a) Profilés IPE



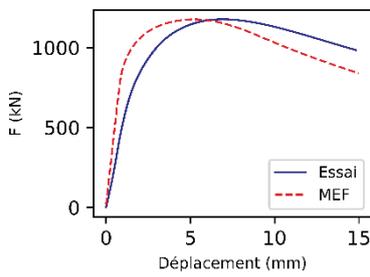
Courbes charge-déplacement de of 1.U- $W_{\lambda_1}$



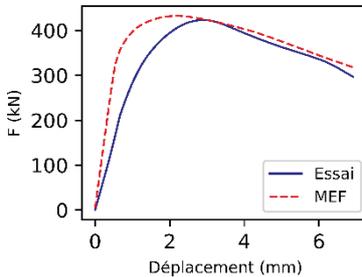
Courbes charge-déplacement de 2.FD- $W_{\lambda_2}$



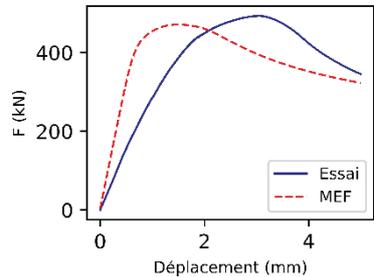
Courbes charge-déplacement de 3.FS- $W_{\lambda_2}$



Courbes charge-déplacement de 4.P1E- $W_{\lambda_2}$



Courbes charge-déplacement de 5.PC- $W_{\lambda_1}$



Courbes charge-déplacement de 6.P2E- $W_{\lambda_1}$

(b) Profilés PRS

Figure III-11: Comparaisons des courbes charge-déplacement MEF et tests (campagne d'essai n°2)

Les comparaisons entre les courbes expérimentales et celles de la modélisation numérique montrent que le modèle éléments finis représente bien le comportement global des échantillons.

### 3.2. Comparaisons entre les valeurs de charges de ruine

Les charges de ruine des profilés testés obtenues à partir des essais ( $F_{u,exp}$ ) et celles du modèle d'éléments finis ( $F_{u,MEF}$ ) sont résumées dans Tableau III-1. Elles correspondent aux valeurs maximales relevées sur les courbes numériques et expérimentales.

Tableau III-1: Comparaison des résistances obtenues par essais et MEF.

IPE			
Eprouvette	$F_{u,exp}$ (kN)	$F_{u,MEF}$ (kN)	Diff.* (%)
1.U-H	478	468,6	2,0
2.FD-H	1160,9	1183,3	-1,9
3.FS-H	876,8	865,9	1,3
4.P1E-H	612,3	606,8	0,9
5.PC-H	681,9	718,9	-5,1
6.P2E-H	622	661,1	-5,9
PRS			
Eprouvette	$F_{u,exp}$ (kN)	$F_{u,MEF}$ (kN)	Diff.* (%)
1.U- $W_{\lambda_1}$	236,9	244,5	-3,1
2.FD- $W_{\lambda_2}$	1768	1807,7	-2,2
3.FS- $W_{\lambda_2}$	1461	1482,1	-1,4
4.P1E- $W_{\lambda_2}$	1177,8	1091,5	7,9
5.PC- $W_{\lambda_1}$	423,9	427,6	-0,9
6.P2E- $W_{\lambda_1}$	493,3	471,8	4,6

$$*Diff. = \frac{F_{u,exp} - F_{u,MEF}}{F_{u,MEF}} \times 100$$

Pour le cas des profilés en IPE, toutes les éprouvettes décrites dans Tableau III-1 ont les mêmes dimensions de section. Le seul paramètre variable est la configuration du raidisseur, soit un raidisseur partiel ou total. Comme prévu, la résistance des panneaux raidis sur toute la hauteur est plus élevée que celle des panneaux partiellement raidis ou sans raidisseurs. On peut observer que par rapport au profilé non raidi, la charge maximale augmente de 83 % pour un raidisseur simple sur toute la hauteur et de 143 % pour un raidisseur double sur toute la hauteur. Les raidisseurs partiels font augmenter la résistance de 30 à 42 %. De plus, pour une hauteur de raidisseur partiel donnée, on peut observer que la position du raidisseur influence légèrement la valeur de la charge de ruine atteinte (4.P1E-H, 5.PC-H et 6.P2E-H dans le Tableau III-1). En regardant cette différence qui ne dépasse pas 10 %, la configuration 5.PC-H (raidisseur situé à

mi-hauteur de l'âme) présente une résistance supérieure à celle du raidisseur de même longueur mais soudé en haut seulement ou soudé de part et d'autre de la hauteur de l'âme (configurations 4P1E-H et 6P2E-H). En effet, c'est la configuration qui a une discontinuité de sa partie non raidie avec une longueur plus faible. La partie non raidie est responsable des instabilités et de la perte de résistance. Ainsi, les deux autres configurations 4P1E et 6P2E ont une partie non raidie continue et donc plus longue (voir Figure II-18 chapitre II), ce qui génère une résistance plus faible.

Dans le cas des profilés en PRS, la première remarque est que, même sans tenir compte des soudures, les résultats en charges de ruine expérimentales et numériques sont similaires. Ainsi, Les échantillons 1.U- $W_{\lambda_1}$ , 5.PC- $W_{\lambda_1}$  et 6.P2E- $W_{\lambda_1}$  ont une épaisseur d'âme de 5,5 mm. Les échantillons 2.FD- $W_{\lambda_2}$ , 3.FS- $W_{\lambda_2}$  et 4.P1E- $W_{\lambda_2}$  ont une épaisseur d'âme de 12,3 mm. Dans tous les cas, le raidisseur a une épaisseur de 5,5 mm. La résistance du panneau entièrement raidi doublement (2.FD- $W_{\lambda_2}$ ) est supérieure à celle du panneau entièrement raidi simplement (3.FS- $W_{\lambda_2}$ ) ou partiellement raidi (4.P1E- $W_{\lambda_2}$ ). En comparant les différentes configurations de raidisseurs partiels (5.PC- $W_{\lambda_1}$ , 6.P2E- $W_{\lambda_1}$ ) on peut observer que la configuration avec raidisseurs soudés en haut et en bas du profilé (6P2E) présente la résistance à la compression la plus élevée.

Par conséquent, par rapport aux observations sur les raidisseurs partiels pour les profilés en IPE et PRS, on peut constater que pour deux profilés de différents élancements qui présentent deux limites d'élasticité similaires de l'âme, la meilleure solution de raidissement partiel diffère. Une explication à l'aide du modèle numérique construit devient nécessaire. Un paragraphe de ce chapitre sera consacré pour expliquer la source de cette différence d'optimisation du comportement des profilés raidis partiellement en comparant, d'une part, 5.PC-H avec 6.P2E-H pour le cas des IPE, et, d'autre part, 5.PC- $W_{\lambda_1}$  et 6.P2E- $W_{\lambda_1}$  pour les PRS.

Finalement, la comparaison entre les valeurs expérimentales et numériques de la résistance montre que le modèle d'éléments finis prédit avec précision les résultats expérimentaux (différence maximale de  $\pm 8$  % dans tous les cas).

### **3.3. Comparaisons entre les modes de ruines**

Les modes de ruine des profilés en IPE et des profilés en PRS obtenus expérimentalement et numériquement sont résumés dans la Figure III-12. Des photos ont été

prises après chaque essai expérimental et comparées aux maillages déformés obtenus à chaque simulation. Pour le profilé de la Figure III-12 (a), l'âme est le seul élément qui est déformé. Elle subit un flambement sous forme d'une demi-onde. Pour les profilés de la Figure III-12 (b) et de la Figure III-12 (c), l'âme se déforme de manière asymétrique des deux côtés du raidisseur et le raidisseur est aussi déformé. Cela montre un flambement par torsion où le raidisseur est déformé avec un angle de rotation autour de l'axe de flexion. L'âme du panneau de la Figure III-12 (d) subit une déformation près de la face inférieure du raidisseur qui ne se déforme pas avec une rotation prononcée de la partie non raidie de l'âme. Ainsi, le raidisseur renforce la partie raidie en flexion et joue le rôle de transmetteur de charge à la partie non raidie du panneau de l'âme. En ce qui concerne le panneau d'âme de la Figure III-12 (e), l'âme est déformée sur ses parties non raidies aux extrémités des raidisseurs. Elle subit une flexion en demi-onde alors que le raidisseur ne se déforme pas, les semelles subissent une déformation dans la direction de l'application de la charge, qui peut être similaire au premier théorème de l'analyse limite qui définit les charnières plastiques potentielles dans les semelles et les lignes d'élasticité potentielles à l'intérieur du panneau d'âme de chaque côté du raidisseur intermédiaire. Enfin, on observe que pour le profilé de la Figure III-12 (f), la partie de l'âme non raidie est le seul élément qui est déformé en flexion et le raidisseur reste non déformé. Ce cas peut être considéré comme similaire à celui de la Figure III-12 (d).

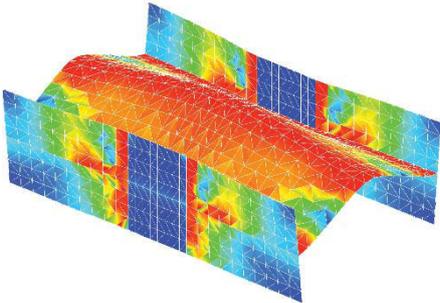
Dans le cas des profilés PRS, pour le profilé non raidi (Figure III-12 (g)), l'âme est le seul élément qui s'est déformé, son épaisseur est la plus faible et les semelles ne sont pas déformées.

Il convient de noter que pour les configurations illustrées à la Figure III-12 (k) et à la Figure III-12 (l), où le raidisseur et l'âme ont la même épaisseur, l'âme raidie est déformée mais avec une amplitude moins importante que l'âme non raidie. Il a également été remarqué que pour l'échantillon de la Figure III-12 (k), les semelles sont plastifiées autour des points de chargement. Cela peut être la source d'une diminution de la valeur de la charge maximale. Dans le cas des profilés entièrement raidis par un raidisseur double ou simple (Figure III-12 (h) et Figure III-12 (i)), le raidisseur est la section la plus touchée, et il subit un flambement par torsion avec des formes différentes.

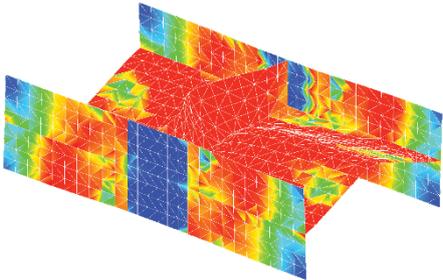
Cependant, dans la Figure III-12 (j), la déformation est localisée dans la partie non raidie de l'âme. Le raidisseur, bien qu'il soit plus mince que l'âme, joue le rôle de transmetteur de charge à la partie non raidie de l'âme. Les semelles restent non déformées. Cependant, elles ont

été localement déformées dans les cas où les raidisseurs étaient symétriques sur toute leur hauteur (voir Figure III-12 (h) et Figure III-12 (i)).

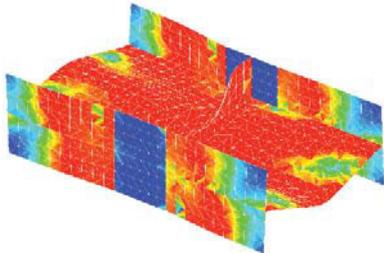
Les formes déformées des panneaux non raidis illustrées à la Figure III-12 (a) et à la Figure III-12 (g) présentent certaines similitudes avec celles observées dans les éprouvettes partiellement raidies illustrés à la Figure III-12 (e), à la Figure III-12 (f), à la Figure III-12 (k) et à la Figure III-12 (l). Si l'on observe les éprouvettes avec une âme complètement raidie dans les sections en IPE (Figure III-12 (b), Figure III-12 (c)) et les sections en PRS (Figure III-12 (h), Figure III-12 (i)), la forme déformée du raidisseur (deux ondes ou une onde locale) dépend de son épaisseur par rapport à celle de l'âme. Si le raidisseur a la même épaisseur que l'âme, il subit une onde complète. Bien que l'épaisseur du raidisseur soit inférieure à celle de l'âme, le panneau partiellement raidi de la Figure III-12 (j) se comporte de la même manière que le panneau avec le même raidisseur mais ayant une épaisseur égale à celle de l'âme.



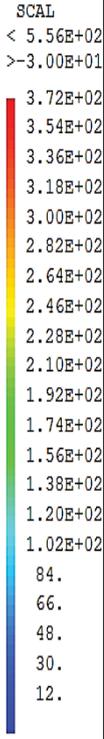
(a) Mode de ruine de 1.U-H

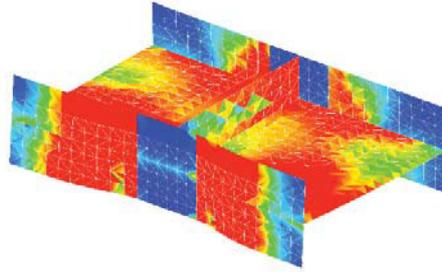


(b) Mode de ruine de 2.FD-H

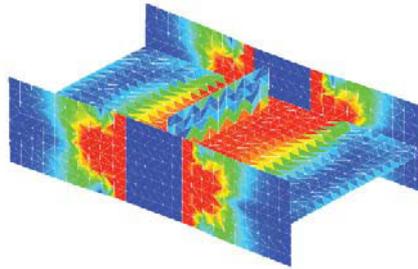


(c) Mode de ruine de 3.FS-H

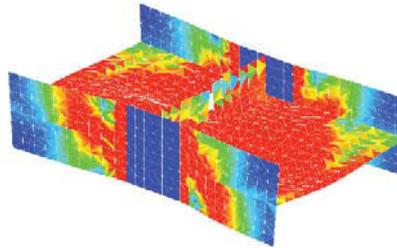




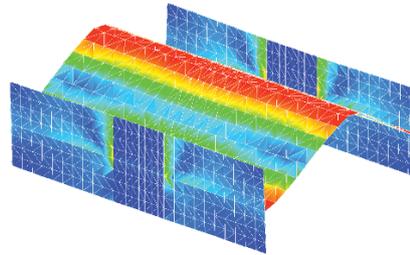
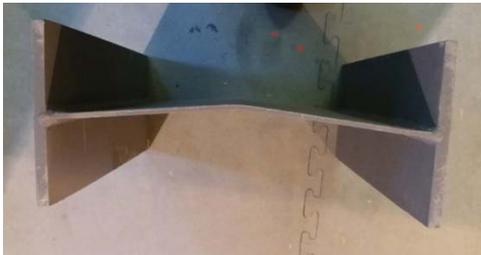
(d) Mode de ruine de 4.P1E-H



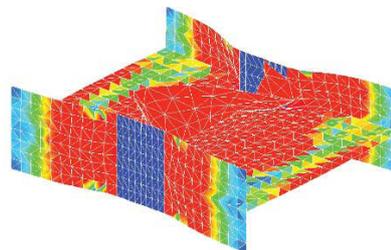
(e) Mode de ruine de 5.PC-H



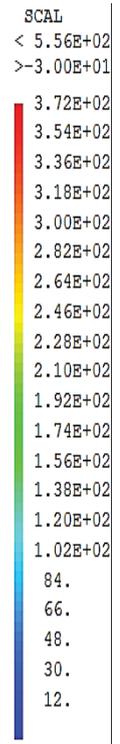
(f) Mode de ruine de 6.P2E-H



(g) Mode de ruine de 1.U- $W_{\lambda_1}$



(h) Mode de ruine de 2.FD- $W_{\lambda_2}$



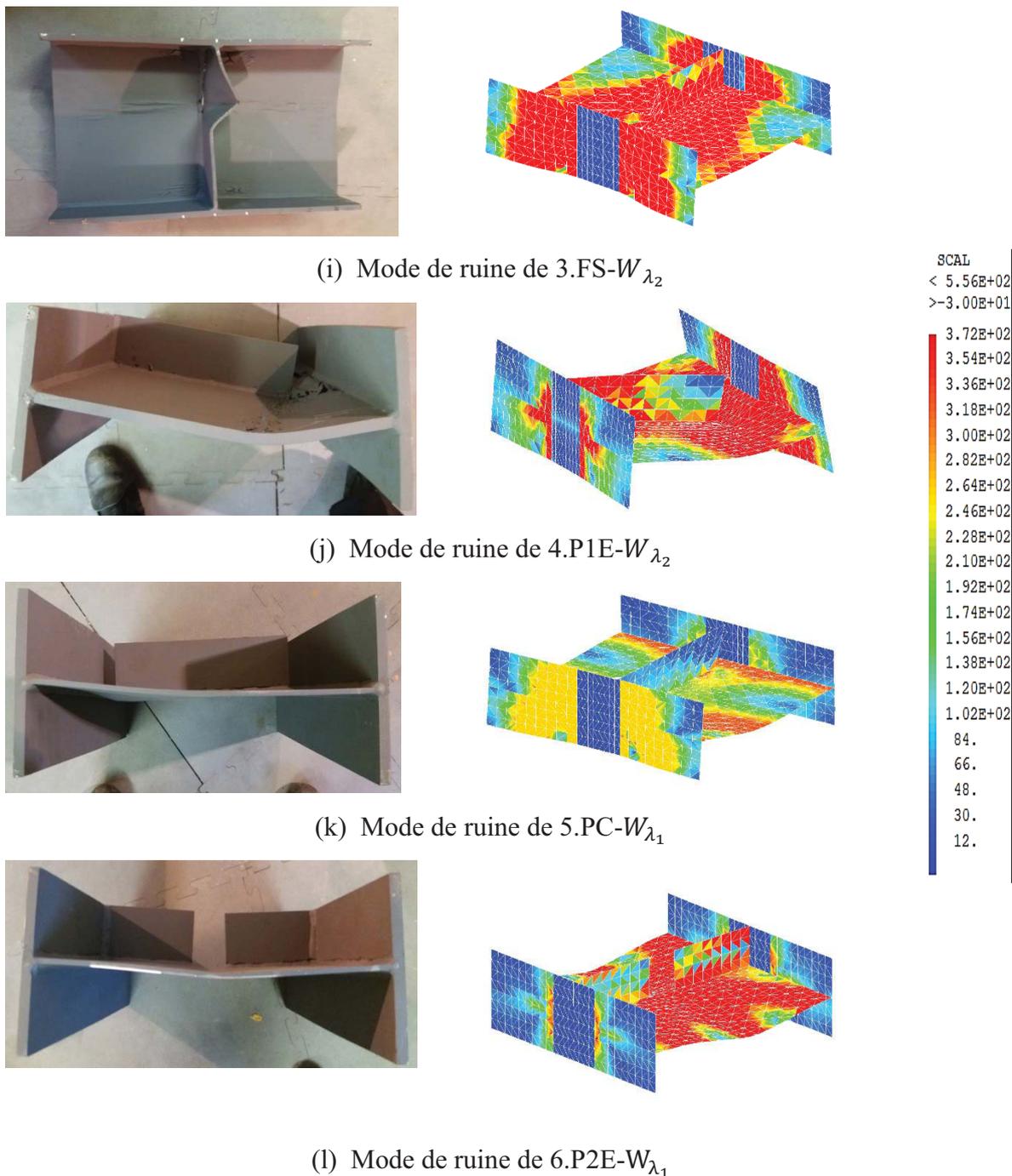


Figure III-12 : Modes de ruine (essais et MEF)

Des formes de modes de ruine typiques correspondant aux résultats expérimentaux sont prédites par les modèles numériques.

Finalement, il s'agit d'un modèle éléments finis validé sur la base des essais expérimentaux. La comparaison au niveau des charges de ruine ainsi que des courbes charge-déplacement et des modes de ruine montre bien des similarités entre les résultats. Ainsi, le modèle numérique peut être considéré comme suffisamment précis pour représenter le

comportement des panneaux d'âme avec ou sans raidisseurs transversaux chargés en compression.

Néanmoins, il existe quelques écarts principalement pour les déplacements où les essais expérimentaux incluent le contact imparfait entre la machine d'essai et la semelle de l'éprouvette. Les conditions aux limites réelles et l'influence possible du contact entre les semelles chargées et les plaques des machines d'essai ne sont pas prises en compte par le modèle numérique. Une explication détaillée des écarts observés entre les courbes issues de la modélisation et les courbes issues de l'expérience est donnée dans la partie qui suit.

#### 4. Interprétations

Le modèle numérique déjà validé sur la base des essais est utilisé pour expliquer quelques différences observées entre les résultats du modèle numérique et ceux des essais ainsi que pour expliquer quelques résultats expérimentaux inattendus ou qui ne semblent pas cohérents.

##### 4.1. Les courbes charge-déplacement MEF et essais

Il apparaissait une différence de rigidités entre les courbes charge-déplacement obtenues par essais et celles issues de la modélisation. Cette différence s'explique principalement par la mesure du déplacement qui est basée sur la partie mobile de la machine d'essai. Une autre explication peut être liée à l'imperfection initiale. En effet, on peut observer que les différences les plus importantes correspondent aux cas des profilés soudés (PRS). Ces profilés présentent généralement plus d'imperfections dans le parallélisme, ce qui peut induire une charge excentrée et une flexion hors du plan de l'âme. Ce défaut géométrique est illustré à la Figure III-13.

