

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - تلمسان

Université Aboubakr Belkaïd – Tlemcen –

Faculté de TECHNOLOGIE



THESE

Présentée pour l'obtention du **grade de DOCTORAT 3^{ème} Cycle**

En : Génie Civil

Spécialité : Construction Métallique

Par : Mahi Imene

Sujet

Instabilité Distorsionnelle : Etude Comparative Entre Le Modèle Européen Et Le Modèle Américano-Australien

Soutenue publiquement, le 02/06/2020

devant le jury composé de :

Dr Zahira BENADLA

MCA

Univ. Tlemcen

Présidente

Dr Abdellatif MEGNOUNIF

Professeur

Univ. Tlemcen

Directeur de thèse

Dr Naoual DJAFOUR

MCB

Univ. Tlemcen

Codirectrice de thèse

Dr Nadir BOUMECHRA

Professeur

Univ. Tlemcen

Examineur 1

Dr Nabil KAZI TANI

MCA

ESSAT

Examineur 2

*À la mémoire de mon cher encadreur DJAFOUR Mustapha.
À mes très chers parents.
À mon très cher mari.
À mon très cher fils Nazim.*

Remerciements

*Le temps met tout
en lumière.
Thalès*

LOUANGE A ALLAH LE TOUT PUISSANT POUR LA VIE ET LA SANTE

« Les pétales de sa vie sont tombées délicatement et furent emportées par un vent de chagrin. Malgré notre peine, nous chérirons son souvenir dans nos cœurs et la lumière de son souvenir ne s'éteindra jamais ». J'exprime toute ma profonde reconnaissance et ma sincère gratitude au défunt professeur Mustapha DJAFOUR, mon directeur de thèse, et l'ex-recteur de l'université de Tlemcen pour son aide, sa disponibilité et ses conseils précieux et concis. Sa rigueur scientifique et son expérience m'ont beaucoup appris et ont fait évoluer positivement ce projet de thèse.

J'exprime toute ma reconnaissance et ma gratitude à monsieur Abdellatif MEGUNOUNIF professeur à l'université de Tlemcen, et mon directeur de thèse pour son dévouement et l'attention qu'il a accordé à l'accomplissement de ce travail.

J'assure ma profonde reconnaissance à madame Naoual DJAFOUR maître de conférences à l'Université de Tlemcen et ma codirectrice de thèse, pour avoir pris le temps et la peine de me recevoir et répondre à mes questionnements, son aide a été si précieuse sur les approches théoriques et l'évolution de mon travail.

Je remercie vivement madame Zahira BENADLA pour l'honneur qu'elle me fait en présidant mon jury de thèse.

Je remercie les membres de jury d'avoir accepté de juger mon travail.

Je suis également reconnaissante envers le professeur Nadir BOUMECHRA, chef d'équipe auscultation des ouvrages au laboratoire EOLE à l'université de Tlemcen, pour ses encouragements permanents à achever cette thèse.

J'adresse mes plus vifs remerciements à monsieur Rafik BELARBI professeur en Génie civil à l'université de la Rochelle France. Je remercie également madame Souad ALLEM maître de conférences au département de mathématique à l'université de Tlemcen, et monsieur Atallah DEHBI maître-assistant en chimie à l'université de Bayadh. Votre aide, vos apports scientifiques, et vos encouragements m'ont beaucoup aidé à l'accomplissement de ce travail.

Également, je remercie l'ensemble des enseignants du département du génie civil.

Je remercie mon cher mari pour son soutien permanent indéfectible, qui a servi de socle solide à l'épanouissement de ce travail.

Je remercie du fond du cœur toute ma famille et particulièrement ma mère. Sa présence, ses sacrifices et son amour ont fait de moi ce que je suis aujourd'hui. Merci à vous.

« La première étape vers la connaissance est de savoir que nous sommes des ignorants »

Richard Cecil

« Le savoir est la seule matière qui s'accroît quand on le partage »