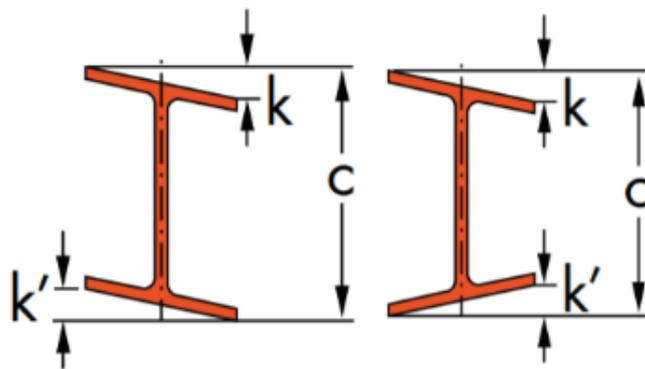


Figure III-13 : Illustration des défauts géométriques liés au laminage

Dans le cas de sections des PRS, la valeur acceptée de déséquilibre est définie comme  $k+k' < 1,5\text{mm}$ . Cette imperfection peut avoir un impact sur le comportement mécanique de la charge transversale car la charge appliquée présente dans ce cas une certaine excentricité avec l'âme. L'étude comparative présentée ci-après vise à étudier l'influence de l'excentricité de la charge ponctuelle sur le comportement mécanique des panneaux soumis à une compression transversale. Cette étude numérique concerne les cas des études correspondantes aux configurations 1.U- $W_{\lambda_1}$  (PRS400 sans raidisseur) et 4.P1E- $W_{\lambda_1}$  (PRS 400 avec raidisseur partiel soudé à la semelle). Les modèles numériques sont construits en considérant 3 positions de charges excentriques. En effet, pendant les essais expérimentaux, même si la charge est initialement appliquée à l'extrémité de la semelle, lorsque la semelle tourne, la zone chargée migre vers l'âme jusqu'à ce que la semelle chargée devienne horizontale. Ainsi, le comportement observé pour les 3 situations modélisées ne vise pas à représenter l'essai, mais à évaluer l'influence de diverses excentricités de charge sur la rigidité et la résistance du panneau. La Figure III-14 présente les 3 positions de charge qui ont été évaluées par modélisation numérique (MEF). Le déplacement vertical considéré est celui de la zone chargée car il correspond au déplacement expérimental mesuré.

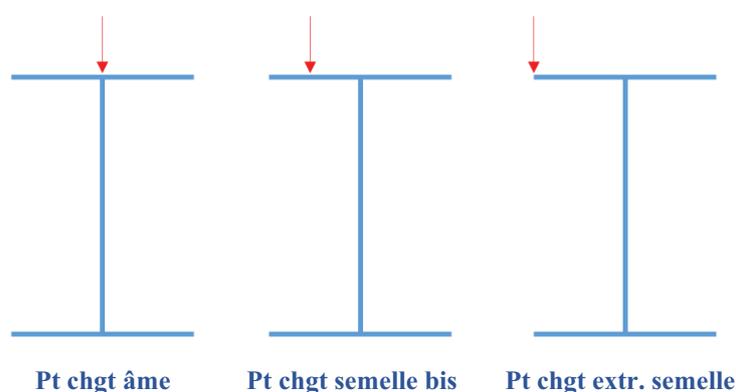


Figure III-14 : Trois positions de la charge appliquée pour évaluer les conditions aux limites des essais

La première étude concerne le profilé sans raidisseur dont les dimensions sont rappelées sur la Figure III-15. La Figure III-16 compare les déplacements verticaux de la charge ponctuelle pour les 3 configurations.

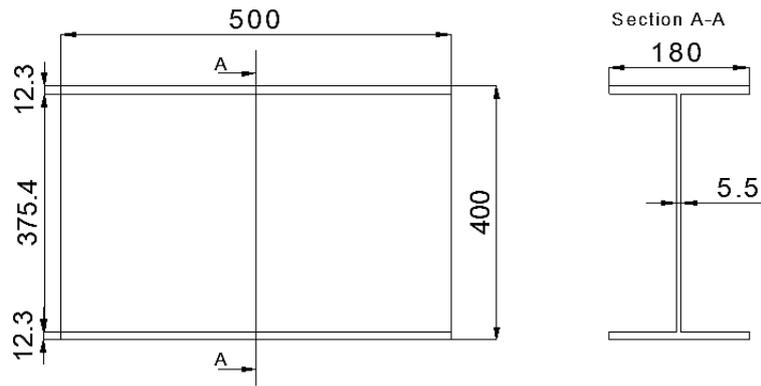


Figure III-15 : Configuration étudiée du profilé non raidi

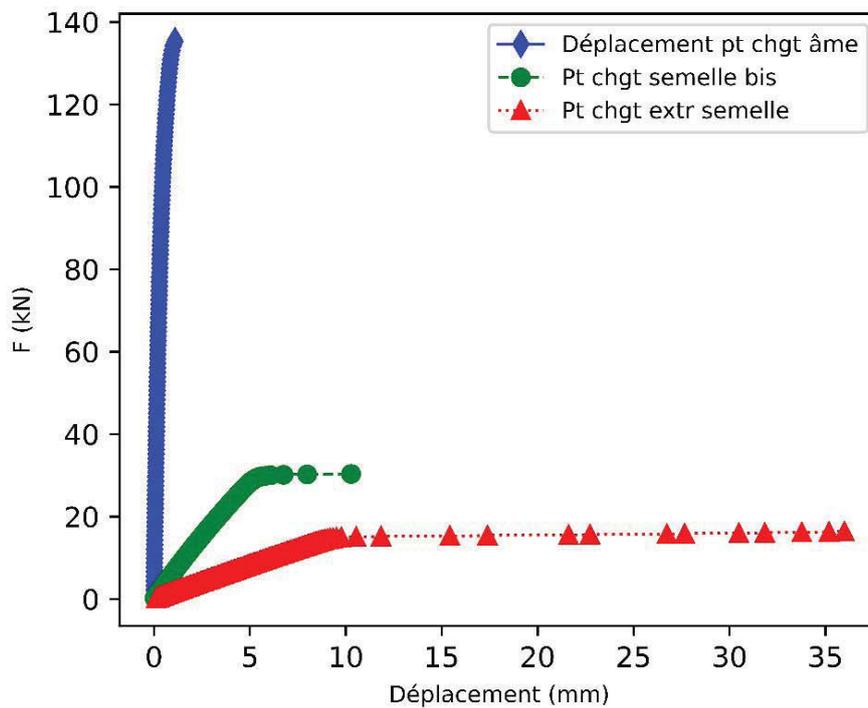


Figure III-16: Comparaison entre les courbes charge-déplacement des trois configurations de chargement (profilé non raidi)

Dans ce cas, la charge excentrée induit une flexion locale de la semelle supérieure. Cette flexion locale réduit considérablement la résistance du profilé et la rigidité observée. En conséquence, un défaut initial de 1 mm doit être compensé dans la phase initiale de chargement, ce qui correspond dans le cas présent à une charge de 1,16 kN. Cela signifie qu'après avoir atteint 1,16 kN, la charge ponctuelle initiale à l'extrémité de la semelle s'est déplacée de 1 mm et peut se trouver au même niveau que l'âme, ce qui crée une nouvelle distribution des efforts dans l'âme.

La deuxième configuration concerne le profilé avec raidisseur partiel décrit dans la Figure III-17.

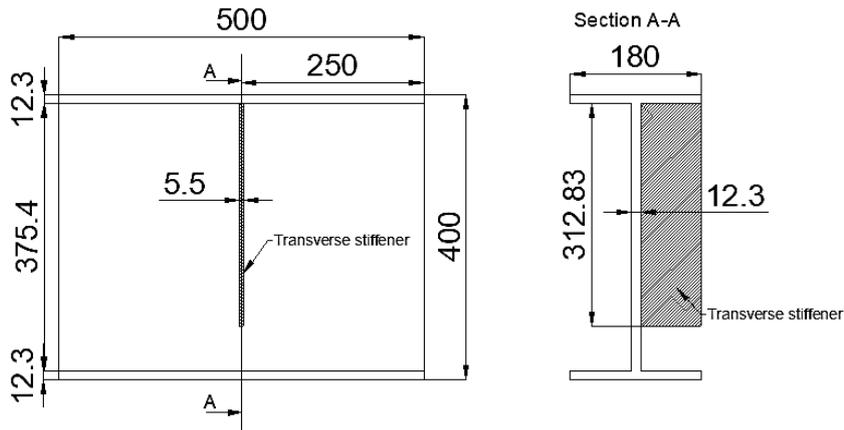


Figure III-17 : Configuration étudiée du profilé partiellement raidi

Dans ce cas, la charge est appliquée du même côté que le raidisseur afin d'éviter la flexion locale de la semelle. Les résultats obtenus sont présentés dans la Figure III-18.

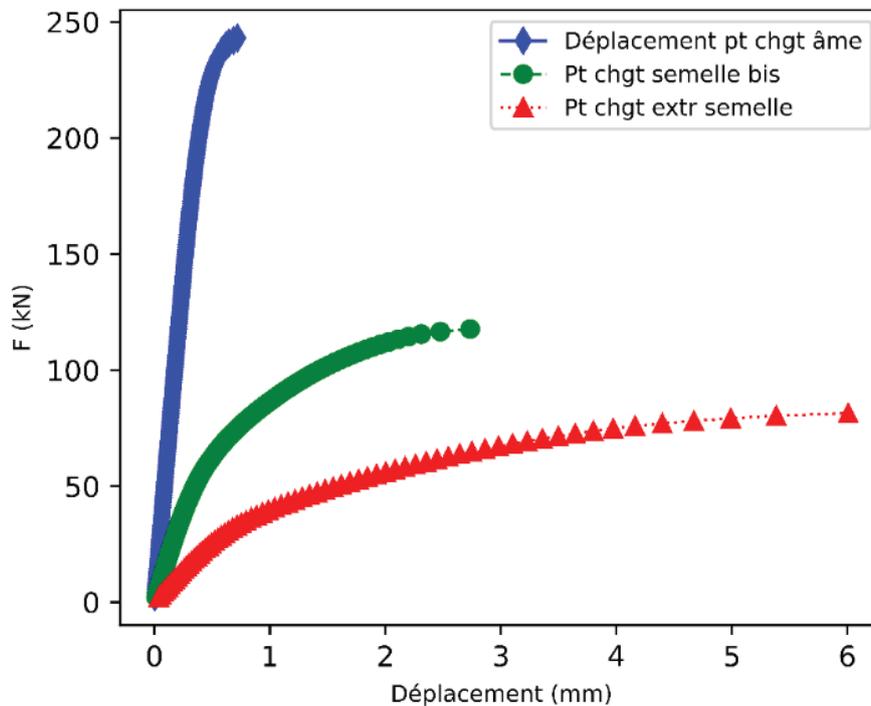


Figure III-18: Comparaison entre les courbes charge-déplacement des trois configurations de chargement (profilé raidi)

Là encore, on observe une influence significative de l'excentricité de la charge ponctuelle sur la semelle, à la fois sur la résistance et la rigidité. Toutefois, on peut observer que la charge nécessaire pour atteindre 1 mm de déplacement vertical de la charge ponctuelle est beaucoup plus élevée. Pour obtenir un déplacement relatif de 1 mm entre le sommet de l'âme et la charge ponctuelle de la semelle d'extrémité, une charge de 43 kN environ est nécessaire.

Cette charge implique une flexion initiale importante de l'âme. La Figure III-19 montre la comparaison entre les évolutions des déplacements maximaux hors du plan de l'âme dans les trois cas de chargement.

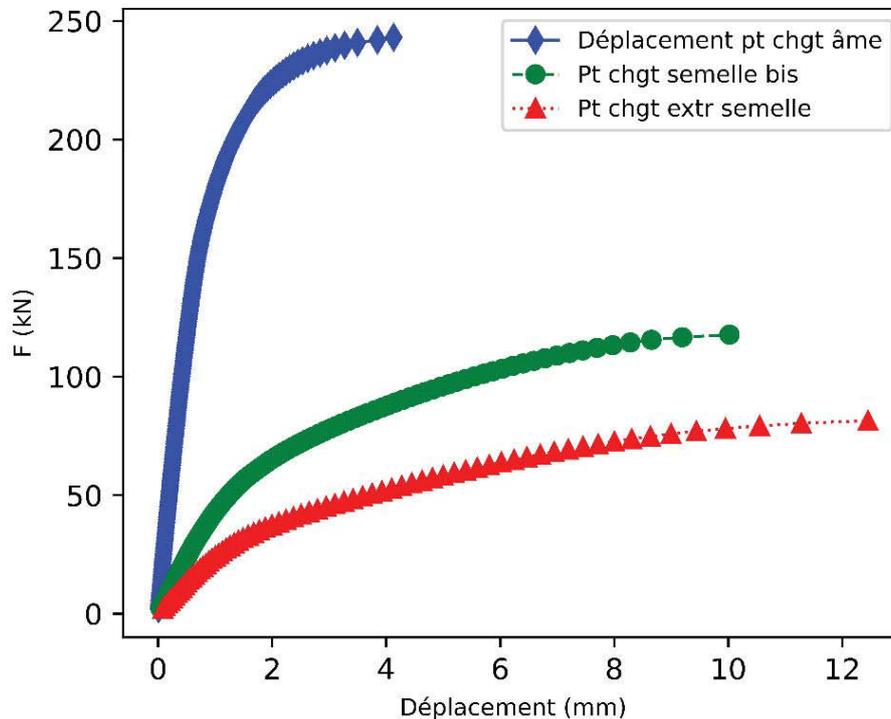


Figure III-19 : Comparaison entre les courbes charge-déplacement hors du plan des trois configurations de chargement

A la suite de cette comparaison, on peut observer qu'un défaut géométrique initial de 1mm entraîne une augmentation de la déformation hors plan de 2,5 mm qui correspond à une imperfection hors plan supplémentaire d'environ  $H/150$ . Ainsi, avec une imperfection initiale de  $H/200$ , ce déplacement hors du plan supplémentaire devrait conduire à une imperfection totale de  $H/200+H/150$  qui est approximativement égale à  $H/86$  soit  $h_w/90$  pour notre cas d'étude.

Les valeurs de la rigidité initiale pour les trois situations de chargement sont données dans le Tableau III-2. La différence observée entre l'essai et la modélisation MEF s'explique principalement par les conditions aux limites. Il s'agit d'un contact imparfait entre la machine d'essai et le profilé soumis à la compression. L'influence de l'imperfection initiale de l'âme est observée sur deux exemples avec deux imperfections ( $h_w/90$  et  $h_w/200$ ) (voir Figure III-20). Son effet sur la rigidité initiale est inférieur à celui des conditions de chargement (Tableau III-2).

Tableau III-2: Évolution de la rigidité initiale en fonction de l'introduction de la charge

Eprouvette	Charger sur l'âme	Charge à mi-semelle	Charge à l'extrémité de la semelle
1.U- $W_{\lambda_1}$	146,5	5,1	1,6
4P1E- $W_{\lambda_1}$	233,7	44,1	24,1

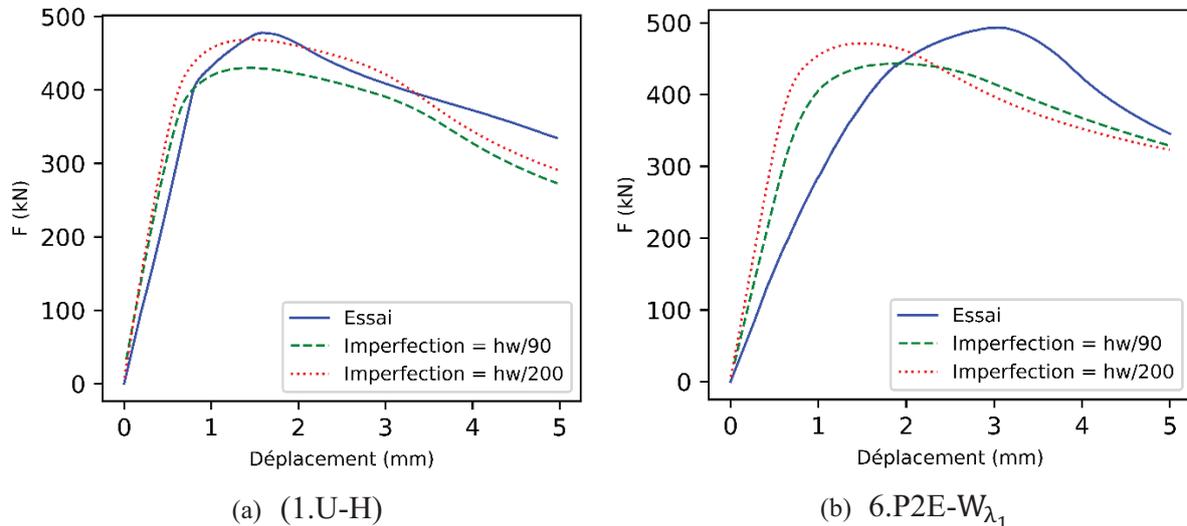


Figure III-20: Comparaison des résultats des essais avec les résultats du MEF dans le cas  $h_w/90$  et  $h_w/200$  imperfections.

#### 4.2. Configuration optimale du raidisseur partiel

En comparant les résistances maximales des panneaux partiellement raidis (voir Figures III-21 à 22), il a été observé que lorsque l'élanement des panneaux est  $\lambda = 39,24$ , la configuration 5.PC-H est plus résistante que la configuration 6.P2E-H. Ces deux configurations ont la même hauteur raidie d'âme. 5.PC-H a un raidisseur situé sur la partie centrale avec deux parties d'âme libres vers les deux semelles. Ainsi, les deux parties d'âme libre sont plus courtes chacune. Tandis que, la configuration 6.P2E-H a une partie non raidie situé au milieu du panneau d'âme. Cette partie est plus longue que la configuration précédente, par contre, les parties de raidisseurs sont soudées aux semelles sur les deux côtés. Toutefois, lorsque l'élanement des panneaux est de  $\lambda = 68,25$ , la configuration 6.P2E- $W_{\lambda_1}$  est plus résistante que la configuration 5.PC- $W_{\lambda_1}$  (voir les principales configurations de la Figure III-23).

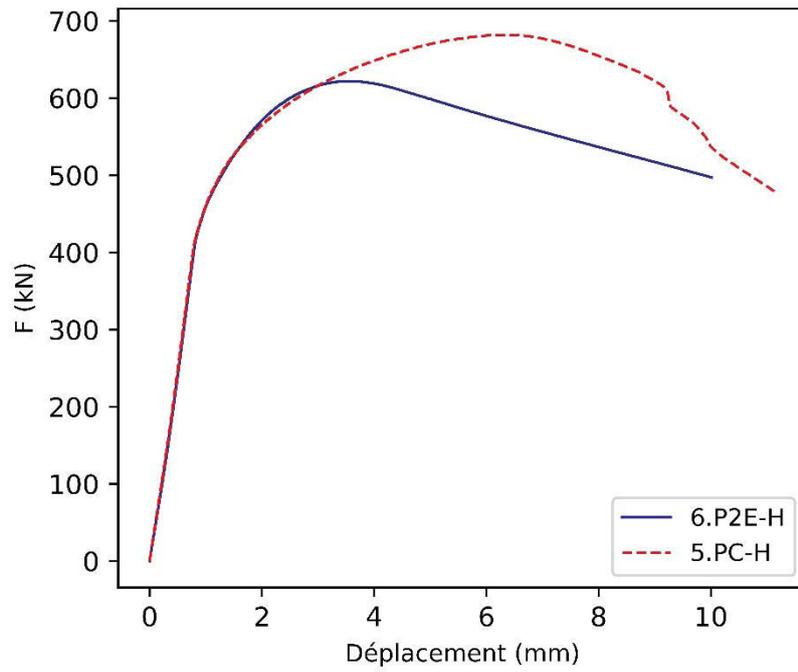


Figure III-21: Courbes charge-déplacement (5.PC-H et 6.P2E-H)

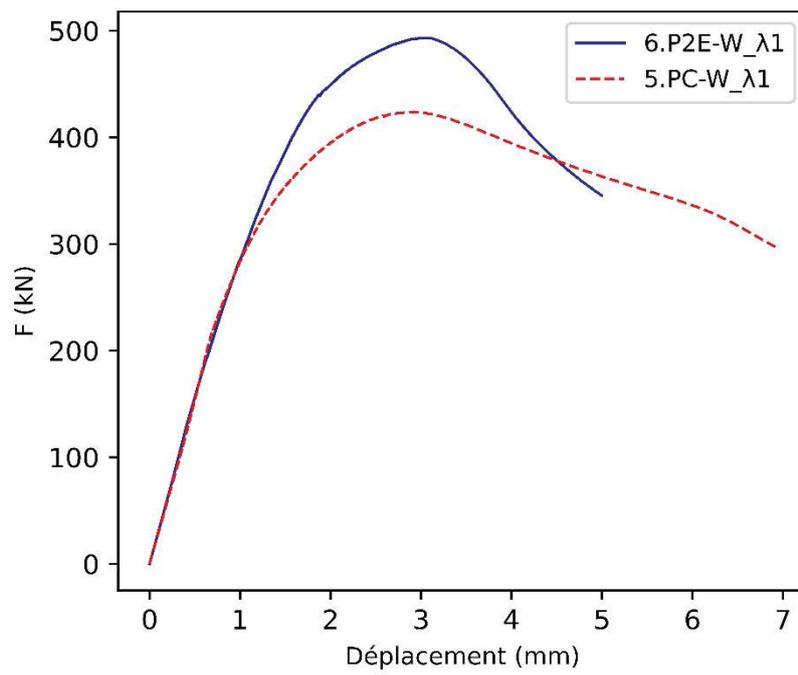


Figure III-22: Courbes charge-déplacement (5.PC-W<sub>λ1</sub> et 6.P2E-W<sub>λ1</sub>)

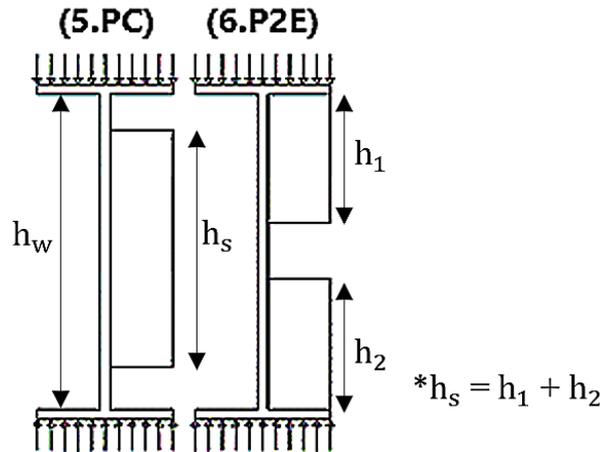


Figure III-23: Configurations de l'étude paramétrique

Pour expliquer le comportement des panneaux renforcés localement des deux configurations énumérées à la Figure III-23, le modèle éléments finis a été utilisé dans une étude paramétrique évaluant l'influence de l'élançement du panneau ( $\lambda = h_w/t_w$ ) variant de  $\lambda = 30$  à  $\lambda = 70$ . Les deux limites de l'étude paramétrique sont prises pour couvrir les deux élançements des panneaux utilisés dans les essais expérimentaux. L'étude a utilisé des raidisseurs avec deux rapports de hauteur  $h_s = 5h_w/6$  (dimension prise dans les essais expérimentaux) et  $h_s = 3h_w/6$ . Les résultats sont résumés dans le Tableau III-3.