Socrate

Table des matières

Introduction	1
Contexte – Problématique	1
Objectifs – Contributions	8
Plan de la thèse	10
Chapitre 1.....	12
Les structures à parois minces en acier formées à froid	12
1.1 Introduction	12
1.2 Les sections en acier formées à froid	15
1.2.1 Les technologies de fabrication.....	15
1.2.2 Types de sections en acier formés à froid	16
1.2.3 Avantages des profilés en acier formés à froid.....	17
1.2.4 Applications des éléments structuraux en acier formés à froid dans les bâtiments.....	18
1.2.5 Résistance à la corrosion	22
1.2.6 Conductivité thermique	23
1.2.7 Méthodes de connexion et d’assemblage.....	24
1.2.8 Propriétés caractéristiques des profilés en acier formés à froid	25
1.3 Aspects spécifiques liés au dimensionnement des profilés en acier formés à froid	26
1.3.1 Résistance au flambement des éléments en acier formés à froid	26
1.3.2 Propriétés des éléments comprimés ayant des sections raidies ou non raidies	27
1.3.3 Rigidité torsionnelle.....	28
1.3.4 L’écrasement de l’âme « web crippling ».....	29
1.3.5 Ductilité et conception plastique	29
1.3.6 Conception assistée par des tests expérimentaux	30
1.3.7 Conception économique	30
1.4 Conclusion.....	31
Chapitre 2.....	33
Comportement et résistance des sections transversales	33
2.1 Introduction	33
2.2 La méthode de la largeur efficace	34
2.2.1 La dérivation de von Karman	35

2.2.2	La correction empirique de Winter à von Karman	36
2.3	La méthode de résistance directe (Direct Strength Method DSM)	38
2.3.1	Résistance à la compression des poteaux ou colonnes	39
2.3.2	Résistance flexionnelle des poutres.....	40
2.3.3	Remarques	42
2.4	Définition des modes d'instabilité.....	42
2.5	Calcul des contraintes critiques des instabilités de base selon les standards de conception des profilés formés à froid	46
2.5.1	Présentation des normes de conception des structures à parois minces	46
2.5.2	La contrainte critique élastique du mode local	48
2.5.3	La contrainte critique élastique du mode distorsionnel.....	51
2.5.3.1	L'approche de l'AISI.....	51
2.5.3.2	L'approche de l'Eurocode	55
2.5.4	La contrainte critique élastique du mode global (le mode d'Euler)	57
2.5.4.1	L'approche de l'AISI.....	57
2.5.4.2	L'approche de l'Eurocode	60
2.6	Méthodes numériques d'analyse de la stabilité élastique	61
2.6.1	La méthode des éléments finis.....	62
2.6.2	Méthode des bandes finies.....	62
2.6.3	Théorie des poutres généralisée.....	64
2.6.4	Méthode des bandes finies contrainte.....	65
2.7	Conclusion	66
Chapitre 3.....		68
Investigation sur le flambement distorsionnel des profilés en acier formés à froid		68
3.1	Introduction.....	68
3.2	Un aperçu sur l'histoire de l'instabilité distorsionnelle.....	72
3.3	Un aperçu sur les développements expérimentaux et numériques concernant le mode distorsionnel	78
3.4	L'interaction du flambement distorsionnel avec d'autres types d'instabilité.....	84
3.4.1	Interaction du mode local-distorsionnel des colonnes en acier formées à froid.....	87
3.4.1.1	Conception par la méthode de résistance directe.....	87
3.4.2	Interaction du mode local-distorsionnel-global des colonnes en acier formées à froid	88
3.4.2.1	Conception par la méthode de résistance directe	88
3.4.3	Interaction du mode distorsionnel-global des colonnes en acier formées à froid.....	89
3.4.4	Interaction du mode local-distorsionnel des poutres en acier formées à froid.....	89
3.5	Conclusion	90
Chapitre 4.....		92

Proposition d'une méthode de conception des colonnes à parois minces sujettes au mode distorsionnel	92
4.1 Introduction	92
4.2 Les méthodes analytiques simplifiées de prédiction de la contrainte critique distorsionnelle.....	95
4.2.1 Méthode Européenne EC3 EN 1993-1-3 : 2006.....	97
4.2.2 Commentaires :.....	103
4.2.3 Méthode de Schafer (1999).....	103
4.2.4 Calcul de la contrainte critique distorsionnelle par la méthode de Hancock (1987).....	106
4.2.5 Commentaires.....	108
4.3 La classification des modes de flambement des sections en C soumises à la compression	108
4.3.1 Remarques :.....	115
4.4 Méthode de conception du mode distorsionnel des colonnes de section en C	116
4.4.1 Étude comparative entre les méthodes de calcul de la contrainte critique distorsionnelle.....	117
4.4.2 Expressions simplifiées pour la prédiction du mode distorsionnel des colonnes à parois minces.....	127
4.4.2.1 Coefficient de flambement distorsionnel de la zone1	127
4.4.2.2 Coefficient de flambement distorsionnel de la zone5	130
4.5 Conclusion.....	132
Conclusion	134