Tableau III-3: Comparaison entre la résistance des profilés 5.PC et 6.P2E en fonction de l'élançement

	$\lambda = h_w/5,5$	$F_u$ (5.PC) [kN]	$F_u$ (6.P2E) [kN]	Diff.* (%)
$h_s = 5h_w/6$	30	468,2	431,1	8,6
	40	432,3	403,8	7,1
	50	401,7	417,2	-3,7
	60	335,6	426,5	-21,3
	70	308,7	430,6	-28,3
	$\lambda$	$F_u$ (5.PC) [kN]	$F_u$ (6.P2E) [kN]	Diff. *(%)
$h_s = 3h_w/6$	30	365,6	423,5	-13,7
	40	324,9	375	-13,4
	50	296,7	342,1	-13,3
	60	267	317,4	-15,9
	70	230,4	291,5	-21,0

$$*\text{Diff.} = \frac{F_u(5.PC) - F_u(6.P2E)}{F_u(6.P2E)} \times 100$$

Dans le cas d'une hauteur de raidisseur égale à  $5h_w/6$ , il apparaît que si l'élançement du panneau est inférieur à 50, le raidisseur fixé aux deux semelles offre moins de résistance que le

raidisseur central. Cependant, si la longueur du raidisseur est ( $h_s = 3h_w/6$ ), il apparaît que le raidisseur soudé aux semelles donne la résistance optimale par rapport à un raidisseur central partiel pour toutes les valeurs étudiées de l'élanement du panneau d'âme.

## **5. Conclusions**

Dans le présent chapitre, un modèle éléments finis construit sur le logiciel Cast3m et calibré sur la base des essais expérimentaux est étudié. Ce modèle a pour but, d'expliquer quelques résultats expérimentaux inattendus et de consolider une étude expérimentale initiale.

La base des simulations numériques est ainsi enrichie par des résultats de la littérature qui ont pour but d'augmenter les intervalles des résultats obtenus. Cette base sera utilisée pour discuter les démarches de calcul existantes et de mieux comprendre le comportement des profilés non raidis et raidis notamment ceux élancés.

Ces résultats seront utilisés pour discuter les démarches théoriques mises en place pour le calcul des charges de ruine des profilés raidis et non. Ils seront aussi utilisés pour des études paramétriques qui font l'objet du chapitre suivant.

---

---

# Chapitre IV

## Approches analytiques : Parois raidies sur toute la hauteur ou partiellement

---

---

*« La découverte scientifique ne peut pas être meilleure que le sexe, mais la satisfaction dure plus longtemps ».*

*Stephen Hawking*

## 1. Introduction

Les études expérimentales et numériques (chapitres II et III) ont permis de comprendre le comportement des raidisseurs soumis à la compression. La détermination de la charge de ruine des parois raidies transversalement soumises à la compression a fait l'objet de peu d'études. Ainsi, à notre connaissance, il n'existe pas dans la littérature de travaux expérimentaux ou de modélisations par éléments finis rapportant une expression générale de calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement soumis à la compression.

L'Eurocode 3 partie 1-5 a donné une démarche de calcul de la charge de ruine dédiée aux plaques raidies par plusieurs raidisseurs avec des recommandations pour les plaques raidies par un seul raidisseur. (Khanh 2012) a détaillé la méthode de calcul de la charge de ruine d'une plaque raidie par un seul raidisseur.

Les raidisseurs transversaux localisés sur une partie de la hauteur ont fait rarement l'objet d'études. Le cas des raidisseurs transversaux utilisés pour renforcer la section en cisaillement a été traité dans le chapitre I. Pour le cas de la compression, l'AISC, et pour des spécifications constructives, recommande l'utilisation possible des raidisseurs transversaux partiels (compléments d'informations en chapitre I). La longueur des raidisseurs transversaux partiels ne doit pas être inférieure à la moitié de la hauteur du profilé selon AISC. Lorsque le raidisseur transversal n'est requis que pour une force de compression de la semelle, il doit soit s'appuyer, soit être soudé à la semelle du poteau pour assurer la transmission de l'effort entre semelle, raidisseur et âme.

Dans ce chapitre, nous présentons une application directe de la démarche de l'Eurocode 3 dédiée aux plaques raidies. Une comparaison entre les résultats théoriques et ceux déterminés à partir des essais expérimentaux ou des modélisations numériques faisant l'objet de notre recherche permet d'évaluer cette approche de calcul. Par la suite, nous présentons une expression de la charge critique  $F_{cr}$ , de la résistance plastique  $F_y$  et de la charge de ruine  $F_u$  d'un profilé raidi transversalement soumis à la compression. Ces expressions sont déterminées en suivant la démarche de l'Eurocode adoptée pour la détermination de la charge de ruine des profilés non raidis comprimés qui est détaillée dans le chapitre I.

Ainsi, une évaluation de la démarche de calcul de la charge de ruine des profilés non raidis est effectuée. Une adaptation pour les profilés de grandes dimensions est aussi mise en place. Et finalement, une recherche d'un modèle simplifié pour présenter les âmes raidies

partiellement est détaillée en considérant que la partie non raidie est celle qui représente le comportement du profilé raidi partiellement. Une démarche de calcul de la charge de ruine dédiée pour ce type de raidisseurs comprimés est montrée, puis justifiée à l'aide du modèle éléments finis construit.

## 2. Parois raidies par un raidisseur sur toute la hauteur

### 2.1. Evaluation de la démarche de l'Eurocode 3 pour le calcul de la charge de ruine des plaques raidies

La méthode de calcul de la charge de ruine des plaques raidies selon l'Eurocode 3 partie 1-5, et détaillée par (Khanh 2012), est décrite dans le chapitre I. Elle s'appuie sur la combinaison entre le comportement de plaque et de poteau afin de déterminer une section efficace résistante. Nous essayons d'appliquer cette démarche pour comparer les résultats de calcul à ceux des essais expérimentaux ou du calcul numérique déjà effectués lors de cette recherche sur des profilés raidis transversalement.

Le but d'exploiter les résultats du modèle numérique est de comparer les formules données par l'Eurocode 3 sur un intervalle d'élançement important. Le modèle numérique utilisé dans cette étape est celui calibré sur la base des essais. Il s'agit d'un profilé avec raidisseur double sur toute la hauteur. Le mode de chargement, similaire à celui de la plaque traitée par l'Eurocode 3, correspond à un chargement uniformément réparti sur les lignes de l'âme et du raidisseur, Figure IV-1. Les résultats des comparaisons sont récapitulés dans Tableau IV-1

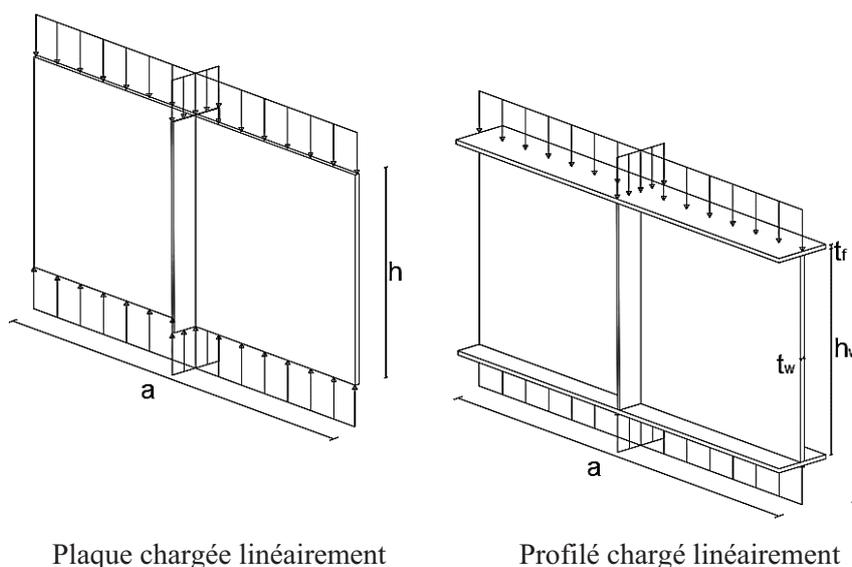


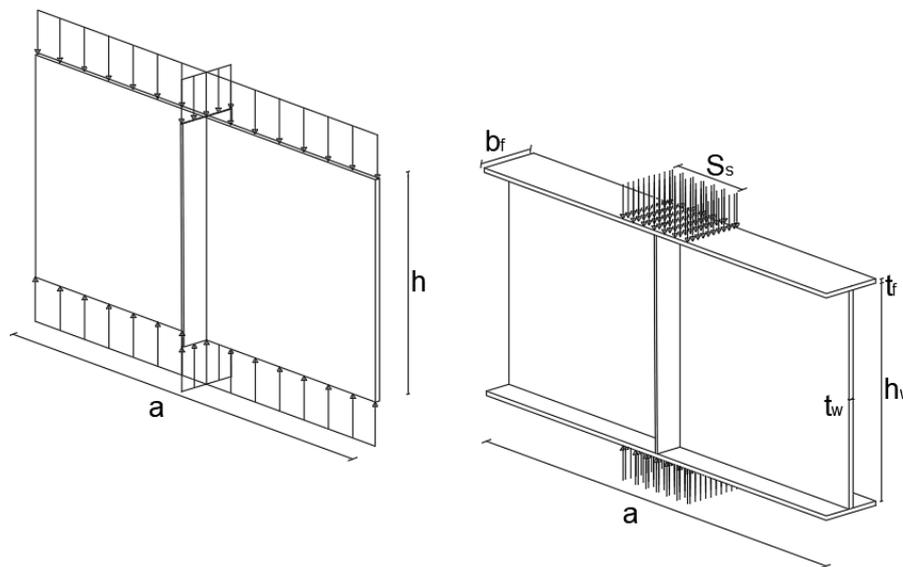
Figure IV-1: Mode de chargement linéaire uniformément réparti sur le profilé et la plaque raidis

Tableau IV-1 : Comparaison entre la charge de ruine d'une plaque raidie et d'un profilé raidi chargés linéairement

Profilé	$\lambda = \left( \frac{h_w}{t_w} \right)$	$F_{u,profilé} \text{ (MEF)}$ (kN)	$F_{u,th}$ (kN)	Diff.* (%)
<b>H-300</b>	50,0	1325,2	1179,4	12,4
<b>H-500</b>	83,3	1337,9	1344,9	-0,5
<b>H-700</b>	116,7	1346,3	1474,0	-8,7
<b>H-1000</b>	166,7	1356,1	1905,0	-28,8
<b>H_1500</b>	250,0	1507,9	2288,6	-34,1
<b>H_2000</b>	333,3	1733,9	2664,6	-34,9
<b>H_2500</b>	416,7	1969,5	3037,5	-35,2
<b>H_3000</b>	500,0	2167,8	3408,8	-36,4
<b>H_3500</b>	583,3	2377,2	3779,2	-37,1

$$*Diff. = \frac{F_{u,profilé} \text{ (MEF)} - F_{u,th}}{F_{u,th}} \times 100$$

Le Tableau IV-2 résume les comparaisons entre les résultats des formules de l'Eurocode 3 partie 1-5 appliquées sur des plaques raidies chargées uniformément et ceux des profilés raidis transversalement avec un chargement réparti sur une longueur limitée « patch loading » tel qu'exécuté dans la présente étude, Figure IV-2. Les résultats considérés sont issus des essais ou de la modélisation numérique pour pouvoir étudier des profilés de grands élancements.



Plaque chargée linéairement

Profilé chargé sur une longueur limitée  
« patch loading »

Figure IV-2 : Mode de chargement sur une longueur limitée « patch loading » du profilé et sur toute la longueur de plaque

Tableau IV-2: Comparaison entre la charge de ruine d'une plaque raidie et d'un profilé raidi chargé sur une longueur limitée (patch loading)

Profilé	$\lambda = \left( \frac{h_w}{t_w} \right)$	$F_{u,profilé}$ (exp ou MEF) (kN)	$F_{u,th}$ (kN)	Diff.* (%)
2.FD-W $_{\lambda_2}$	30,52	1768	2148,6	-17,7
2.FD-H	39,24	1160,9	1428,8	-18,7
B3-Sp	58,17	1400	1578,0	-11,3
B5-Sp	81,33	1377,5	1601,7	-14,1
H_1500	125,0	2735,7	3817,2	-28,3
H_2000	166,7	2751,1	4169,1	-34,4
H_2500	208,3	2761,3	4616,9	-40,9
H_3000	250,0	2920,4	5129,9	-43,1
H_3500	291,7	2995,3	5685,1	-47,3
H_4000	333,3	3059,4	6871,3	-55,5
H_4500	375,0	3162,2	7488,0	-57,8

$$*Diff. = \frac{F_{u,profilé}(MEF) - F_{u,th}}{F_{u,th}} \times 100$$

D'après les Tableau IV-1 et IV-2, plus l'élancement du profilé augmente plus la différence entre les résultats augmente quel que soit le type de chargement (sur une partie ou toute la longueur de l'âme). La présence des semelles pour le cas des profilés a un effet considérable sur le calcul de la charge ultime.

Alors, la démarche de calcul des parois raidies n'est pas applicable généralement pour le cas des profilés raidis transversalement.

En effet, en suivant la démarche de l'Eurocode adoptée pour la détermination de charge de ruine des profilés non raidis comprimés, détaillée dans le chapitre I, trois résistances de base sont à considérer (charge critique  $F_{cr}$ , résistance plastique  $F_y$ , et charge de ruine  $F_u$ ). En adoptant cette démarche pour le calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement, l'effet de la présence des semelles sera pris en compte. En effet, Le raidisseur, double ou simple, est soudé aux semelles et sur toute la hauteur d'âme du profilé. Ces résistances de base sont déterminées en utilisant des expressions analytiques évaluées ci-après.

## 2.2.Détermination de la charge critique de flambement $F_{cr}$

- Modèle simplifié d'un profilé raidi soumis à la compression

Notre but dans ce paragraphe est de déterminer une expression de calcul de la charge critique d'un profilé. Un profilé peut être considéré en tant que poteau à section en croix ou en Té. Cette section est constituée du raidisseur et d'une partie participante de l'âme du profilé.

Cette modélisation simplifiée (Figure IV-3) est déjà justifiée par l’Eurocode 3 partie 1-5. Plusieurs auteurs (Crisfield 1975), (Sheikh et al. 2001), (Wang et al. 2006) ont développé des modèles numériques validés sur des essais expérimentaux pour justifier cette modélisation simplifiée des parois raidies comprimées.

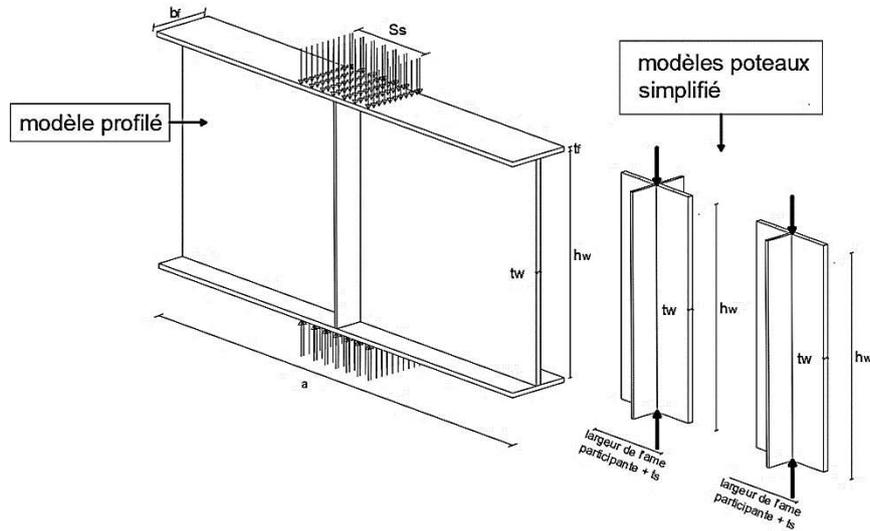


Figure IV-3 : Modèle du profilé et modèle du poteau simplifié correspondant

L’application concerne un profilé métallique déjà étudié expérimentalement et numériquement (chapitre III). La section en croix ou en Té représentative admet les mêmes dimensions de section et de hauteur que le profilé de comparaison. Les Figures IV-4 à IV-7 montrent les dimensions du profilé ainsi que les sections en croix et en Té correspondantes. Ces dernières sont constituées par le raidisseur d’épaisseur  $t_s=10$  mm et de largeur  $b_s= 97$  mm de part et d’autre de l’âme (section croix) ou d’un seul côté (section en Té). L’âme a une épaisseur  $t_w$  de 6 mm. La longueur participante de l’âme dans la section en Té ou en croix est celle donnée par l’Eurocode 3 (EN1993-1-5 2000),  $a = 73,23$  mm et correspond à  $15 \varepsilon t_w$  de part et d’autre du raidisseur.

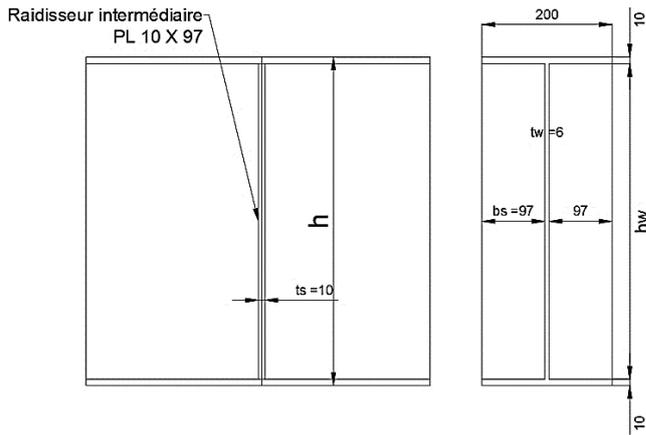


Figure IV-4 : Profilé d'étude avec raidisseur double

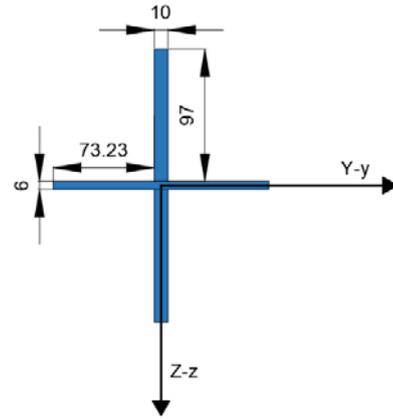


Figure IV-5 : Section en croix du modèle poteau

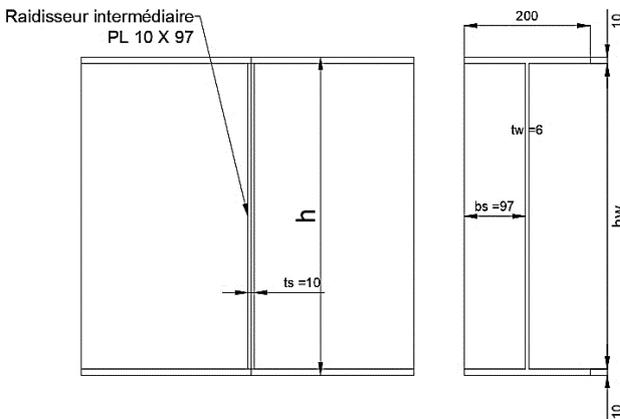


Figure IV-6 : Profilé d'étude avec raidisseur simple

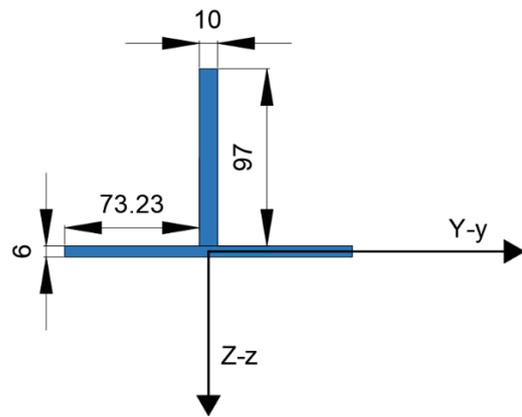


Figure IV-7 : Section en T de du modèle poteau

Le flambement d'un poteau peut être atteint par flexion, torsion ou flexion-torsion. Les résistances qui correspondent à ces trois modes de flambement sont données par les formules (I-93), (I-95) et (I-94), détaillées dans chapitre I. Les modes de flambement sont influencés par l'élanement de l'élément et ses caractéristiques de section.

A titre de rappel, les 3 modes de flambement sont les suivants :

- Flexion :  $F_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(kl)^2}$
- Torsion :  $F_{cr,T} = \frac{1}{i_0^2} \left( GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{L_k^2} \right)$
- Torsion-flexion :  $F_{cr,TF} = \frac{l_0}{2(l_y + l_z)} \left( F_{cr,F} + F_{cr,T} - \sqrt{(F_{cr,F} + F_{cr,T})^2 - 4F_{cr,F}F_{cr,T} \frac{l_y + l_z}{l_0}} \right)$

Les Figures IV-8 à IV-9 montrent les résultats de calcul des charges critiques des sections en croix et en T présentés dans Figures IV-5 et IV-7 pour des hauteurs variables.

Ces valeurs des hauteurs variables sont prises de façon à couvrir les hauteurs des profilés utilisés lors des essais expérimentaux de cette recherche.

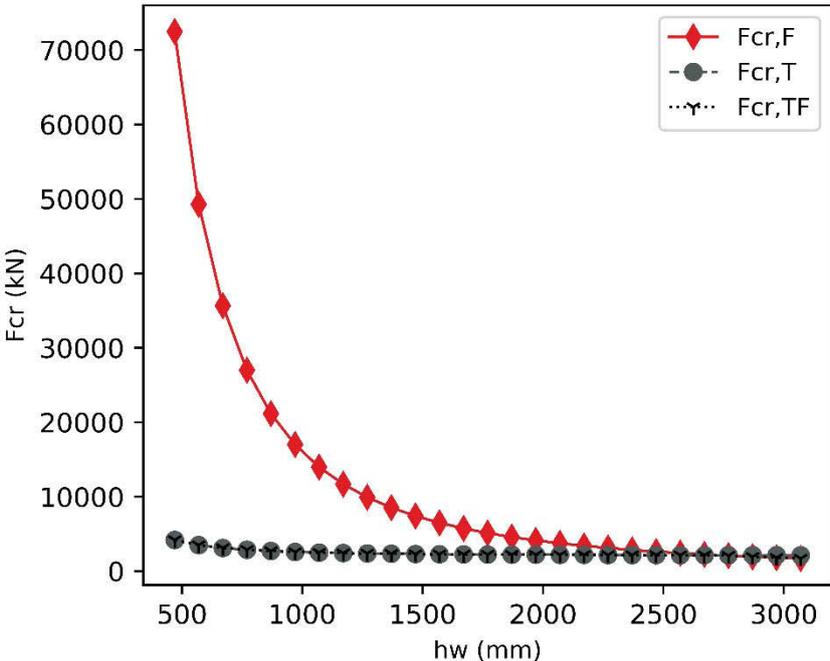


Figure IV-8 : Charge critique de flambement (flexion, torsion, torsion-flexion) en fonction de la hauteur (section en croix)

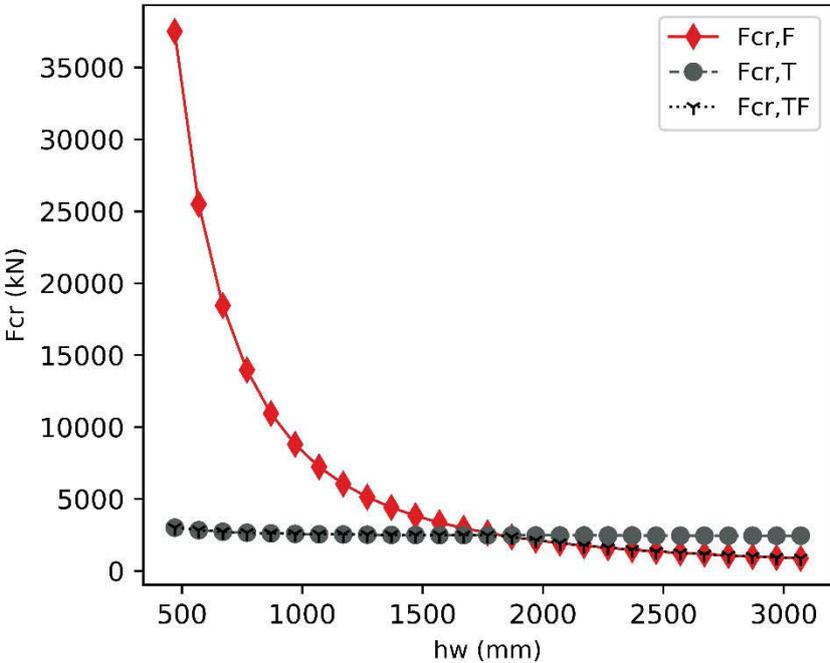


Figure IV-9 : Charge critique de flambement (flexion, torsion, torsion-flexion) en fonction de la hauteur (section en T)

Il est montré dans Figures IV-8 et 9 que pour la section étudiée, le mode de flambement minimal à considérer demeure le flambement par torsion jusqu'à une hauteur de 2670 mm pour la section en croix. Pour la section en Té, c'est le flambement par torsion qui domine jusqu'à une hauteur de 1770 qui correspond à un flambement par flexion-torsion, au-delà, le flambement est par flexion. Alors, à partir des courbes des Figures IV-8 et IV-9, le mode de flambement des sections qui font l'objet de cette étude est un flambement par torsion (le cas du profilé choisi pour cette étude est le profilé ayant une hauteur  $h_w = 370$  mm).

On détermine numériquement la valeur de la charge critique des profilés d'étude (dont les dimensions sont résumées dans Figure IV-4 et IV-6). Cette charge critique sera comparée avec celle du poteau simplifié ayant la section en croix puis en Té présentées dans les Figures IV-5 et IV-7. Les comparaisons entre la charge critique calculée pour une section en croix en flambement par torsion et un profilé raidi transversalement par un raidisseur double soumis à la compression sont récapitulés dans Tableau IV-3. La même approche est appliquée au profilé raidi transversalement par un raidisseur simple et la section en Té correspondante.

Tableau IV-3 : Comparaison de la charge critique entre une section croix ou Té et un profilé

Section	$F_{cr}$ (Poteau équivalent) [kN]	$F_{cr}$ (Profilé raidi) [kN]	Diff.* (%)
<b>Croix</b>	5485,5	5498	0,2
<b>Té</b>	3375,1	3460,6	2,5

\*Diff. =  $\frac{F_{cr}(\text{Profilé raidi}) - F_{cr}(\text{Poteau équivalent})}{F_{cr}(\text{Poteau équivalent})} \times 100$

Il est remarqué que la charge critique élastique d'un profilé raidi transversalement coïncide avec la charge critique élastique d'un poteau ayant une section en croix ou en Té comprimée.

Le modèle poteau simplifié représente bien le cas d'un profilé raidi transversalement pour notre cas d'étude. Cette étude est étendue à des configurations géométriques différentes en modifiant des paramètres tels que les épaisseurs (âme et raidisseur) et la largeur du raidisseur  $b_s$  par rapport à la partie participante de l'âme. Les résultats pour le cas d'un profilé avec raidisseur double, Figure IV-4 et une section en croix, Figure IV-5, (à titre d'exemple) sont résumés dans le Tableau IV-4.

Tableau IV-4: Etude paramétrique du profilé et du poteau équivalent en Croix

<b>Pour <math>h_w = 369</math> et <math>t_s = 6</math></b>			
$t_w$	$F_{cr}$ (Poteau équivalent) [kN]	$F_{cr}$ (Profilé) [kN]	Diff.*(%)
<b>4</b>	1281	1362,26	6,3
<b>6</b>	1519,1	1598,51	5,2
<b>10</b>	2146,7	2283,9	6,4
<b>Pour <math>h_w = 369</math> et <math>t_w = 6</math></b>			
$t_s$	$F_{cr}$ (Poteau équivalent) [kN]	$F_{cr}$ (Profilé) [kN]	Diff.*(%)
<b>4</b>	708	728,502	2,9
<b>10</b>	5485,5	5498	0,2
<b>Pour <math>h_w = 369</math> et <math>t_s = t_w = 6</math></b>			
	$F_{cr}$ (Poteau équivalent) [kN]	$F_{cr}$ (Profilé) [kN]	Diff.*(%)
<b><math>b_s = a</math></b>	1443,3	1494,28	3,5
<b><math>b_s &gt; a</math></b>	1491,1	1494,28	0,2

\*Diff. =  $\frac{F_{cr}(\text{Profilé}) - F_{cr}(\text{Poteau équivalent})}{F_{cr}(\text{Poteau équivalent})} \times 100$

La différence entre la charge critique d'une section en croix et celle d'un profilé ne dépasse pas 6,5% pour les différents paramètres géométriques de la section.

De la même façon si on fait varier la hauteur du profilé (la longueur pour le poteau simplifié), le Tableau IV-5 résume les résultats des comparaisons entre les charges critiques (profilé présenté en Figure IV-4 et section présentée en Figure IV-5).

Tableau IV-5 : Effet de la hauteur sur la comparaison profilé-poteau équivalent

$h_w$	$F_{cr}$ (Poteau équivalent) [kN]	$F_{cr}$ (Profilé) [kN]	Diff.*(%)
<b>370 (<math>b_s=94</math>)</b>	5375,6	5390,4	0,3
<b>470 (<math>b_s=100</math>)</b>	4219,1	4242,6	0,6
<b>570 (<math>b_s=120</math>)</b>	3582,5	3693,5	3,1
<b>670 (<math>b_s=130</math>)</b>	3063,4	3141,7	2,6
<b>770 (<math>b_s = 150</math>)</b>	2660,1	2759,9	3,8
<b>870 (<math>b_s = 180</math>)</b>	2294,7	2298,22	0,2
<b>970 (<math>b_s = 210</math>)</b>	2059,3	2064,65	0,3
<b>1070 (<math>b_s = 220</math>)</b>	1846,3	1884,14	2,0
<b>1270 (<math>b_s = 240</math>)</b>	1542	1629,1	5,6
<b>1470 (<math>b_s = 260</math>)</b>	1327,3	1417,9	6,8
<b>1670 (<math>b_s = 280</math>)</b>	1167,1	1169,6	0,2
<b>1870 (<math>b_s = 300</math>)</b>	1042,5	1095,4	5,1
<b>2070 (<math>b_s = 320</math>)</b>	942,7	993,6	5,4
<b>2270 (<math>b_s = 340</math>)</b>	860,7	868,6	0,9
<b>2470 (<math>b_s = 380</math>)</b>	792,2	801,2	1,1
<b>2670 (<math>b_s = 400</math>)</b>	733,9	744,3	1,4
<b>2870 (<math>b_s = 420</math>)</b>	683,8	693,5	1,4
<b>3070 (<math>b_s = 440</math>)</b>	640,2	644,4	0,7

\*Diff. =  $\frac{F_{cr}(\text{Profilé}) - F_{cr}(\text{Poteau équivalent})}{F_{cr}(\text{Poteau équivalent})} \times 100$

A partir des Tableaux IV-4 et IV-5, on peut conclure que la section en croix représente parfaitement un profilé raidi pour la détermination de sa charge critique. Cette conclusion est valable pour la section en Té qui représente un profilé raidi par un raidisseur simple.

Finalement pour déterminer la charge critique d'un profilé raidi transversalement soumis à la charge de compression, il suffit de calculer analytiquement la charge critique d'un poteau simplifié en flambement. La section de ce poteau doit avoir des dimensions similaires à celles de l'âme et du raidisseur de ce profilé. La formule de calcul de la charge critique est alors donnée par l'équation IV-1.

$$F_{cr} = \min(F_{cr,T}, F_{cr,F}, F_{cr,TF}) \quad \text{IV-1}$$

Après avoir calculé la charge critique, nous passons à la détermination de la résistance plastique de ce profilé raidi transversalement.

### 2.3.Détermination de la résistance plastique $F_y$

Pour la détermination de la résistance plastique, il s'agit de déterminer les sections résistantes à l'application de la charge.

Nous gardons les mêmes sections de Figures IV-5 et IV-7 et on cherche les résistances plastiques. Ces dernières sont bien le produit de la limite élastique  $f_y$  du matériau par la section totale ( $A = b_s \times t_s \times 2 + (30 \varepsilon t_w + t_s) \times t_w$ ) pour la section en croix et ( $A = b_s \times t_s + (30 \varepsilon t_w + t_s) \times t_w$ ) pour celle en Té. En comparant ces valeurs avec les résistances plastiques d'un profilé raidi on peut savoir si les sections croix et en Té représentent toujours le profilé raidi pour le calcul de sa résistance plastique. La résistance plastique d'un profilé raidi est déterminée numériquement en appliquant une traction de part et d'autre sur une longueur de chargement  $s_s$ .

Le Tableau IV-6 montre les comparaisons des résistances plastiques entre le poteau représentatif et le profilé raidi pour les deux cas simple et double.

Tableau IV-6: Comparaison de la résistance plastique entre une section en croix et un profilé

	$F_y$ (Poteau équivalent) [kN]	$F_y$ (Profilé raidi) [kN]	Diff.*(%)
<b>Croix</b>	1021,9	1414,2	-27,7
<b>Té</b>	687,6	969,8	-30,13

$$*\text{Diff.} = \frac{F_y(\text{Profilé raidi}) - F_y(\text{Poteau équivalent})}{F_y(\text{Poteau équivalent})} \times 100$$

D'après les résultats du Tableau IV-6, la section en croix, ainsi que la section en T, ne représentent pas le comportement d'un profilé raidi transversalement pour le calcul de la résistance plastique. Il est nécessaire de chercher le modèle qui représente le profilé pour le calcul de la résistance plastique afin de trouver par la suite une expression de calcul de la charge de ruine du profilé raidi.

La source de la différence entre les valeurs des résistances plastiques du modèle poteau simplifié et du profilé peut être due à la longueur participante de l'âme à considérer lors de la détermination du profilé simplifié ou à l'effet de la présence des semelles pour le cas du profilé. Pour apporter une réponse à ces interrogations, une étude paramétrique est faite en variant la longueur participante de l'âme à la section du poteau représentatif avec présence ou non des semelles. Pour y faire, un modèle éléments finis d'un poteau est construit puis calibré sur la base des formules analytiques dédiées aux calculs des poteaux en flambement.

- Construction et validation d'un modèle numérique de poteau sans et avec semelle

La Figure IV-10 montre le modèle poteau construit sur la base du logiciel Cast3m. La Figure IV-11 montre les sections sur lesquelles les conditions aux limites sont appliquées. La section en croix est représentée à titre d'exemple.

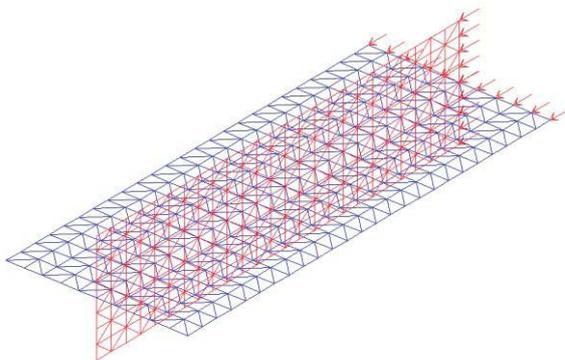


Figure IV-10 : Eléments utilisés pour le modèle de la section en croix

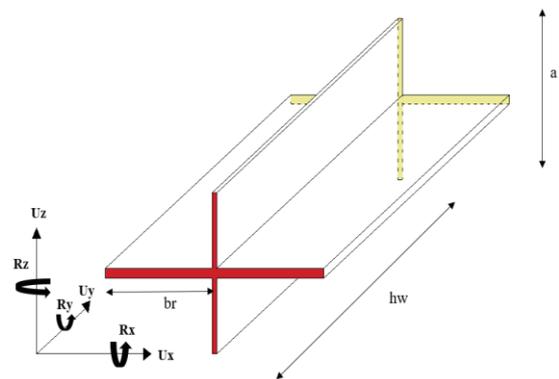


Figure IV-11 : Conditions aux limites appliquées sur le modèle

Le modèle est construit sur la même base que les profilés. Il s'agit d'un modèle en élément coques DKT. Le comportement est élastique parfaitement plastique. Ainsi, la taille des mailles est celle conclue par l'étude de la convergence de maillage présentée dans le chapitre III. Les conditions aux limites sont soit une bi articulation sur les bords, où  $U_x$  et  $U_z$  sont bloqués. Soit un encastrement de part et d'autre dont  $U_x$ ,  $U_z$ ,  $R_x$ ,  $R_y$  et  $R_z$  sont bloqués. Les

formules de calcul de la résistance plastique et de la charge de ruine sont rappelées dans les équations IV-2 et IV-3 ;

$$F_y = A f_y \quad \text{IV-2}$$

$$F_u = \chi F_y \quad \text{IV-3}$$

Où A est la section du poteau en flambement et  $\chi$  est le coefficient de réduction déterminé selon le tableau donné par l'Eurocode en prenant la courbe de flambement (d par défaut dans le cas des sections en croix ou en Té).

Les Tableaux IV-7 et IV-8 montrent les comparaisons entre les résultats de calcul de la charge critique, de la résistance plastique et de la charge de ruine d'un poteau en flambement théoriquement et numériquement.

Tableau IV-7 : Comparaisons des résultats MEF et analytiques « section en croix »

	F <sub>cr</sub> (kN)			F <sub>y</sub> (kN)			F <sub>u</sub> (kN)		
	MEF	EN3-1-5	Diff.*(%)	MEF	EN3-1-5	Diff.*(%)	MEF	EN3-1-5	Diff.*(%)
<b>biart</b>	826,0	757,5	9,0	737,7	725,2	1,7	435,7	400,7	8,7
<b>bi enc</b>	871,8	794,9	9,7	737,7	725,2	1,7	443,8	410,7	8,1

\*Diff. =  $\frac{F(\text{MEF}) - F(\text{EN3-1-5})}{F(\text{EN3-1-5})} \times 100$

Tableau IV-8 : Comparaisons des résultats MEF et analytiques « section en Té »

	F <sub>cr</sub> (kN)			F <sub>y</sub> (kN)			F <sub>u</sub> (kN)		
	MEF	EN3-1-5	Diff.*(%)	MEF	EN3-1-5	Diff.*(%)	MEF	EN3-1-5	Diff.*(%)
<b>biart</b>	535,3	522,3	2,4	531,2	524,7	1,2	330,9	326,5	1,3
<b>bi enc</b>	680,1	645,9	5,6	531,2	524,7	1,2	346,2	328,0	5,6

\*Diff. =  $\frac{F(\text{MEF}) - F(\text{EN3-1-5})}{F(\text{EN3-1-5})} \times 100$

D'après les résultats des Tableau IV-6 et IV-7, le modèle éléments finis en poteau à section en croix ou en Té est validé sur la base des expressions théoriques. Ce modèle peut être utilisé par la suite pour l'étude paramétrique qui permettra de définir un modèle pour le calcul de la résistance plastique voire la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement.

- Recherche d'un modèle pour le calcul de la résistance plastique d'un profilé raidi

Le modèle numérique en poteau est utilisé avec une section en croix (en exemple) et ses résultats, de la résistance plastique et de la charge de ruine, sont comparés à ceux du profilé d'origine. Différentes valeurs des sections participantes d'âme sont considérées avec ou sans

semelles. Dans le cas d'un poteau avec semelles, le calcul se fait à l'aide du modèle MEF de la Figure IV-12.

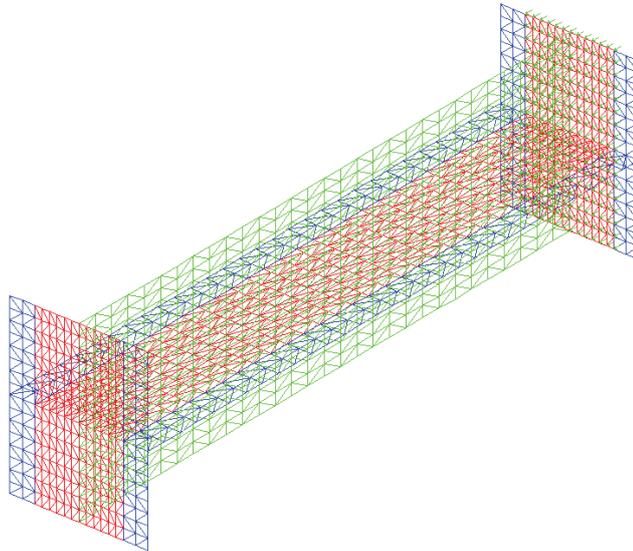


Figure IV-12 : Modèle de la section en croix avec semelles

Pour le cas d'un poteau sans semelles, le calcul se fait théoriquement. Le poteau dans ce cas est bi encasté. Ces conditions aux limites sont similaires à celles du profilé maintenu par les semelles de part et d'autre. Pour la longueur participante de l'âme, les valeurs considérées sont les suivantes :

- $30 \varepsilon t_w + t_s$ , valeur donnée par l'Eurocode 3 partie 1-5,
- $75 \varepsilon t_w + t_s$  : longueur obtenue à partir du mécanisme de ruine plastique subi par l'âme observé directement lors du traitement des résultats expérimentaux sur les profilés étudiés (chapitre II) ;
- $113 \varepsilon t_w + t_s$  : cette valeur est prise égale à  $2 \times (75 \varepsilon t_w + t_s)$ , pour se rapprocher de la longueur du profilé raidi.