ملخص

غالبية العناصر الهيكلية رقيقة الجدران المشكّلة على البارد، المكونة من أقسام مفتوحة المتعرضة للتحميل المحوري أو الالتواء تخضع على ما لا يقل إلى ثلاثة أوضاع من عدم الاستقرار: المحلية، المشوهة، والشاملة تسمى وسائط نقيه من عدم الاستقرار والتي تتجلى بشكل شائع في التفاعل. في جميع الأنظمة الحسابية الحديثة، تستند عملية التصميم في المقام الأول على تحديد الأحمال المرنة لأوضاع الانهيار المذكورة أعلاه. لكن هذه العملية يمكن أن تكون مشكلة أساسا عندما يتعلق الأمر بوضع تشويه أقسام الأشكال المعقدة. غير أن استخدام الطرق الرقمية (MEF, MBF ...) يصبح لا مفر منه تقريبا. في هذا البحث تم تسليط الضوء أولاً على تقنية لتحديد انبعاث الهياكل رقيقة الجدران التي تم اقتراحها من طرف الأستاذ جعفرور. إنه بالأحرى إجراء لاستبعاد الإنبعاجات الغير محتملة التي تم خصمها بناء على التفكير في الحالات الحدية. من ناحية أخرى، من أجل إزالة أوجه القصور المتعلقة بفهم وحساب وضع التشويه، تم تنفيذ دراسة مقارنة بين الطرق التنظيمية المختلفة المصممة لحساب الضغط الحرجي المرن التشويهي ونتائج التحليل بواسطة طريقة القطع المحدودة. قواعد الحساب المقدمة في هذا البحث هي: النظام الأوروبي (CEN/EC3, 2006)، النظام الأسترالي (AS/NZS 4600, 2005) النظام الأمريكي (AISI/NAS, 2007). أجريت هذه الدراسة على مجموعة من الأقسام على شكل C مدعومة ببساطة ومضغوطة بشكل موحد. ونتيجة لذلك، تم اشتقاق إجراء تحليلي لتحديد الضغط الحرج للاعوجاج المشوه على أساس التحليل الإحصائي، يتوافق هذا الإجراء مع الأقسام على شكل C الذين يمتلكون نسبة b/h بين 0.1 و 1 ونسبة c/h تتراوح بين 0 و 0.5. وأخيرا نهج التصميم المقترح يسمح للمهندسين بتصميم عنصر رفيع الجدران يخضع لوضع التشويه، بواسطة إجراء خطي بسيط .

الكلمات المفتاحية: الوضع التشويهي، الوضع المحلي، منهجية تصميم، طريقة القطع المحدودة، المقاطع على شكل C.

Résumé

La majorité des éléments structuraux à parois minces formés à froid, ayant des sections ouvertes et soumises à un chargement axial ou flexionnel sont sujet, au moins, à trois modes d'instabilité : local, distorsionnel et global, baptisés modes purs d'instabilité qui se manifestent le plus couramment en interaction. Dans tous les règlements modernes de calcul, le processus de dimensionnement est fondé principalement sur la détermination des charges critiques élastiques de ces modes de ruine. Cependant ce processus peut être problématique, principalement lorsqu'il s'agit du mode distorsionnel des sections à formes complexes. Toutefois l'usage des méthodes numériques (MEF, MBF ...) devient alors pratiquement incontournable. Dans cette recherche, une technique d'identification du voilement des structures à parois minces proposée par le Professeur Djafour est d'abord mise en exergue. Il s'agit plutôt d'une procédure pour exclure les voilements improbables qui a été déduite suite à des raisonnements sur des situations limites. D'autre part, afin de lever les insuffisances liées à la compréhension et au calcul du mode distorsionnel, une étude comparative entre les différentes démarches réglementaires conçues pour le calcul de la contrainte critique élastique distorsionnelle et les résultats de l'analyse par la méthode des bandes finies est mise en œuvre. Les codes de calcul présentés ici sont : le standard européen (CEN/EC3, 2006), le code australien (AS/NZS 4600, 2005) et le règlement américain (AISI/NAS, 2007). Cette étude a été effectuée sur un ensemble de section en C simplement appuyé, uniformément comprimé. En conséquence, une procédure analytique pour la détermination de la contrainte critique du flambement distorsionnel est dérivée sur la base d'une analyse statistique, cette procédure correspond aux sections en C ayant un rapport b / h compris entre 0,1 et 1 et un rapport c / h qui varie entre 0 à 0,5. Enfin l'approche de conception proposée permet aux ingénieurs de concevoir un élément à parois minces sujet au mode distorsionnel, avec une procédure simple et linéaire.