Le Tableau IV-9 montre les résultats de cette étude paramétrique avec différentes longueurs participantes de l'âme du profilé.

Tableau IV-9: Evaluation de la partie participante de l'âme donnée par l'EN3-1-5 en calcul élasto-plastique

<b>Profilé raidi</b>		<b>Avec semelles</b>		<b>30 ε t<sub>w</sub>+t<sub>s</sub></b>		<b>Sans semelles</b>		<b>Diff.*</b>
				<b>Diff.*</b>			<b>Diff.*</b>	
				<b>(%)</b>			<b>(%)</b>	
<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	609,5	<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	401,1	-34,2	<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	737,7	21,0	
<b>Profilé raidi</b>		<b>Avec semelles</b>		<b>75 ε t<sub>w</sub>+t<sub>s</sub></b>		<b>Sans semelles</b>		<b>Diff.*</b>
				<b>Diff.*</b>			<b>Diff.*</b>	
				<b>(%)</b>			<b>(%)</b>	
<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	609,5	<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	577,4	-5,3	<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	1218,0	99,8	
<b>Profilé raidi</b>		<b>Avec semelles</b>		<b>113 ε t<sub>w</sub>+t<sub>s</sub></b>		<b>Sans semelles</b>		<b>Diff.*</b>
				<b>Diff.*</b>			<b>Diff.*</b>	
				<b>(%)</b>			<b>(%)</b>	
<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	609,5	<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	591,8	-2,9	<b>F<sub>y</sub>(kN)</b>	1612,9	164,6	

$$*Diff. = \frac{F_y(\text{Avec semelles}) - F_y(\text{Profilé raidi})}{F_y(\text{Profilé raidi})} \times 100$$

Remarquons que la résistance plastique d'une section n'est proche de la résistance plastique d'un profilé raidi que dans le cas d'une section avec semelles admettant une partie participante de l'âme importante. Il faut noter que la charge appliquée sur les semelles est une charge surfacique sur un « patch loading » similaire à celle appliquée sur le profilé. Pour le 30 ε t<sub>w</sub> recommandé par l'Eurocode 3 partie 1-5, cette section ne représente pas un profilé raidi pour le calcul de sa résistance plastique aussi bien avec que sans semelles.

Pour calculer la résistance plastique, il faut revenir au modèle du profilé raidi. Les semelles subissent une plastification en admettant que l'âme et le raidisseur ne flambent pas. La détermination de la résistance plastique est possible en utilisant le modèle EF. Ce modèle permet aussi d'observer les mécanismes qui se produisent après plastification de la semelle, Figure IV-13. A travers ces résultats, on remarque que la plastification de la semelle se fait dans deux directions ; une direction parallèle à la direction du plan moyen de l'âme et une deuxième parallèle à celle du raidisseur. La plastification de la semelle dans les deux directions se fait simultanément. Il s'agit de l'addition de deux mécanismes de ruine dans deux directions perpendiculaires. Ces deux mécanismes permettent de déterminer une section résistante à la plastification en prenant en considération des rotules plastiques si elles existent. Le premier mécanisme est celui qui correspond à l'âme qui ne voile pas (mécanisme de Lageqvist et Johansson), Figure IV-14 et le second est celui qui correspond au raidisseur qui ne flambe pas, Figure IV-15.

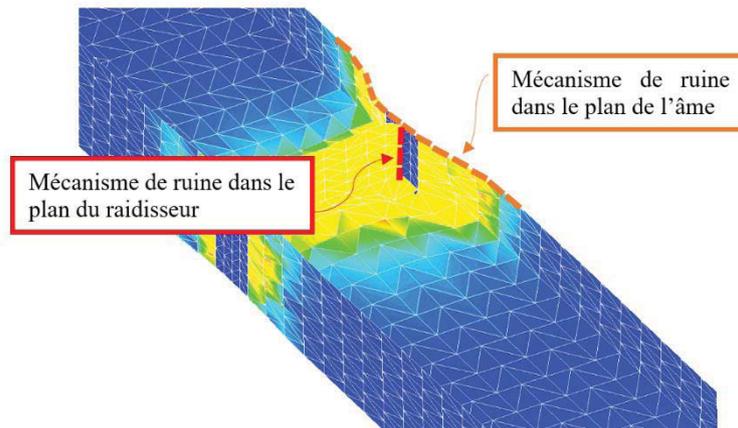


Figure IV-13 : Mécanismes de ruine d'un profilé raidi transversalement

Dans la direction du plan moyen de l'âme, un mécanisme de 4 rotules plastiques est développé déjà par (Lagerqvist et al. 1996) et adopté par l'Eurocode 3 (EN1993-1-5 2000) pour les sections chargées dans leurs plans, voir Figure IV-14. L'expression de la résistance plastique de ce type de section est déterminée par la formule (I-71) donnée dans chapitre I. Cette formule comporte la limite élastique de la section, son épaisseur et une longueur résistante déterminée en fonction des rotules plastiques développées dans la semelle et dans la section de l'âme en dessous de la semelle plastifiée, tel que :

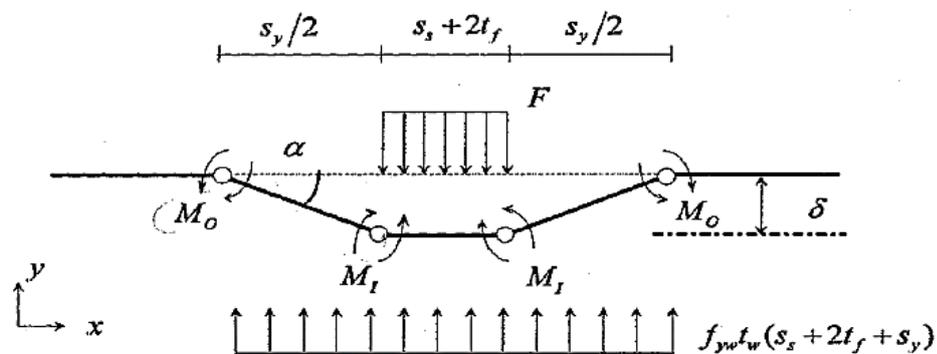


Figure IV-14 : Mécanisme de ruine par (Lagerqvist et al. 1996)

$$F_{y1} = f_{yw} t_w l_y \quad \text{IV-4}$$

Dans la direction du plan moyen du raidisseur, lorsque la charge est appliquée sur toute la largeur de la semelle  $b_f$ , la section du raidisseur subit un déplacement sans développement de rotules plastiques, voir Figure IV-15. Les travaux des forces extérieures et intérieures sont donnés alors par les expressions suivantes :

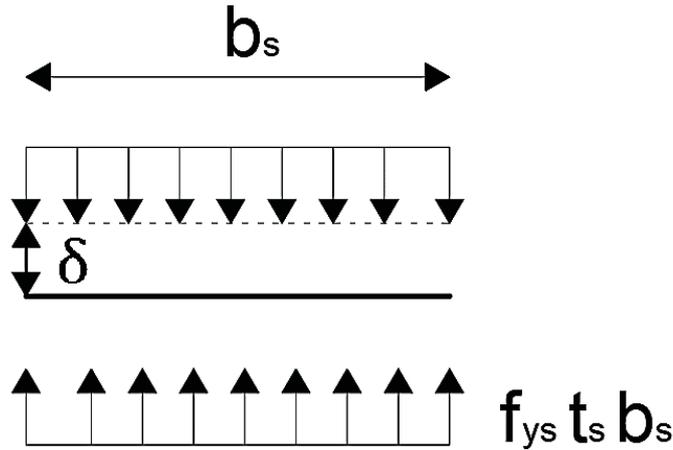


Figure IV-15 : Mécanisme de ruine du raidisseur

$$W_{\text{ext}} = F \delta \quad \text{IV-5}$$

Et

$$W_{\text{int}} = f_{ys} t_s b_s \delta \quad \text{IV-6}$$

Après l'égalité entre le travail des forces intérieures et celui des forces extérieures, l'expression de la résistance plastique dans le plan du raidisseur est donnée par la formule (IV-7).

$$F_{y2} = f_{ys} t_s b_s \quad \text{IV-7}$$

Puisque l'âme et son raidisseur subissent la plastification d'une façon simultanée, il suffit d'appliquer la superposition pour déterminer la résistance plastique d'une âme raidie transversalement soumise à une compression localisée, Formule (IV-8).

$$F_y = f_{yw} t_w l_y + f_{ys} t_s b_s \quad \text{IV-8}$$

D'où le calcul de la résistance plastique d'un profilé raidi est soit par les formules IV-9 et IV-10 suivantes :

$$F_y = f_{yw} t_w \left( s_s + 2 t_f + 2 t_f \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{k^2 h_w^2}{t_f^2}} \right) + f_{ys} t_s 2 b_s \quad \text{(Section croix)} \quad \text{IV-9}$$

$$F_y = f_{yw} t_w \left( s_s + 2 t_f + 2 t_f \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{k^2 h_w^2}{t_f^2}} \right) + f_{ys} t_s b_s \quad \text{(Section Té)} \quad \text{IV-10}$$

$$* k^2 = 0,02$$

**NB.** à noter que cette formule est applicable dans le cas où le patin de chargement est réparti sur toute la largeur de la semelle dont le raidisseur est soudé au-dessous.

Les deux paramètres géométriques agissant sur cette expression sont les deux épaisseurs de l'âme  $t_w$  et du raidisseur  $t_s$ . On fait varier à chaque fois l'un des deux paramètres et on compare la valeur de la résistance plastique calculée à travers les formules IV-9 et 10 par celle déterminée à travers le modèle numérique. La détermination de la résistance plastique numériquement est effectuée si on fait appliquer une charge de compression en maintenant l'âme et le raidisseur sans flambement. Ce résultat peut être obtenu en appliquant une traction de part et d'autre du profilé raidi.

En premier lieu on fixe  $t_w$  à une valeur de 6 mm et on fait varier le  $t_s$  dans un intervalle allant de 4 à 12. Le Tableau IV-10 résume les résultats numériques et les résultats calculés par les formules (IV-9 et 10) ainsi que les différences en pourcentage dans le cas d'un raidisseur double (section en croix) et d'un raidisseur simple (section en T $\acute{e}$ ).

Tableau IV-10: Evaluation numérique de la formule de calcul de résistance plastique d'un profilé raidi ( $t_w$  fixe et  $t_s$  variable)

$t_s$	Profilé avec raidisseur double			Profilé avec raidisseur simple		
	$F_{y,MEF}(kN)$	$F_y(IV-9)$ [kN]	Diff.* (%)	$F_{y,MEF}(kN)$	$F_y(IV-10)$ [kN]	Diff.* (%)
<b>4</b>	765,2	786,1	-2,7	648,1	676,3	-4,4
<b>6</b>	879,0	895,9	-1,9	704,2	731,2	-3,8
<b>8</b>	991,8	1005,7	-1,4	760,0	786,1	-3,4
<b>10</b>	1103,9	1115,5	-1,1	815,6	841,0	-3,1
<b>12</b>	1215,3	1225,3	-0,8	856,2	895,9	-4,6

En deuxième lieu on fixe  $t_s$  à une valeur de 6 mm et on fait varier le  $t_w$  dans un intervalle allant de 4 à 10. Le Tableau IV-11 résume les résultats numériques et les résultats calculés par les formules (IV-9 et IV-10) ainsi que les différences en pourcentage dans le cas d'un raidisseur double (section en croix) et un raidisseur simple (section en T $\acute{e}$ ).

Tableau IV-11: Evaluation numérique de la formule de calcul de résistance plastique d'un profilé raidi ( $t_s = 6$  mm, fixe et  $t_w$  variable)

$t_w$	Profilé avec raidisseur double			Profilé avec raidisseur simple		
	$F_{y,MEF}$ (kN)	$F_y$ (IV-9) [kN]	Diff.* (%)	$F_{y,MEF}$ (kN)	$F_y$ (IV-10) [kN]	Diff.* (%)
4	723,2	735,7	1,7	546,0	571,0	4,6
6	879,0	895,9	1,9	704,2	731,2	3,8
8	1002,9	1052,7	5	801,3	888,0	10,8
10	1121,1	1207,9	7,7	920,2	1043,2	13,4

$$*Diff. = \frac{F_y(IV-9 \text{ ou } 10) - F_y(MEF)}{F_y(MEF)} \times 100$$

Les formules IV-9 et 10 données dans ce chapitre pour le calcul de  $F_y$ , sont applicables quelle que soit l'épaisseur de l'âme ou du raidisseur.

#### 2.4. Calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement

Cette partie vise à déterminer le coefficient de réduction pour un profilé raidi transversalement soumis à la compression. Sachant que  $\chi = \frac{F_u}{F_y}$ , il suffit de varier à chaque fois l'élanement et déterminer les paramètres  $F_{cr}$ ,  $F_y$  et  $F_u$ , Tableau IV-12.

Tableau IV-12: Détermination du coefficient de réduction (pour  $t_w = t_s = 12$  mm)

$h_w/t_w$	$h_w$ (mm)	$F_{cr}$ (kN)	$F_y$ (kN)	$\bar{\lambda} = \sqrt{F_y/F_{cr}}$	$F_{u,MEF}$ (kN)	$\chi$
33,3	400	10477,0	2508,8	0,5	2384,6	0,95
41,7	500	7956,1	2596,4	0,6	2434,2	0,94
50,0	600	6586,6	2691,7	0,6	2474,6	0,92
58,3	700	5760,8	2792,5	0,7	2494,0	0,89
66,7	800	5224,8	2897,3	0,7	2509,9	0,87
75,0	900	4857,3	3005,1	0,8	2501,1	0,83
83,3	1000	4594,5	3115,1	0,8	2525,8	0,81
125,0	1500	4595,5	3684,5	0,9	2735,7	0,74
166,7	2000	4596,5	4269,7	1,0	2751,1	0,64
208,3	2500	4597,5	4861,6	1,0	2761,3	0,57
250,0	3000	4598,5	5456,9	1,1	2920,4	0,54
291,7	3500	4599,5	6054,3	1,1	2995,3	0,49
333,3	4000	4600,5	6652,9	1,2	3059,4	0,46
375,0	4500	4601,5	7252,4	1,3	3162,2	0,44
416,7	5000	4602,5	7852,4	1,3	3104,6	0,40
458,3	5500	4603,5	8452,9	1,4	3160,2	0,37

En introduisant les résultats dans les courbes de flambement standards et celui des profilés non raidis défini par  $(0,5/\bar{\lambda})$ , données par l'Eurocode 3 partie 1-5, la Figure IV-16 peut donner une idée sur la localisation du coefficient  $\chi$  par rapport à ces courbes.

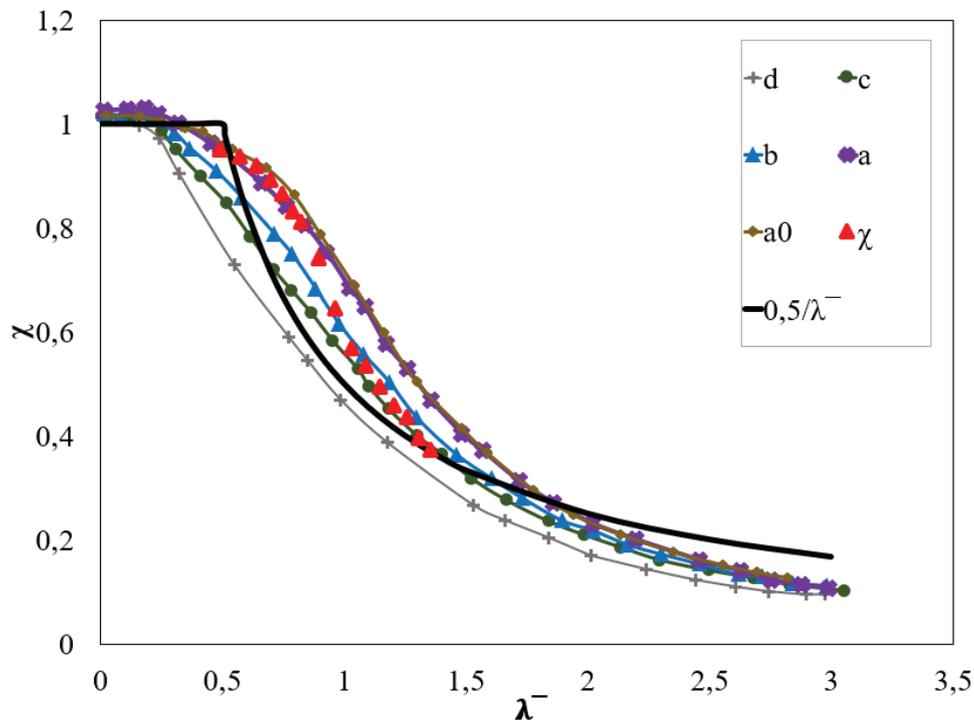


Figure IV-16 : Localisation de la courbe de flambement pour un profilé raidi

Il est déjà défini que le raidisseur (avec une partie de l'âme formant un comportement poteau) est l'élément qui pilote le mode de flambement du profilé en total, dans ce cas d'étude. Il est raisonnable alors, lors de la recherche du coefficient de réduction, d'examiner celui dédié au flambement des poteaux ou de voilement des plaques  $(0,5/\bar{\lambda})$ . Cependant, il paraît que les résultats des simulations numériques collent plutôt avec les courbes de flambement des poteaux.

$$\chi(\bar{\lambda}) = \frac{1}{\varphi_p + \sqrt{\varphi_p^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad \text{IV-11}$$

Avec

$$\varphi_p = \frac{1}{2} [1 + \alpha_p(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2] \quad \text{IV-12}$$

Avec

$$\alpha_p = 0,245$$

Et

$$\bar{\lambda}_0 = 0,2$$

La charge ultime est calculée par la formule IV-13 ;

$$F_u = \chi F_y \quad \text{IV-13}$$

On a appliqué la formule (IV-11) pour calculer le coefficient de réduction. Ce coefficient est à multiplier par la valeur de la résistance plastique pour déterminer la charge de ruine. Cette valeur est à comparer à chaque fois avec la valeur de la charge ultime déterminée à l'aide du modèle éléments finis. Le Tableau IV-13 résume les résultats des comparaisons entre la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement déterminée numériquement et celle calculée par les formules IV-9 et IV-10 pour  $F_y$ , IV-1 pour  $F_{cr}$  et IV-13 pour  $F_u$ .

Tableau IV-13: Comparaisons des résistances ultimes entre MEF et approche analytique

$h_w/t_w$	$h_w$ (mm)	$F_y$ (kN)	$F_{cr}$ (kN)	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}_0$	$\alpha_p$	$\varphi_p$	$\chi$	$F_u$ (kN)	$F_{u,MEF}$ (kN)	Diff.* (%)
33,3	400	2508,8	10477,0	0,5	0,2	0,245	0,7	0,91	2290,2	2384,6	-4,0
41,7	500	2596,4	7956,1	0,6	0,2	0,245	0,7	0,88	2291,4	2434,2	-5,9
50,0	600	2691,7	6586,6	0,6	0,2	0,245	0,8	0,85	2298,9	2474,6	-7,1
58,3	700	2792,5	5760,8	0,7	0,2	0,245	0,8	0,83	2311,1	2494,0	-7,3
66,7	800	2897,3	5224,8	0,7	0,2	0,245	0,8	0,80	2326,9	2509,9	-7,3
75,0	900	3005,1	4857,3	0,8	0,2	0,245	0,9	0,78	2345,2	2501,1	-6,2
83,3	1000	3115,1	4594,5	0,8	0,2	0,245	0,9	0,76	2365,4	2525,8	-6,4
125,0	1500	3684,5	4595,5	0,9	0,2	0,245	1,0	0,67	2475,8	2735,7	-9,5
166,7	2000	4269,7	4596,5	1,0	0,2	0,245	1,1	0,60	2578,7	2751,1	-6,3
208,3	2500	4861,6	4597,5	1,0	0,2	0,245	1,2	0,55	2665,0	2761,3	-3,5
250,0	3000	5456,9	4598,5	1,1	0,2	0,245	1,3	0,50	2735,7	2920,4	-6,3
291,7	3500	6054,3	4599,5	1,1	0,2	0,245	1,4	0,46	2793,9	2995,3	-6,7
333,3	4000	6652,9	4600,5	1,2	0,2	0,245	1,5	0,43	2842,2	3059,4	-7,1
375,0	4500	7252,4	4601,5	1,3	0,2	0,245	1,5	0,40	2882,9	3162,2	-8,8
416,7	5000	7852,4	4602,5	1,3	0,2	0,245	1,6	0,37	2917,6	3104,6	-6,0
458,3	5500	8452,9	4603,5	1,4	0,2	0,245	1,7	0,35	2947,6	3160,2	-6,7

$$*\text{Diff.} = \frac{F_u(\text{IV-13}) - F_u(\text{MEF})}{F_u(\text{MEF})} \times 100$$

Les comparaisons du Tableau IV-13 montrent que les formules proposées pour le calcul de la charge ultime d'un profilé raidi donnent des valeurs proches de celles déterminées numériquement. Ces formules sont applicables quel que soit l'élançement. On a fait varier les hauteurs de 400 à 5500 mm, soit des élançements jusqu'à environ 460.