Mots clés : le mode distorsionnel, le mode local, approche de conception, la méthode des bandes finies, les sections en C.

Abstract

Most thin-walled cold-formed structural elements, with open sections and subjected to axial or flexural loading are subject to, at least, three modes of instability; these are local, distortional, and global modes, commonly referred to as pure instability modes that generally interact among themselves. In all modern calculation regulations, the design or dimensioning process is based primarily on determining the elastic critical loads of these failure modes. This process can, however, be problematic, particularly when it comes to the distortional mode of complex-shaped sections. In this case, the use of numerical methods, such as the finite element method (FEM), the finite strip method (FSM), ..., becomes unavoidable. In this research, a technique for identifying the buckling of thin-walled structures, proposed by Professor Djafour, is first highlighted. This procedure, which was deduced from limit situation-based reasoning, makes it possible to exclude improbable buckling. On the other hand, in order to remove many shortcomings related to understanding and calculating a distortional mode, a comparative study was carried out between the different design approaches that are meant for the calculation of the distortional elastic critical stress, on one side, and the findings of the analysis that uses the finite strip method, on the other. The calculation standards employed in the present study are the European Standard (CEN / EC3, 2006), the Australian Standard (AS / NZS 4600, 2005), and the American Standard (AISI / NAS, 2007). This study was conducted on a set of simply supported C-shaped sections, uniformly compressed. Consequently, an analytical procedure for the determination of the critical distortional buckling stress was derived based on statistical analysis. This approach is applied to C-shaped sections having a ratio (b/h) ranging between 0.1 and 1 and a ratio (c/h) varying between 0 and 0.5. In the end, it is interesting to note that the proposed conceptual approach allows engineers to design thin-walled elements subjected to a distortional mode using a simple and linear procedure.

Keywords: distortional mode; local mode; design approach; finite strip method; C-shaped sections.

Principales notations

Toutes les notations sont définies lors de leur première apparition dans le texte. Dans ce qui suit nous donnons les principaux symboles utilisés.

f_y	Limite d'élasticité de l'acier.
P_{crL}	La charge critique locale en compression.
P_{nD}	La charge critique Distorsionnelle
M_{crL}	Le moment critique local en flexion.
M_{crD}	Le moment critique distorsionnel
E	Module de Young.
G	Module de Cisaillement.
ν	Coefficient de Poisson.
λ	Facteur de charge / Élancement.
ρ	Coefficient de réduction.
σ	Contrainte.
r	Le rayon de giration.
r_0	Le rayon de giration polaire.
r_x, r_y	Les rayons de giration de la section transversale autour des axes principaux.
b	Largeur de bande/paroi plane.
b	La largeur d'une semelle.
b_1, b_2	La distance entre la jonction âme/semelle et le centre de gravité de l'aire efficace du raidisseur de bord de la semelle 1 et 2 respectivement.
c	La largeur du raidisseur.
C_w	Constante de torsion gauchie.
D	Raideur flexionnelle des plaques.
A_g	L'aire brute de la section transversale.
A_f	L'aire de la section transversale de la semelle.
A_s	La section efficace du raidisseur.
A_{s1}, A_{s2}	Sections efficaces du raidisseur de bord des semelles 1 et 2 respectivement.