### 3. Parois raidies par un raidisseur partiel

Dans les chapitres II et III nous avons présenté 3 configurations de raidisseurs partiels. Une étude expérimentale et numérique a été menée sur ce type de raidisseurs. Pour les cas étudiés, la charge appliquée est en double compression. L'observation majeure à mentionner est que la partie non raidie est celle qui pilote le comportement global des profilés partiellement raidis. Comme le calcul de la charge de ruine des âmes non raidies est développé par l'Eurocode 3 partie 1-5, nous nous appuyons sur ses principes pour proposer une démarche pour les âmes raidies partiellement.

#### 3.1. Evaluation de la démarche de l'Eurocode (parois non raidies)

La démarche de calcul de la charge de ruine d'un profilé non raidi est détaillée dans le chapitre I à travers les formules (I-54, I-71 et I-79). Elle consiste, en premier lieu, à déterminer la charge critique élastique ( $F_{cr}$ ) en considérant que l'âme du profilé se comporte comme une plaque en voilement. Puis, à calculer la résistance plastique ( $F_y$ ) en considérant que l'âme ne voile pas et la semelle subit la plastification avec une largeur efficace de l'âme. Finalement, il est donné une fonction de réduction de résistance basée sur  $F_{cr}$  et  $F_y$ . La charge de ruine est le produit du coefficient de réduction par la valeur de la résistance plastique. Cette logique est reprise dans notre étude et adoptée pour déterminer la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement.

Dans le cadre de l'hypothèse donnée en chapitres II et III, la partie non raidie est celle qui pilote le comportement global d'un profilé raidi partiellement. Pour calculer sa charge de ruine, il est raisonnable d'essayer d'appliquer les formules données par l'Eurocode 3 partie 1-5 (EN3-1-5 1993) pour les profilés non raidis. Une évaluation de ces formules en fonction de l'élanement est effectuée. Elle est basée sur la comparaison avec les résultats d'essais et de modélisations numériques issus de la présente étude ou de la bibliographie (voir chapitre I) (Lagerqvist et al. 1996; Mezghanni 2013).

Le Tableau IV-14 résume les différences des charges de ruines obtenues par essais et par calculs analytiques de l'Eurocode.

Tableau IV-14: Comparaison entre essais et formules analytiques de l'EN3-1-5 (profilés non raidis)

Test	$h_w$ (mm)	$t_w$ (mm)	$\lambda = h_w/t_w$	$a$ (mm)	$s_s$ (mm)	$F_{u,test}$ (kN)	$F_{u,EN3-1-5}$ (kN)	Diff.* (%)
A11	239,8	3,8	60	1014	40	262	116	-55,7
A21	278,1	3,8	70	1258	40	260	108,7	-58,2
A31	319,7	3,9	80	1405	40	266	102,7	-61,4
A42	359,6	3,8	90	1523	40	249	98	-60,6
A62	439,9	3,8	110	1860	40	230	91,1	-60,4
A72	320,7	7,9	40	1562	40	873	413,9	-52,6
A82	400,5	8	50	1471	40	859	396,9	-53,8
Pr	810	5	162	2460	40	279	136,4	-51,1
P0 I	653	5	130,6	2130	80	315	144,6	-54,1
P0 II	635	5	130,6	2325	80	310	144	-53,5
B3-S0	349	6	58,17	1890	100	390	246,4	-36,8
B5-S0	488	6	81,33	1890	100	394	220,8	-44,0
1U-H	278,6	7,1	39,24	500	100	478	363,9	-23,9
1.U-W $\lambda_1$	375,4	5,5	68,25	500	100	237	179,5	-24,3

$$*Diff. = \frac{F_u(EN3-1-5) - F_u(test)}{F_u(test)} \times 100$$

Le Tableau IV-15 résume les différences entre les résultats des simulations numériques et ceux du calcul Eurocode en termes de charge de ruine.

Tableau IV-15: Comparaison entre résultats numériques et formules analytiques de l'EN3-1-5 (parois non raidies)

Simulation	$h_w$ (mm)	$t_w$ (mm)	$\lambda = h_w/t_w$	$a$ (mm)	$s_s$ (mm)	$F_{u,simulation}$ (kN)	$F_{u,EN3-1-5}$ (kN)	Diff.* (%)
S0	370	6	61,67	1890	100	465	241,3	-48,1
P03	600	3	200	1200	80	131,8	53,4	-59,5
P06	600	5	120	1200	80	290	144,4	-50,2
P09	600	8	75	1200	80	521	363,5	-30,2
P12	600	3	200	2400	80	102	50,8	-50,2
P15	600	5	120	2400	80	228	137,4	-39,7
P18	600	8	75	2400	80	486,4	346	-28,9
P21	1000	3	333,33	2000	80	134	48,3	-64,0
P24	1000	5	200	2000	80	289,6	131,4	-54,6
P27	1000	8	125	2000	80	527	332,3	-36,9
P30	1000	3	333,33	4000	80	111,2	45,9	-58,7
P33	1000	5	200	4000	80	209,16	125,1	-40,2
P36	1000	8	125	4000	80	416,58	316,3	-24,1
P39	1400	5	280	2800	80	338,86	131,7	-61,1
P42	1400	8	175	2800	80	665,43	329,8	-50,4
P45	1400	10	140	2800	80	892,82	511,2	-42,7
P48	1400	5	280	5600	80	284,28	125,4	-55,9
P51	1400	8	175	5600	80	529,82	313,9	-40,8

$$*Diff. = \frac{F_u(EN3-1-5) - F_u(simulation)}{F_u(simulation)} \times 100$$

A partir des Tableaux IV-14 et IV-15, les formules données par l'Eurocode pour le calcul de la charge de ruine sont très conservatrices. Les écarts augmentent entre les résultats numériques ou expérimentaux et ceux obtenus par l'Eurocode avec l'augmentation de l'élanement de la paroi.

Pour comprendre la source de ces écarts, une comparaison est menée, en considérant les différents termes de base, entre la démarche Eurocode et le calcul MEF basé sur le modèle déjà validé. Ces termes de base concernent la charge critique de l'âme du profilé  $F_{cr}$ , la résistance plastique  $F_y$  et la charge de ruine  $F_u$ . Les valeurs de calcul MEF sont obtenues en considérant différentes modélisations :  $F_{cr}$  et  $F_u$  (selon la description faite en chapitre III) et  $F_y$  (par application d'une charge de traction sur le profilé).

Le Tableau IV-16 résume les comparaisons entre les résultats numériques et ceux du calcul analytique de 6 profilés non raidis ayant des élanements différents.

Tableau IV-16: Comparaison entre les valeurs numériques et celles de l'EN3-1-5

h (mm)	$\lambda = \frac{h}{t_w}$	$F_{cr}$ (kN)		Diff.* (%)	$F_y$ (kN)		Diff.* (%)	$F_u$ (kN)		Diff.* (%)
		EN3-1-5	MEF		EN3-1-5	MEF		EN3-1-5	MEF	
400	33,3	3300,4	4229,2	28,1	1899,7	1825,9	-3,9	1252,0	1430,5	14,3
500	41,7	2760,2	3133,9	13,5	1799,9	1839,4	2,2	1114,5	1399,1	25,5
700	58,3	2226,0	2016,9	-9,4	2129,3	1858,4	-12,7	1088,6	1387,1	27,4
1000	83,3	1449,1	1419,0	-2,1	2394,3	1923,7	-19,7	931,3	1209,0	29,8
2000	166,7	720,6	629,2	-12,7	3552,3	2153,1	-39,4	800,0	643,0	-19,6
3000	250,0	541,0	563,0	4,1	4819,9	2509,9	-47,9	806,6	373,7	-53,7

$$*Diff. = \frac{F(MEF) - F(EN3-1-5)}{F(EN3-1-5)} \times 100$$

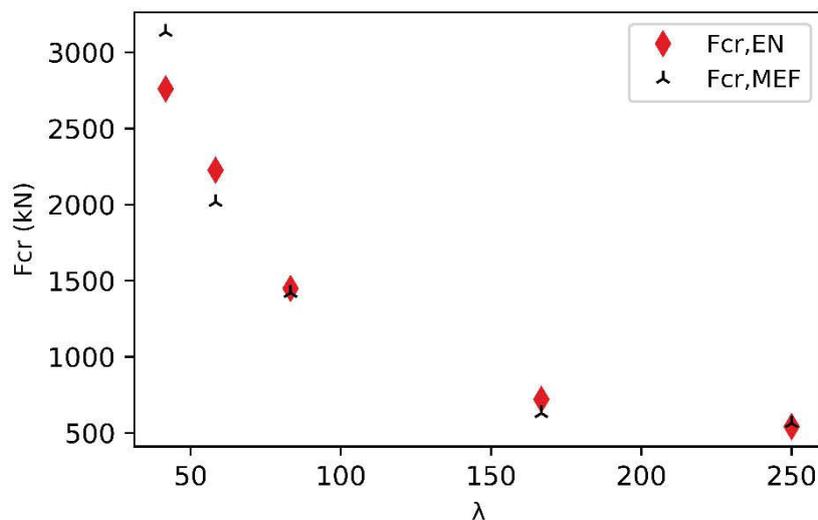


Figure IV-17: Charge critique (MEF et calcul analytique)

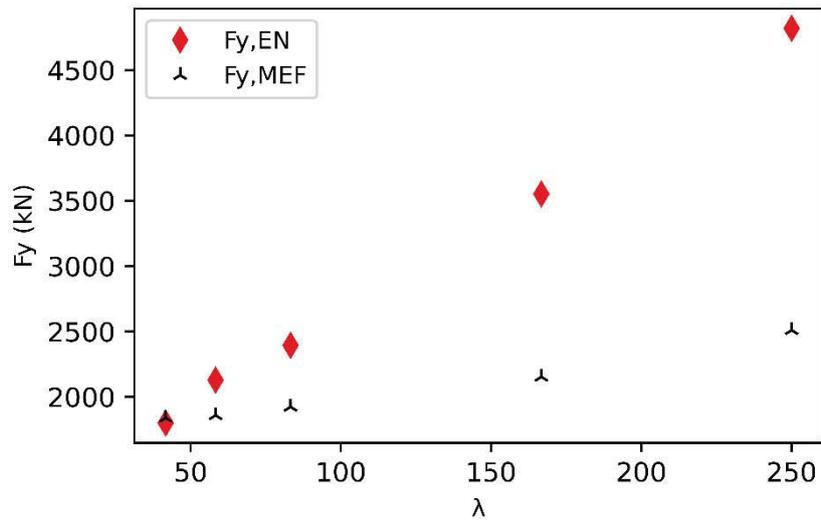


Figure IV-18: Résistance plastique (MEF et calcul analytique)

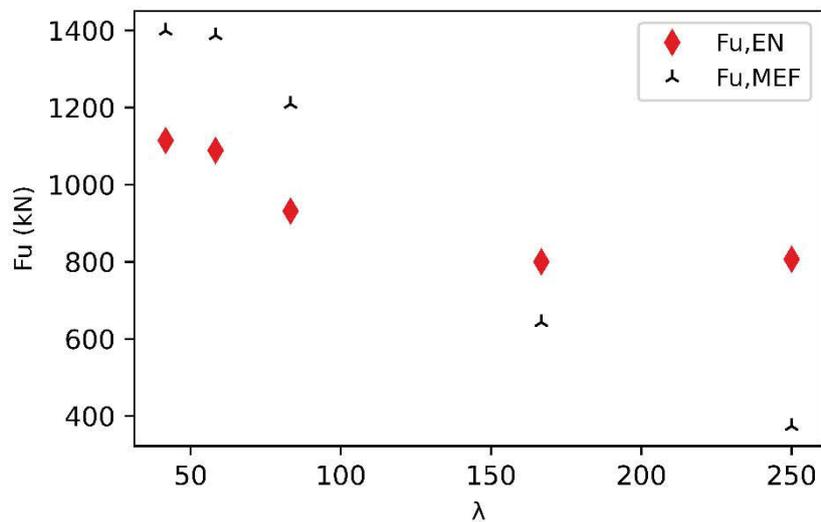


Figure IV-19: Résistance ultime (MEF et calcul analytique)

D'après le Tableau IV-16 et la Figure IV-17, les différences entre charges critiques calculées par l'Eurocode (Formule (I-54) chapitre I) et MEF diminuent avec l'augmentation de l'élancement du profilé. Cependant, la Figure IV-18 montre que les différences en résistances plastiques (Formule (I-71) chapitre I) augmentent avec l'augmentation de l'élancement. Le Tableau IV-16 et la Figure IV-19 montrent que les différences entre la charge de ruine calculée par l'Eurocode (Formule (I-79) chapitre I) et celle déterminée par MEF sont considérables et augmentent avec l'élancement. Alors il est permis de considérer que la source des grands écarts entre les formules de l'Eurocode et celles obtenues par MEF est influencée principalement par la résistance plastique. La formule dédiée pour le calcul de la résistance plastique doit donc être adaptée pour améliorer la précision des formules analytiques pour différents élancements.

### 3.2. Reformulation de l'expression de la résistance plastique donnée par l'Eurocode

La reformulation de l'expression de la charge de ruine nécessite l'étude de chaque terme de cette formule en commençant par la résistance plastique.

#### 3.2.1. Etude de l'expression de la résistance plastique donnée par l'Eurocode

La formule de résistance plastique s'appuie sur une section efficace dont la longueur est déterminée en utilisant différents modes de ruine y compris ceux intégrant des rotules plastiques d'âme et de semelle (chapitre I). Le calcul de la longueur  $l_y$  est le paramètre qui influence le plus les différences entre le calcul MEF et le calcul Eurocode pour des élancements importants des profilés, Formule (I-71).

$$F_y = f_{yw} t_w l_y$$

Pour s'en assurer, il suffit de regarder la répartition des contraintes lors de la plastification de la semelle et de la partie participante de l'âme. Ainsi, la charge de compression est appliquée en maintenant l'âme vis-à-vis du voilement en vue d'obtenir la résistance plastique ainsi que la répartition des contraintes de von Mises. Ces contraintes sont déterminées sur des lignes parallèles à la semelle, à différentes profondeurs dans l'âme, au niveau de la surface des éléments coques. La Figure IV-20 donne la répartition des contraintes sur les sections horizontales parallèles à la longueur du profilé à partir du niveau  $0 \times NN$  qui désigne la surface supérieure de l'âme sous la ligne inférieure de la semelle jusqu'à une profondeur de  $17 \times NN$ . On désigne par  $NN$  la taille d'une maille de la discrétisation en EF du modèle MEF utilisé. Le profilé a une hauteur de 1000 mm et une longueur de 1500 mm.

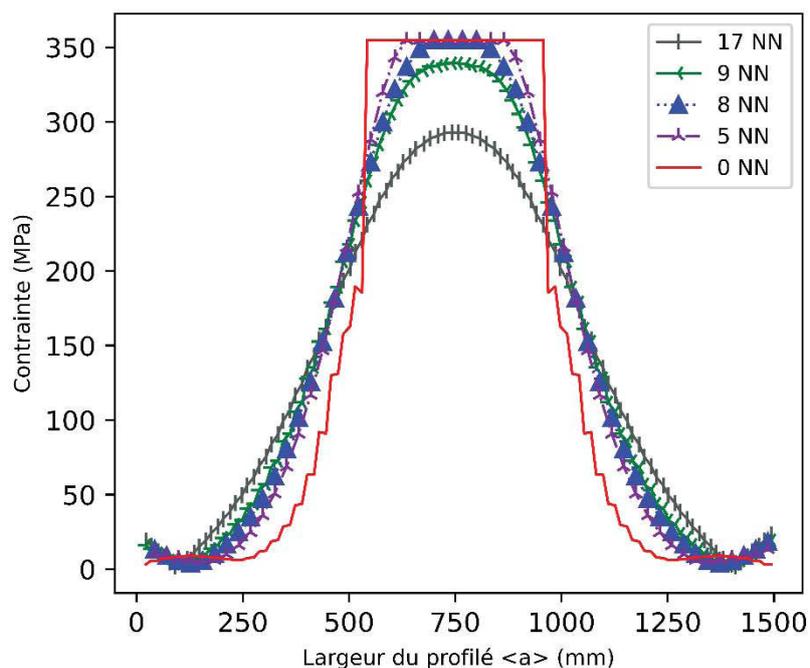


Figure IV-20 : Répartition des contraintes de Von Mises

Pour les différentes positions observées sur la hauteur de l'âme, on peut déterminer la longueur plastifiée  $l_y$ . En calculant cette valeur à l'aide de la formule donnée par l'Eurocode 3 partie 1-5, une différence de 50 % apparaît entre les deux valeurs (MEF et calcul EN3-1-5). Il faut alors se focaliser sur l'expression déterminée théoriquement de cette longueur.

L'expression de  $l_y$  est bien montrée et détaillée dans le chapitre I. Cette expression fait intervenir les caractéristiques géométriques et mécaniques de l'âme ainsi que de la semelle en considérant un mécanisme de ruine plastique. Ce mécanisme de ruine sert à déterminer la longueur de la section résistante à la plastification. Cette longueur fait intervenir une partie verticale de l'âme qui se plastifie localement sous l'effet du chargement. Pour l'Eurocode 3 partie 1-5, cette partie verticale est toujours égale à 14 % de  $h_w$ . Ce pourcentage est la valeur du coefficient de participation de l'âme K (formule (I-77) chapitre I).

$$l_y = s_s + 2 t_f \left( 1 + \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{(0,14)^2 h_w^2}{t_f^2}} \right)$$

### 3.2.2. Détermination du coefficient K en fonction de l'élancement

Le coefficient K représente la participation de la hauteur de l'âme dans le calcul de la longueur de plastification. On a pu représenter ce coefficient en fonction de l'élancement. En

changeant à chaque fois l'élanement, on note la valeur de K. La Figure IV-21 montre la variation de ce coefficient en fonction de l'élanement ainsi que l'expression représentative.

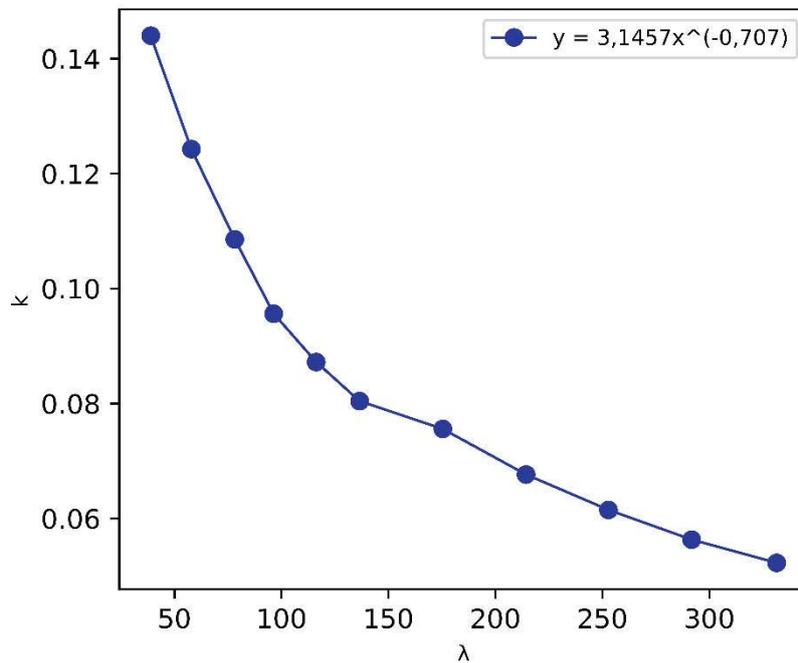


Figure IV-21: Variation de k en fonction de l'élanement

D'après cette étude le coefficient K ne peut pas être constant en fonction de la hauteur ou de l'épaisseur. K est une fonction de l'élanement. Plus l'élanement augmente, la partie plastifiée de l'âme diminue.

Ces résultats sont cohérents avec les caractéristiques connues des profilés de grandes dimensions. L'expression de la longueur participante alors est donnée par la formule (IV-14)

$$l_y = s_s + 2 t_f \left( 1 + \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{\left( 3,15 \left( \frac{h_w}{t_w} \right)^{-0,707} \right)^2 h_w^2}{t_f^2}} \right) \quad \text{IV-14}$$

Et l'expression de la résistance plastique est alors donnée par la formule IV-15

$$F_y = f_{yw} t_w \left[ s_s + 2 t_f \left( 1 + \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{\left( 3,15 \left( \frac{h_w}{t_w} \right)^{-0,707} \right)^2 h_w^2}{t_f^2}} \right) \right] \quad \text{IV-15}$$

Ainsi, la charge de ruine garde son expression de I-79 mais avec le  $F_y$  de IV-15.

$$F_u = \chi F_y = \chi f_{yw} t_w \left[ s_s + 2 t_f \left( 1 + \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{\left( 3,15 \left( \frac{h_w}{t_w} \right)^{-0,707} \right)^2 h_w^2}{t_f^2}} \right) \right] \quad \text{IV-16}$$

Nous avons fixé l'épaisseur à une valeur de  $t_w = 6$  mm. Nous varions alors la hauteur pour construire un intervalle d'élancements entre 83 et 333. Le Tableau IV-17 montre les résultats de la comparaison entre les résistances plastiques calculées par la formule modifiée (équation IV-15) et celles du calcul numérique.