A_{eff}	La section efficace.
S_f	Module de section élastique de la section non réduite par rapport à la fibre extrême comprimée.
σ_{cr}	Contrainte critique de flambement élastique.
σ_{crL}	La contrainte critique de voilement.
σ_1, σ_2	Les contraintes aux bords de la paroi.
h, w	Hauteur, largeur.
h	Hauteur de l'âme.
I_{xf}	Moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe x.
I_{yf}	Moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe y.
I_{xyf}	Le produit d'inertie de la semelle.
I_s	Le moment d'inertie de la section efficace du raidisseur.
I_t	Le moment d'inertie de torsion de la section transversale brute.
I_w	Le moment d'inertie sectoriel de la section transversale brute.
K	Coefficient de voilement.
k_x	Le facteur de longueur effective de flexion autour de l'axe X.
k_y	Le facteur de longueur effective de flexion autour de l'axe Y.
J	Constante de torsion de St. Venant.
K	Coefficient de rigidité.
k	Rigidité du ressort.
$K_{\phi fe}$	La rigidité élastique de rotation fournie par la semelle à la jonction âme/semelle.
$K_{\phi we}$	La rigidité élastique de rotation fournie par l'âme à la jonction âme/semelle.
K_{ϕ}	La rigidité de rotation apportée par les éléments rigidifiant la jonction âme/semelle.
$K_{\phi fg}$	La rigidité géométrique de rotation exigée par la semelle à la jonction âme/semelle
$K_{\phi wg}$	La rigidité géométrique de rotation exigée par l'âme à la jonction âme/semelle.
K_v	Coefficient de voilement.
L	Longueur.
L_x	La longueur du profilé entre les entretoises pour une flexion autour de l'axe des X.
L_y	La longueur du profilé entre les entretoises pour une flexion autour de l'axe des Y.

L_m	Distance entre raidisseurs servant à empêcher l'instabilité distorsionnelle.
L_{cr}	Distance critique entre les raidisseurs.
m	Le nombre de longueurs demi-onde.
M	Moment fléchissant.
M_{max}	Le moment maximum dans les entretoises
M_A	La valeur du moment au point situé au quart du segment entre les entretoises.
M_B	La valeur du moment au point situé au milieu du segment entre les entretoises
M_C	La valeur du moment au point situé trois-quarts du segment entre les entretoises
N	Effort normal
δ	La flèche du raidisseur sous l'effet de la charge unitaire u .
P	Charge.
β	Une valeur qui tient compte du gradient de moments
t	Epaisseur.
$\xi_{\hat{a}me}$	Le gradient de contrainte dans l'âme.
ω	Déformation de la plaque perpendiculairement à son plan.
ψ	Rapport des contraintes.
λ	La longueur de demi-onde.
$\bar{\lambda}_p$	L'élanement réduit ou relative de la plaque.
θ	Angle en général.
W_{eff}	Module d'inertie effectif.
x_0	Position sur l'axe x du centre de torsion de la semelle.
x_0	La distance suivant x de la jonction âme/semelle au centre de gravité de la semelle.

Liste des Tableaux

Tableau 2.1:Les valeurs du coefficient de voilement.....	49
Tableau 2.2:Les valeurs du coefficient de voilement.....	50
Tableau 4.1:Les valeurs du coefficient de voilement de quelques types de plaques.....	111
Tableau 4.2:Les modes d'instabilité, locale, distorsionnelle, correspondants aux 8 zones de la classification	114
Tableau 4.3:Performances des méthodes de calcul de la charge critique distorsionnelle.....	121

Liste des Figures

Figure 1	Éléments de structures en acier formés à froid utilisé en construction	2
Figure 2	Les modes d'instabilité local, distorsionnel, et global des colonnes à parois minces (Xingyou Yao, 2017).....	3
Figure 3	Les modes de flambement présentant une interaction des colonnes en C sous compression (Dubina, 2002)	4
Figure 4	Les modes d'instabilité local (a), distorsionnel (b), et global (c, d) des colonnes à parois minces (Xingyou Yao, 2017)	5
Figure 5	Représentation approximative pour les coins arrondis des structures à parois minces	6
Figure 6	Les modes de flambement en fonction de la longueur de demi-onde d'un profilé de section en C (Hancock,2001)	7
Figure 7	Stabilité d'une tige métallique	9
Figure 1.1	Formes typiques des sections des éléments structuraux formés à froid.....	14
Figure 1.2	Étapes de profilage pour la formation d'une section simple (Rhodes, 1991).....	15
Figure 1.3	Étapes de formation du processus de pliage à la presse	16
Figure 1.4	Tôles profilées et des plateaux linéaires	17
Figure 1.5	Formes typiques de raidisseurs pour les éléments formés à froid et les tôles	17
Figure 1.6	Des profilés en acier formés à froid utilisés comme pannes et lisses de bardage.....	18
Figure 1.7	Charpente en acier formé à froid	19
Figure 1.8	Montants de cloisons murales en acier formés à froid.....	19
Figure 1.9	Solives de plancher en acier formées à froid	20
Figure 1.10	Panneaux muraux en profilés d'acier formés à froid	20
Figure 1.11	Planchers mixtes (acier-béton).....	20
Figure 1.12	Ferme de toiture utilisant des sections en C.....	21
Figure 1.13	Systèmes de rayonnage de stockage	21
Figure 1.14	Unités modulaires préfabriquées utiliser pour les écoles et les bureaux	22
Figure 1.15	Fleurage typique d'un revêtement galvanisé	22
Figure 1.16	Installation de l'isolation en continu	23
Figure 1.17	Montant fendu.....	24
Figure 1.18	Assemblage par soudure et par boulonnage des éléments structuraux en acier formés à froid.....	24
Figure 1.19	Différents modes de flambement en fonction de la longueur de la demi-onde.....	26
Figure 1.20	Modes d'instabilité d'une colonne en C comprimée	27
Figure 1.21	Déformation par torsion : a) poutre de section en C chargée de manière excentrée ; b) colonne de section en C chargée axialement.....	28
Figure 1.22	Déformation de l'âme « web crippling » d'une poutre en acier formée à froid.....	29