Tableau IV-17: Comparaison entre les résistances plastiques ( $h_w$  variable)

$\lambda = h_w/t_w$	$h_w$ (mm)	$F_y$ (IV-15) [kN]	$F_{y,MEF}$ (kN)	Diff.* (%)
<b>83,3</b>	500	730,2	738	-1,1
<b>100,0</b>	600	740,6	745	-0,6
<b>116,7</b>	700	750,0	751	-0,1
<b>133,3</b>	800	758,8	760	-0,2
<b>150,0</b>	900	766,9	768	-0,1
<b>166,7</b>	1000	774,6	778	-0,4
<b>200,0</b>	1200	788,8	794	-0,7
<b>233,3</b>	1400	801,6	806	-0,5
<b>266,7</b>	1600	813,5	817	-0,4
<b>300,0</b>	1800	824,5	828	-0,4
<b>333,3</b>	2000	834,8	839	-0,5

$$*\text{Diff.} = \frac{F_y \text{ (IV-15)} - F_{y,MEF}}{F_{y,MEF}} \times 100$$

Nous fixons maintenant la hauteur à 700 mm par exemple. On fait varier l'épaisseur entre les valeurs ; 3, 4, 6 et 8 mm. Le Tableau IV-18. Résume les résultats de comparaisons.

Tableau IV-18: Les résultats de la comparaison entre les résistances plastiques ( $t_w$  variable)

$\lambda = h_w/t_w$	$t_w$ (mm)	$F_y$ (IV-15) [kN]	$F_{y,MEF}$ (kN)	Diff.* (%)
<b>87,5</b>	8,0	1027,2	965,0	6,4
<b>116,7</b>	6,0	750,0	727,9	3,0
<b>175,0</b>	4,0	513,0	548,6	-6,5
<b>233,3</b>	3,0	406,3	408,8	-0,6

$$*\text{Diff.} = \frac{F_y \text{ (IV-15)} - F_{y,MEF}}{F_{y,MEF}} \times 100$$

D'après l'étude effectuée, l'expression de la résistance plastique pour les profilés non raidis doit prendre en compte la participation de l'âme en fonction de l'élancement.

Finalement une comparaison au niveau de la charge de ruine calculée numériquement et celle calculée par la formule IV-16 est effectuée et le Tableau IV-19 résume les résultats.

Tableau IV-19: Les résultats de la comparaison entre les charges de ruine

$\lambda = \frac{h_w}{t_w}$	$F_u(\text{IV-16})[\text{kN}]$	$F_{u,\text{MEF}}(\text{kN})$	Diff.* (%)
<b>83,3</b>	259,6	280,2	-7,4
<b>100,0</b>	241,4	257,3	-6,2
<b>116,7</b>	226,9	246,4	-7,9
<b>133,3</b>	215,1	232,2	-7,4
<b>150,0</b>	205,1	221,1	-7,2
<b>166,7</b>	196,6	209,2	-6,0
<b>200,0</b>	182,6	190,4	-4,1
<b>233,3</b>	171,5	178,0	-3,7
<b>266,7</b>	162,4	167,3	-2,9
<b>300,0</b>	154,7	159,0	-2,7
<b>333,3</b>	148,2	149,2	-0,7

$$*\text{Diff.} = \frac{F_u(\text{IV-16}) - F_{u,\text{MEF}}}{F_{u,\text{MEF}}} \times 100$$

Il est possible de conclure que la calibration de l'expression existante pour le calcul de la charge de ruine des profilés non raidis donne des résultats améliorés pour différents élancements des profilés. Cette formule sera utilisée pour le calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement par un raidisseur partiel. Il est remarqué que sa partie non raidie est celle qui pilote son comportement.

Montrons alors que la valeur de la charge de ruine d'un profilé raidi partiellement peut être calculée en considérant un profilé non raidi à dimensions équivalentes à celles de la partie non raidie.

### 3.3. Profilé équivalent à un profilé raidi partiellement

Les résistances des configurations avec raidisseur partiel, étudiées expérimentalement (chapitre II) et numériquement (chapitre III), sont évaluées analytiquement en considérant des profilés non raidis équivalents. Le profilé équivalent a une hauteur égale à la partie non raidie de chaque configuration, voir Figure IV-22.

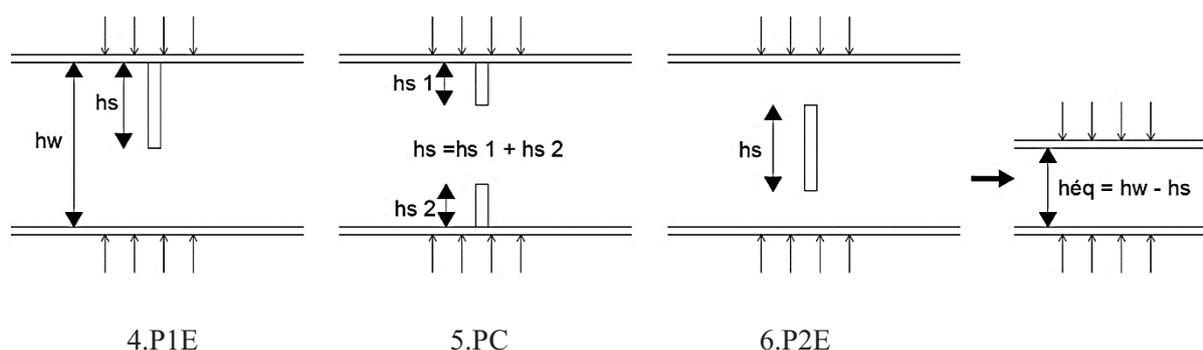


Figure IV-22 : Les trois configurations étudiées et le profilé non raidi équivalent

Expérimentalement, les configurations 4.P1E, 5.PC et 6.P2E ont des charges de ruines proches. Nous avons alors calculé la charge de ruine d'un profilé non raidi ayant une hauteur égale à la partie non raidie de l'âme de chaque profilé. La hauteur non raidie des profilés testés est égale à 1/6 de  $h_w$ . Le Tableau IV-20 montre les différences entre les charges de ruine expérimentales et celles du profilé équivalent déterminées numériquement (à l'aide du MEF).

Tableau IV-20: Différences entre les charges de ruines ( $h_s=5/6 h_w$ )

$F_u$ (Pr-éq) [kN]	$F_u$ (4.P1E) [kN]	Diff.* (%)	$F_u$ (5.PC) [kN]	Diff.* (%)	$F_u$ (6.P2E) [kN]	Diff.* (%)
627,4	612,3	2,5	681,9	-7,9	622	0,86

$$*Diff. = \frac{F_u(\text{Pr-éq}) - F_{u,\text{test}}}{F_{u,\text{test}}} \times 100$$

Pour enrichir les résultats existants, on fait varier les hauteurs des profilés raidis partiellement ainsi que la hauteur occupée par le raidisseur à chaque fois (Tableau IV-21). Cette étude paramétrique permet de comparer la résistance du profilé non raidi équivalent et celle du profilé raidi partiellement pour les trois configurations et pour différentes hauteurs de la partie raidie. L'étude est effectuée sur des profilés raidis avec des hauteurs  $h_w$  de 300, 500 et 700 et 900, 1000, 1500 et 2000 mm.

Tableau IV-21: Différences entre les charges de ruines de profilés raidis partiellement et leurs profilés équivalents non raidis

hs	F <sub>u</sub> (Pr- éq) [kN]	F <sub>u</sub> (4.P1E) [kN]	Diff.* (%)	F <sub>u</sub> (5.PC) [kN]	Diff.* (%)	F <sub>u</sub> (6.P2E) [kN]	Diff.* (%)
<b>(h<sub>w</sub> = 300 mm)</b>							
5/6 h <sub>w</sub>	568,1	572	-0,7	614,5	-7,6	607,5	-6,5
4/6 h <sub>w</sub>	529,0	574,2	-7,9	491,3	7,7	580,0	-8,8
3/6 h <sub>w</sub>	479,6	475,1	0,9	443	8,3	488,1	-1,7
<b>(h<sub>w</sub> = 500 mm)</b>							
5/6 h <sub>w</sub>	537,4	560,9	-4,2	590,1	-8,9	585,0	-8,1
4/6 h <sub>w</sub>	469,7	452,2	3,9	434,6	8,1	514,9	-8,8
3/6 h <sub>w</sub>	440,9	449,4	-1,9	420,5	4,9	440,4	0,1
<b>(h<sub>w</sub> = 700 mm)</b>							
5/6 h <sub>w</sub>	540,6	537,8	0,5	582,6	-7,2	542,3	-0,3
4/6 h <sub>w</sub>	426,6	438,2	-2,6	403	5,9	433	-1,5
3/6 h <sub>w</sub>	420,0	428,1	-1,9	388	8,2	387,5	8,4
<b>(h<sub>w</sub> = 900 mm)</b>							
5/6 h <sub>w</sub>	489,6	493,1	-0,7	474	3,3	519,3	-5,7
4/6 h <sub>w</sub>	427,1	446,2	-4,3	397,5	7,4	420,7	1,5
3/6 h <sub>w</sub>	409,9	376,8	8,8	386,2	6,1	381,8	7,4
<b>(h<sub>w</sub> = 1000 mm)</b>							
5/6 h <sub>w</sub>	479,7	456,3	5,1	464	3,4	524,0	-8,5
4/6 h <sub>w</sub>	427,0	439,2	-2,8	394	8,4	465,5	-8,3
3/6 h <sub>w</sub>	400,5	391,3	2,4	387	3,5	375,0	6,8
<b>(h<sub>w</sub> = 1500 mm)</b>							
5/6 h <sub>w</sub>	470	487,5	-3,6	500,2	-6,0	455	3,3
4/6 h <sub>w</sub>	428,2	431,6	-0,8	401,5	6,7	423,2	1,2
3/6 h <sub>w</sub>	401	373,4	7,4	372,6	7,6	386,6	3,7
<b>(h<sub>w</sub> = 2000 mm)</b>							
5/6 h <sub>w</sub>	421,2	399,1	5,5	448,9	-6,2	420,2	0,2
4/6 h <sub>w</sub>	368	396,9	-7,3	346	6,4	340,1	8,2
3/6 h <sub>w</sub>	309,5	285,2	8,5	285	8,6	310,6	-0,4

$$*Diff. = \frac{F_u(\text{Pr-éq}) - F_{u,\text{test}}}{F_{u,\text{test}}} \times 100$$

Les deux Tableaux IV-20 et IV-21 montrent que le profilé non raidi de hauteur équivalente représente raisonnablement le profilé raidi avec un raidisseur partiel. Le calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi partiellement revient à calculer celle d'un profilé non raidi avec une hauteur d'âme égale à la partie non raidie du profilé de référence. En effet, la partie non raidie pilote le comportement du profilé raidi partiellement.

Le calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi partiellement est effectué alors par la formule (IV-17).

$$F_u = \chi F_y = \chi f_{yw} t_w \left[ s_s + 2 t_f \left( 1 + \sqrt{\frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} + \frac{\left( 3,15 \left( \frac{h_w}{t_w} \right)^{-0,707} \right)^2 h_w^2}{t_f^2}} \right) \right] \quad \text{IV-17}$$

Avec  $h_w$  est la hauteur du profilé non raidi équivalent.

#### 4. Conclusions

Dans ce chapitre, une évaluation des expressions analytiques de l'Eurocode 3 partie 1-5 qui permettent de déterminer la résistance des parois raidies transversalement sur toute la hauteur d'âme est effectuée. Il est montré que les formules proposées par l'Eurocode 3 partie 1-5 ne permettent pas de prédire correctement la charge de ruine d'un profilé raidi. Ainsi, les sections efficaces en croix et en Té, constituées du raidisseur et d'une partie de l'âme, recommandées par l'Eurocode 3 partie 1-5 pour le calcul des raidisseurs en compression sous-estiment les résistances obtenues expérimentalement et numériquement. Cependant, cette section permet d'évaluer la charge critique élastique du profilé raidi.

Nous avons alors proposé une démarche de calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement et soumis à la charge de compression. Cette démarche s'appuie sur la détermination en premier lieu de la charge critique du profilé. Cette valeur est calculée en admettant un poteau en flambement dont la section est composée d'une longueur d'âme égale à  $(30 \varepsilon t_w + t_s)$  et de la section totale du raidisseur. Le calcul de la charge critique est effectué par les formules relatives à un poteau en flambement par flexion, torsion ou flexion-torsion. Ensuite, une formule de calcul de la résistance plastique du profilé raidi a été mise en place en déterminant la section résistante. Les mécanismes de ruine sont déterminés en admettant que l'âme et le raidisseur restent droits (sans instabilité). Au final, une expression de la charge de ruine est déterminée par la validation d'une fonction de réduction de résistance plastique ( $\chi$ ).

Une évaluation de la méthode de calcul de la charge de ruine des profilés non raidis est effectuée. Le résultat majeur concerne la formule de calcul de la résistance plastique adaptée pour tenir compte de l'effet de l'élanement.

L'étude a montré que la charge de ruine des profilés raidis partiellement peut être déterminée en utilisant un profilé équivalent non raidi de hauteur égale à la partie libre du profilé d'origine.

---

---

# **Conclusions générales & perspectives**

---

---

## Conclusions et perspectives

Le travail présenté dans ce mémoire a traité du comportement de la zone comprimée de l'âme de poteau dans des assemblages poutre-poteau symétriques. La zone comprimée présente une instabilité qui dépend de l'élançement de la paroi d'âme. Cette zone peut être représentée par un profilé en I soumis à la double charge de compression répartie sur une longueur qui représente la diffusion de la charge à travers les éléments de l'assemblage jusqu'à l'âme du poteau. Le travail s'est intéressé à la définition de plusieurs configurations de raidisseurs transversaux pour renforcer l'âme sous compression localisée en vue d'améliorer sa résistance à l'instabilité. Il s'agit de raidisseurs sur toute la hauteur d'âme ou de raidisseurs partiels sur une partie seulement. Les raidisseurs sur toute la hauteur sont doubles ou simples soudés sur toute la hauteur et les deux semelles de part et d'autre de l'âme. Les raidisseurs partiels sont en un seul morceau soudé à une seule semelle et une partie de l'âme, ou soudé au milieu de l'âme mais pas aux semelles ou bien en deux morceaux soudés aux deux semelles laissant une partie non raidie sur l'âme. Pour évaluer le comportement des profilés raidis transversalement avec les différentes configurations proposées, la présente recherche est effectuée en suivant trois volets principaux ;

- Une étude expérimentale, où les profilés raidis sont testés avec une charge en double compression. Des profilés non raidis sont également testés dans les mêmes conditions pour évaluer l'apport du renforcement par raidisseurs. Les résultats sont récapitulés sous formes de courbes charges-déplacements et modes de ruines. Cette partie constitue la base sur laquelle un modèle éléments finis est construit et calibré.
- Une modélisation numérique par éléments finis est construite sur Cast3m et validée sur la base des résultats de l'étude expérimentale. Ce modèle a complété l'étude expérimentale pour la définition des modes de ruine des profilés raidis et non raidis en jouant sur les différents paramètres géométriques dont le paramètre principal est l'élançement. Le modèle éléments finis a permis de générer des résultats utilisés dans l'évaluation de la validité des formules de l'Eurocode 3 partie 1-5 dédiées aux calculs des charges de ruine des âmes raidies et non raidies.
- Une étude analytique couvrant des limites dimensionnelles plus larges pour l'application des formules données par l'Eurocode 3 partie 1-5. Lors de cette étude, le modèle éléments finis calibré est utilisé en tant qu'outil pour proposer des démarches dédiées aux calculs des

charges de ruines de quelques configurations de raidisseurs totaux ou partiels soumis à la compression.

A partir des essais expérimentaux, il a été montré que l'ajout d'un raidisseur transversal dans la partie comprimée du profilé lui apporte une résistance supplémentaire significative supérieure à 100% pour le cas des raidisseurs sur toute la hauteur et aux alentours de 40% pour le cas des raidisseurs partiels. Les études menées lors des essais ont notamment permis d'observer l'importance de solidariser le raidisseur aux semelles afin de bénéficier d'un apport de résistance maximal et significativement plus élevé. Pour la campagne 1, les modes de ruine générés par la compression avec la présence d'un raidisseur sur toute la hauteur ont été observés. Ces modes correspondent à un flambement par torsion qui peut s'apparenter à celui de poteaux courts de mêmes sections. Les essais de la campagne 2 ont permis d'établir les premières observations sur le comportement des raidisseurs partiels et le mode de ruine du panneau d'âme. Il apparaît que le raidisseur partiel, d'épaisseur égale à celle de l'âme, permet de réduire la hauteur d'âme libre soumise au phénomène d'instabilité, ce qui augmente sa résistance. Il est conclu que la partie non raidie du profilé dans le cas des raidisseurs partiels est celle qui pilote le comportement global de ce type de profilé.

Le modèle éléments finis construit est validé sur la base des essais. Ce modèle a permis de compléter les résultats expérimentaux. En comparant les résistances maximales des panneaux partiellement raidis, il a été observé que lorsque l'élancement des panneaux est  $\lambda = 39,24$ , la configuration avec raidisseur soudé sur l'âme et non sur les semelles est plus résistante que celle avec raidisseurs soudés aux semelles (vide au milieu de l'âme). Toutefois, lorsque l'élancement des panneaux est de  $\lambda = 68,25$ , la configuration avec raidisseurs attachés aux semelles est plus résistante que celle avec raidisseur soudé sur l'âme et non sur les semelles. Il est conclu que dans le cas d'une hauteur de raidisseur égale à  $5h_w/6$ , il apparaît que si l'élancement du panneau est inférieur à 50, le raidisseur fixé aux deux semelles offre moins de résistance que le raidisseur central. Cependant, si la longueur du raidisseur est ( $h_s = 3h_w/6$ ), il apparaît que le raidisseur soudé aux semelles donne la résistance optimale par rapport à un raidisseur central partiel pour toutes les valeurs étudiées de l'élancement du panneau d'âme. En utilisant le modèle éléments finis, une évaluation des formules analytiques existantes dans l'Eurocode 3 partie 1-5 est effectuée. Ces formules concernent des sections de poteaux en T ou en croix auxquelles les parois raidies peuvent être assimilées. Il est montré que les formules dédiées au calcul de la charge de ruine des plaques raidies transversalement (parois sans semelles), ne sont pas applicables au cas des profilés raidis transversalement. Pour les formules dédiées au calcul de

la charge de ruine des profilés équivalents non raidis qui représentent les profilés raidis partiellement, le résultat majeur à considérer est relatif aux formules de calcul de la résistance plastique qui ne prend pas en compte l'effet de l'élançement lors de la détermination du mécanisme de ruine.

De ce fait, une étude analytique est menée lors de cette recherche et nous arrivons à :

- ✓ Proposer une démarche de calcul de la charge de ruine d'un profilé raidi transversalement et soumis à la charge de compression. Cette démarche s'appuie sur la détermination en premier lieu de la charge critique du profilé. Cette valeur est calculée en admettant un poteau en flambement à section représentative dont les dimensions sont une longueur de  $30 \varepsilon \times t_w$  de l'âme en plus du raidisseur. Le calcul de la charge critique est effectué par les formules de l'Eurocode 3 partie 1-5 en considérant le flambement par flexion, torsion et flexion-torsion. Ensuite, une formule de calcul de la résistance plastique est mise en place. Elle s'appuie sur la détermination de la section résistante en considérant les mécanismes de ruine par rotules plastiques et en admettant que l'âme et le raidisseur ne sont pas soumis aux instabilités. En adoptant la même démarche que l'Eurocode 3 partie 1-5, l'expression de résistance plastique est réduite par une fonction de réduction en vue d'obtenir la charge de ruine du profilé raidi.
- ✓ Adapter le calcul dédié à la détermination de la charge de ruine d'un profilé non raidi pour le généraliser à des élançements variables. Cette étape consistait à modifier le coefficient qui fait intervenir la hauteur d'âme du profilé dans la détermination du mécanisme de ruine permettant d'obtenir la résistance plastique  $F_y$ .
- ✓ Proposer une démarche de calcul de la charge de ruine des profilés raidis partiellement. Les essais et leurs exploitations ont montré que le comportement de ce type de profilé est piloté par sa partie d'âme non raidie. Ainsi, le calcul des profilés raidis partiellement revient à calculer la charge de ruine d'un profilé non raidi à hauteur équivalente. Cette démarche revient à utiliser les formules dédiées aux calculs de la résistance des profilés non raidis en utilisant la démarche adaptée par la présente thèse pour tenir compte de l'élançement du profilé lors de la détermination de sa résistance plastique.

Ce travail répond à quelques problématiques posées lors du traitement du sujet des zones comprimées élançées dans un assemblage métallique, mais, ils restent encore des éléments à traiter, à savoir :

- Les configurations de raidisseurs traités lors de cette étude peuvent être encore développées. D'autres configurations peuvent être aussi proposées comme le mélange entre deux configurations dont le raidisseur est partiel. Les raidisseurs partiels traités lors de notre étude sont des raidisseurs simples soudés sur une seule face de l'âme du profilé, il est important de traiter le cas de ce type de raidisseurs en utilisant des raidisseurs partiels sur les deux faces de l'âme du profilé.
- Ce travail s'est limité à l'étude de cas des assemblages symétriques dont le cisaillement est absent. Le travail peut être complété en traitant le cas des assemblages non symétriques. La non symétrie peut être au niveau de la géométrie ou au niveau de l'emplacement des poutres de l'assemblage de part et d'autre du poteau.
- Pour la zone de compression d'un assemblage, le profilé est le modèle représentatif. Aussi, pour la zone tendue, c'est la section en Té qui est le modèle représentatif. Pour les autres zones (tel que la zone cisailée ou les zones de chevauchement des efforts ...), il est aussi nécessaire de définir les éléments modèles pour étudier leurs comportements. Ces études permettront de définir les modes de renforcements les plus adéquats pour résoudre les problèmes des instabilités qui touchent les parois élancées d'une manière significative.

---

---

# **Références**

# **Bibliographiques**

---

---

## Références Bibliographiques

### -A-

AASHTO. 2017. *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*.

Abidelah A., Bouchaïr A., and Kerdal D. E., 2012. “Experimental and Analytical Behavior of Bolted End-Plate Connections with or without Stiffeners.” *Journal of Constructional Steel Research* 76: 13–27. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.04.004>.

AISC. 2021. *American Institute of Steel Construction*. <https://www.aisc.org/publications/>.

Al-Khatib Z., and Bouchaïr A., 2007. “Analysis of a Bolted T-Stub Strengthened by Backing-Plates with Regard to Eurocode 3.” *Journal of Constructional Steel Research* 63 (12): 1603–15. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2007.01.012>.

Aribert J. M, and Lachal A., 1977. “Etude Élasto-Plastique Par Analyse Des Contraintes de Compression Locale Sur l’âme d’un Profilé.” *N°4*, 1977.

Aribert J. M, Lachal A., and Moheissen M., 1990. “Interaction Du Voilement et de La Résistance Plastique de l’âme d’un Profilé Laminé Soumis à Une Double Compression Locale.” *Revue Construction Métallique, CTICM*, no. n°2.

Aribert J. M, Lachal A., and El Nawawy O. A. M., 1981. “Modélisation Élasto-Plastique de La Résistance d’un Profilé En Compression Locale.” *Revue Construction Métallique, CTICM, N°2*, 1981.

### -B-

Basler K., 1960. “Strength of Plate Girders in Shear.” *Lehigh University* 186 (Im).

Bergfelt A., and Lindgren S., 1974. “Local Web Crippling in Thin-Walled Plate Girders under Concentrated Loads.” *Chalmers University of Technology Publ.* S74:

Bijlaard F., 2006. “Eurocode 3, a Basis for Further Development in Joint Design.” *Journal of Constructional Steel Research* 62 (11): 1060–67. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2006.06.012>.

Bose B., 1998. “Design Resistance of Unstiffened Column Web Subject to Transverse Compression in Beam-to-Column Joints.” *Journal of Constructional Steel Research* 45 (1): 1–15. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(97\)00065-5](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(97)00065-5).

Bose K., 1972. "Column Webs in Steel Beam-to-Column Connexions Part I-Formulation and Verification" 2: 253–79.

Bose S. K., McNeice G. M., and Sherbourne A. N., 1972. "Column Webs in Steel Beam-to-Column Connexions Part II-Design Recommendations." *Computers and Structures* 2 (1–2): 281–301. [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(72\)90031-4](https://doi.org/10.1016/0045-7949(72)90031-4).

Bougoffa S., Durif S., Mezghanni O., Bouchaïr A., and Daoud A., 2021. "Compression Zone with Partial Stiffeners in Beam-to-Column Steel Connections", *Engineering Structures*, 229 (November 2019). <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111674>.

**-C-**

Carter Charles J., 2003. "Stiffening of Wide-Flange Columns at Moment Connections: Wind and Seismic Applications", American Institute of Steel Construction, Inc. Chicago, IL.

Cast3M, 2021. "Cast3M." <http://www-cast3m.cea.fr/>.

Chacón R., Mirambell E., and Real E., 2013. "Transversally Stiffened Plate Girders Subjected to Patch Loading: Part 2. Additional Numerical Study and Design Proposal." *Journal of Constructional Steel Research* 80: 492–504. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.06.001>.

Clarín M., 2007. "Plate Buckling Resistance. Patch Loading of Longitudinally Stiffened Webs and Local Buckling," 202.

Crisfield, M. A. 1975. "Full-Range Analysis of Steel Plates and Stiffened Plating Under Uniaxial Compression." *Proc Inst Civ Eng (Lond)* 59 (pt 2): 595–624. <https://doi.org/10.1680/iicep.1975.3630>.

Ctcm, 2004. "Flambement par torsion et par flexion-torsion D'une barre comprimé", technique et applications Flambement, *Construction Métallique*, n° 2-2004

**-D-**

Dubas, P., Gehri, E., 1986. "Behaviour and Design of Steel Plated Structures." *Applied Statics and Steel Structures*.

Dubas, P, and Tschamper H., 1990. "Stabilité des Ames Soumises à Une Charge Concentrée et à une Flexion Globale." *Revue Construction Métallique, CTICM, N°2*, 25–39.

**-E-**

EN3-1-5, 1993. “EN1993-1-5.”, 2000. *Eurocode 3: Calcul Des Structures En Acier et Document d ' Application Nationale*. P 22-315

EN3-1-8, 1993. “EN1993-1-8” 3 (July 2009). *Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints*

**-F-**

Featherston C. A., 2001. “Imperfection Sensitivity of Flat Plates under Combined Compression and Shear.” *International Journal of Non-Linear Mechanics* 36 (2): 249–59. [https://doi.org/10.1016/S0020-7462\(00\)00009-3](https://doi.org/10.1016/S0020-7462(00)00009-3).

**-G-**

Galéa, Y., and Martin P. O., 2010. “Longitudinally Stiffened Plates in Eurocode 3: Calculation of the Global Critical Buckling Stress.” *Journal of Constructional Steel Research* 66 (11): 1345–53. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.05.001>.

Girão Coelho Ana M., 2017. “Numerical Approach to the Evaluation of the Transformation Parameter  $\beta$ .” *Journal of Constructional Steel Research* 133: 405–17. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.02.031>.

Gozzi J., 2007. “Patch Loading Resistance of Plated Girders. Ultimate and Serviceability Limit State,” 200.

Graciano C. A., and Edlund Bo., 2002. “Nonlinear FE Analysis of Longitudinally Stiffened Girder Webs under Patch Loading.” *Journal of Constructional Steel Research* 58 (9): 1231–45. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(01\)00069-4](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(01)00069-4).

Graciano C., 2015. “Patch Loading Resistance of Longitudinally Stiffened Girders - A Systematic Review.” *Thin-Walled Structures* 95: 1–6. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2015.06.007>.

Graham J D., Sherbourne A N., Khabbaz R N., and Jensen C D., 1959. “Welded Interior Beam-Column Connections , AISC” 146 (146).

**-H-**

Huang Y., and Young Ben., 2014. "The Art of Coupon Tests." *Journal of Constructional Steel Research* 96 (June): 159–75. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2014.01.010>.

**-K-**

Karman T., Sechler E. and Donnell L. H. Von., 1932. "The Strength of Thin Plates in Compression." *Applied Mechanics* 53–57.

Khanh L., 2012. "Etude de La Resistance et de La Stabilite Des Toles Courbes Cylindriques En Acier : Applications Aux Ouvrages d'art". <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00808411>.

**-L-**

Lagerqvist O., and Johansson B., 1996. "Resistance of I-Girders to Concentrated Loads." *Journal of Constructional Steel Research* 39 (2): 87–119. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(96\)00023-5](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(96)00023-5).

Lanzo A. D., and Garcea G., 1996. "Koiter's Analysis of Thin-Walled Structures by a Finite Element Approach." *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 39 (17): 3007–31. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1097-0207\(19960915\)39:17<3007::AID-NME991>3.0.CO;2-S](https://doi.org/10.1002/(SICI)1097-0207(19960915)39:17<3007::AID-NME991>3.0.CO;2-S).

Lee S. C., Lee Doo S., and Yoo Chai H., 2014. "Design of Intermediate Transverse Stiffeners for Shear Web Panels." *Engineering Structures* 75: 27–38. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.05.037>.

Lee S. C., Yoo Chai H., and Yoon Dong Y., 2001. "Behavior of Transverse Stiffeners Attached on Shear Web Panels." *Proceedings - Annual Technical Session, Structural Stability Research Council*, no. March: 529–48.

Lee S. C., Yoo Chai H., and Yoon Dong Y., 2002. "Behavior of Transverse Stiffeners Attached on Shear Web Panels." *Proceedings - Annual Technical Session, Structural Stability Research Council*, no. March: 529–48.

Lee S. C., Yoo Chai H., and Yoon Dong Y., 2003. "New Design Rule for Intermediate Transverse Stiffeners Attached on Web Panels." *Journal of Structural Engineering* 129 (12): 1607–14. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2003\)129:12\(1607\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2003)129:12(1607)).

**-M-**

- Massonet Ch., 2019. “Théorie Du Flambement Par Torsion.”
- Maquoi R., 1993. *Voilement Des Plaques*. Polycopié de cours présenté à Polytech Clermont Ferrand.
- Markovic N., and Kovacevic S., 2019. “Influence of Patch Load Length on Plate Girders. Part I: Experimental Research.” *Journal of Constructional Steel Research* 157: 207–28. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.02.035>.
- Mezghanni O., Averseng J., Bouchaïr A., and Smaoui H., 2013. “Behavior of Beam Web Panel under Opposite Patch Loading.” *Journal of Constructional Steel Research* 83: 51–61. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.12.018>.
- Mezghanni O., 2013. “Comportement Local d’assemblages de Grandes Dimensions Dans Les Structures Métalliques,” 3–4. <https://doi.org/10.1787/9789264104853-2-fr>.
- Mita L. De Piluso V., and Rizzano G., 2009. “Theoretical and Experimental Analysis of Column Web in Compression~!2008-03-31~!2008-09-30~!2008-12-31~!” *The Open Construction and Building Technology Journal* 2 (1): 313–22. <https://doi.org/10.2174/1874836800802010313>.
- Mita L. De Piluso V., and Rizzano G., 2009. “Theoretical and Experimental Analysis of Column Web in Compression~!2008-03-31~!2008-09-30~!2008-12-31~!” *The Open Construction and Building Technology Journal*. Vol. 2. <https://doi.org/10.2174/1874836800802010313>.
- Müller C., 2003. “For the verification of steel plane structures Against lateral deflection (Müller, Christian).” *German version ,Stahlbau* 72 (9): 691–92. <https://doi.org/10.1002/stab.200302280>.

**-L-**

- Lagerqvist O., 1994. “Patch Loading. Resistance of Steel Girders Subjected to Concentrated Forces. Division of Steel Structures.” *Lulea University of Technology. Doctoral Thesis*.

**-R-**

- Rahbar-Ranji A., 2013. “Elastic Buckling Analysis of Longitudinally Stiffened Plates with Flat-

Bar Stiffeners.” *Ocean Engineering* 58: 48–59.  
<https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.09.018>.

Roberts T. M., 1981. “Slender Plate Girders Subjected To Edge Loading.” *Proceedings of the Institution of Civil Engineers (London). Part 1 - Design & Construction* 71 (pt 2): 805–19. <https://doi.org/10.1680/iicep.1981.1820>.

Rotter J. M., 1998. “Shell Structures: The New European Standard and Current Research Needs.” *Thin-Walled Structures* 31 (1–3): 3–23. [https://doi.org/10.1016/s0263-8231\(98\)00005-6](https://doi.org/10.1016/s0263-8231(98)00005-6).

### -S-

Schneider W., Timmel I., and Höhn K., 2005. “The Conception of Quasi-Collapse-Affine Imperfections: A New Approach to Unfavourable Imperfections of Thin-Walled Shell Structures.” *Thin-Walled Structures* 43 (8): 1202–24.  
<https://doi.org/10.1016/j.tws.2005.03.003>.

Sheikh I. A., Grondin G. Y., and E Elwi A., 2001. “In Stiffened Steel Plates,” no. 236.

Steelconstruction From., 2016. “From Steelconstruction.Info,” 1–13.

### -T-

Tagawa H., and Gurel S., 2005. “Application of Steel Channels as Stiffeners in Bolted Moment Connections.” *Journal of Constructional Steel Research* 61 (12): 1650–71.  
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.04.004>.

Tetougueni C. D., Maiorana E., Zampieri P., and Pellegrino C., 2019. “Plate Girders Behaviour under In-Plane Loading: A Review.” *Engineering Failure Analysis* 95 (October): 332–58.  
<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2018.09.021>.

Timoshenko S., Woinowsky-Krieger S., Guatemala B., Lisbon H., Madrid L., New M., Panama D., et al., 1959. "Theory of Plates and Shells McGraw-Hill Book Company".

### -U-

Ungermann D., 1990. “Design Method for Solid and Box Beams with Special Consideration of the Web Behavior.” *German version ,Stahlbau, RWTH Aachen* 17.

**-V-**

Vu Q., Truong V., Papazafeiropoulos G., Graciano C., and Kim S., 2019. “Bend-Buckling Strength of Steel Plates with Multiple Longitudinal Stiffeners.” *Journal of Constructional Steel Research* 158: 41–52. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.03.006>.

**-W-**

Wang C. L. E., Grondin G. Y., and E. Elwi A., 2006. “Interaction Buckling Failure of Stiffened Steel Plates.” *Structural Engineering Report*, no. 264: 1–194.

Winter G., 1968. “Theoretical Solutions and Test Results.”

---

# Annexes

---

## A) Récapitulatif des travaux de Lagerqvist

(O. Lagerqvist 1994)

<b>Profilé</b>	<b><math>h_w</math></b>	<b><math>t_w</math></b>	<b><math>\lambda = h_w/t_w</math></b>	<b>a</b>	<b>ss</b>	<b><math>F_u</math></b>
<b>A11</b>	239,8	3,8	60	1014	40	262
<b>A21</b>	278,1	3,8	70	1258	80	260
<b>A31</b>	319,7	3,9	80	1405	40	266
<b>A42</b>	359,6	3,8	90	1523	40	249
<b>A62</b>	439,9	3,8	110	1860	40	230
<b>A72</b>	320,7	7,9	40	1562	40	873
<b>A82</b>	400,5	8	50	1471	40	859

## B) Récapitulatif des travaux de Mezghanni (Mezghanni 2013)

Profilé	$h_w$	$t_w$	$\lambda = h_w/t_w$	$a$	ss	$F_u$
Pr []	810	5	162	2460	40	279
P0 I []	653	5	130,6	2130	80	315
P0 II []	635	5	130,6	2325	80	310

Il s'ajoute à la base de données numériques construite lors de cette étude une base de données construite lors du travail de Mezghanni qui peut être exploitée dans le cadre de cette recherche pour consolider les résultats numériques du modèle actuel.

Simulation	hw	a	tw	bf	tf	ts	hs	ss	hw/tw	Fu
P01	600	1200	3	125	10	--	--	40	200	120,5
P02	600	1200	3	125	10	--	--	60	200	126
P03	600	1200	3	125	10	--	--	80	200	131,8
P04	600	1200	5	125	10	--	--	40	120	256,8
P05	600	1200	5	125	10	--	--	60	120	273,4
P06	600	1200	5	125	10	--	--	80	120	290
P07	600	1200	8	125	10	--	--	40	75	410
P08	600	1200	8	125	10	--	--	60	75	461,2
P09	600	1200	8	125	10	--	--	80	75	521
P10	600	2400	3	125	10	--	--	40	200	98
P11	600	2400	3	125	10	--	--	60	200	100
P12	600	2400	3	125	10	--	--	80	200	102
P13	600	2400	5	125	10	--	--	40	120	219,3
P14	600	2400	5	125	10	--	--	60	120	223,9
P15	600	2400	5	125	10	--	--	80	120	228
P16	600	2400	8	125	10	--	--	40	75	398
P17	600	2400	8	125	10	--	--	60	75	447,4
P18	600	2400	8	125	10	--	--	80	75	486,4
P19	1000	2000	3	200	10	--	--	40	333,33	126,9
P20	1000	2000	3	200	10	--	--	60	333,33	130,6

<b>P21</b>	1000	2000	3	200	10	--	--	80	333,33	134
<b>P22</b>	1000	2000	5	200	10	--	--	40	200	264,6
<b>P23</b>	1000	2000	5	200	10	--	--	60	200	277
<b>P24</b>	1000	2000	5	200	10	--	--	80	200	289,6
<b>P25</b>	1000	2000	8	200	10	--	--	40	125	430
<b>P26</b>	1000	2000	8	200	10	--	--	60	125	482
<b>P27</b>	1000	2000	8	200	10	--	--	80	125	527
<b>P28</b>	1000	4000	3	200	10	--	--	40	333,33	106,9
<b>P29</b>	1000	4000	3	200	10	--	--	60	333,33	109,3
<b>P30</b>	1000	4000	3	200	10	--	--	80	333,33	111,2
<b>P31</b>	1000	4000	5	200	10	--	--	40	200	200,4
<b>P32</b>	1000	4000	5	200	10	--	--	60	200	205,24
<b>P33</b>	1000	4000	5	200	10	--	--	80	200	209,16
<b>P34</b>	1000	4000	8	200	10	--	--	40	125	387
<b>P35</b>	1000	4000	8	200	10	--	--	60	125	406,5
<b>P36</b>	1000	4000	8	200	10	--	--	80	125	416,58
<b>P37</b>	1400	2800	5	340	15	--	--	40	280	322,8
<b>P38</b>	1400	2800	5	340	15	--	--	60	280	331,19
<b>P39</b>	1400	2800	5	340	15	--	--	80	280	338,86
<b>P40</b>	1400	2800	8	340	15	--	--	40	175	624,9
<b>P41</b>	1400	2800	8	340	15	--	--	60	175	645,1
<b>P42</b>	1400	2800	8	340	15	--	--	80	175	665,43
<b>P43</b>	1400	2800	10	340	15	--	--	40	140	795
<b>P44</b>	1400	2800	10	340	15	--	--	60	140	846,21
<b>P45</b>	1400	2800	10	340	15	--	--	80	140	892,82
<b>P46</b>	1400	5600	5	340	15	--	--	40	280	272,84
<b>P47</b>	1400	5600	5	340	15	--	--	60	280	278,78
<b>P48</b>	1400	5600	5	340	15	--	--	80	280	284,28
<b>P49</b>	1400	5600	8	340	15	--	--	40	175	507,36
<b>P50</b>	1400	5600	8	340	15	--	--	60	175	519
<b>P51</b>	1400	5600	8	340	15	--	--	80	175	529,82
<b>P52</b>	1400	5600	10	340	15	--	--	40	140	691,22

<b>P53</b>	1400	5600	10	340	15	--	--	60	140	712,41
<b>P54</b>	1400	5600	10	340	15	--	--	80	140	729,48
<b>P55</b>	1800	3600	6	410	18	--	--	40	300	462,52
<b>P56</b>	1800	3600	6	410	18	--	--	60	300	471,46
<b>P57</b>	1800	3600	6	410	18	--	--	80	300	480,12
<b>P58</b>	1800	3600	8	410	18	--	--	40	225	696,15
<b>P59</b>	1800	3600	8	410	18	--	--	60	225	713,22
<b>P60</b>	1800	3600	8	410	18	--	--	80	225	730,38
<b>P61</b>	1800	3600	12	410	18	--	--	40	150	1092,00
<b>P62</b>	1800	3600	12	410	18	--	--	60	150	1170,00
<b>P63</b>	1800	3600	12	410	18	--	--	80	150	1232,00
<b>P64</b>	1800	7200	6	410	18	--	--	40	300	390,00
<b>P65</b>	1800	7200	6	410	18	--	--	60	300	396,07
<b>P66</b>	1800	7200	6	410	18	--	--	80	300	402,27
<b>P67</b>	1800	7200	8	410	18	--	--	40	225	561,03
<b>P68</b>	1800	7200	8	410	18	--	--	60	225	570,81
<b>P69</b>	1800	7200	8	410	18	--	--	80	225	580,29
<b>P70</b>	1800	7200	12	410	18	--	--	40	150	950,11
<b>P71</b>	1800	7200	12	410	18	--	--	60	150	975,04
<b>P72</b>	1800	7200	12	410	18	--	--	80	150	994,43
<b>P73</b>	2000	4000	6	410	18	--	--	40	333,33	467,63
<b>P74</b>	2000	4000	6	410	18	--	--	60	333,33	475,13
<b>P75</b>	2000	4000	6	410	18	--	--	80	333,33	483,43
<b>P76</b>	2000	4000	8	410	18	--	--	40	250	703,62
<b>P77</b>	2000	4000	8	410	18	--	--	60	250	721,17
<b>P78</b>	2000	4000	8	410	18	--	--	80	250	738,30
<b>P79</b>	2000	4000	12	410	18	--	--	40	166,67	1089,50
<b>P80</b>	2000	4000	12	410	18	--	--	60	166,67	1163,10
<b>P81</b>	2000	4000	12	410	18	--	--	80	166,67	1224,56
<b>P82</b>	2000	8000	6	410	18	--	--	40	333,33	388,20
<b>P83</b>	2000	8000	6	410	18	--	--	60	333,33	396,00
<b>P84</b>	2000	8000	6	410	18	--	--	80	333,33	404,00

<b>P85</b>	2000	8000	8	410	18	--	--	40	250	548,04
<b>P86</b>	2000	8000	8	410	18	--	--	60	250	557,21
<b>P87</b>	2000	8000	8	410	18	--	--	80	250	566,23
<b>P88</b>	2000	8000	12	410	18	--	--	40	166,67	902,10
<b>P89</b>	2000	8000	12	410	18	--	--	60	166,67	923,53
<b>P90</b>	2000	8000	12	410	18	--	--	80	166,67	940,82