Figure 1.23 Différentes formes de profilés en acier formés à froid.....	30
Figure 2.1 L'approche de la largeur effective.....	35
Figure 2.2 Déformation présumée dans la dérivation de von Karman.....	35
Figure 2.3 Largeurs efficaces d'une section C fléchiée et comprimée.....	37
Figure 2.4 Formes de section transversale préqualifié : (a) colonnes et poutres ; (b) des colonnes ; et c) des poutres	39
Figure 2.5 Courbe de résistance de la DSM actuellement codifiée (AISI-S100-12, 2012), incorporant la réserve de résistance de flexionnelle inélastique	42
Figure 2.6 Les valeurs du coefficient de voilement K	44
Figure 2.7 Flambement local et distorsionnel d'une section en C en compression : a) Mode local ; b) et c) modes distorsionnels.....	45
Figure 2.8 Flambement local et distorsionnel d'une section en C avec raidisseur intermédiaire au niveau de l'âme : a) mode de flambement local ; b) mode de flambement distorsionnel.....	45
Figure 2.9 les formes du flambement global d'une section en C.....	46
Figure 2.10 Les différentes grandeurs géométriques	52
Figure 2.11 Détermination de la rigidité du ressort	55
Figure 2.12 Largeur efficace des raidisseurs de bord	56
Figure 2.13 Largeurs efficaces des sections avec raidisseurs intermédiaires	57
Figure 2.14 Maillage (a) un maillage MEF (b) maillage par bande finie.....	63
Figure 2.15 Sortie typique ou courbe de signature d'une solution MBF	64
Figure 2.16 Décomposition et identification modale d'une colonne en C à parois minces simplement appuyée par cFSM: (a) la décomposition modale qui sépare les modes de flambement (b) l'identification modale qui catégorise de manière quantitative les modes de flambement	66
Figure 3.1 L'instabilité locale, distorsionnelle et globale d'un profilé en C soumis à la compression et à la flexion.....	69
Figure 3.2 L'instabilité distorsionnelle d'une colonne en C.....	69
Figure 3.3 Modes couplés FT+D, L+D, et F+D d'une colonne en C sous des solicitations de compression.....	70
Figure 3.4 Analyse par la méthode des bandes finies (FSM) d'une colonne en C comprimée	72
Figure 3.5 Mécanisme du mode distorsionnel des poutres en acier formées à froid sous des sollicitations de flexion.....	73
Figure 3.6 Performance des méthodes de calcul de la charge critique distorsionnelle	74
Figure 3.7 Géométrie des colonnes étudiées à l'université de Sydney.....	75
Figure 3.8 Résistance ultime des colonnes subissant le flambement distorsionnel (tests de l'université de Sydney)	75
Figure 3.9 Formes de sections transversales innovantes	78
Figure 3.10 Les modes de flambement d'un profilé sigma à paroi mince chargé axialement	81
Figure 3.11 Analyse par élément finis du comportement post-flambement distorsionnel et local.....	83
Figure 3.12 Sensibilité de l'instabilité distorsionnelle aux imperfections	83

Figure 3.13 Analyse des modes pures de flambement d'un élément comprimé par la FSM.....	84
Figure 3.14 (a) Analyse de la stabilité d'une colonne en C, (b) mode combiné L-D	86
Figure 3.15 (a) Analyse de la stabilité d'une colonne en C, (b) mode combiné L-D, et le mode G	86
Figure 3.16 (a) Analyse de la stabilité d'une colonne en C. (b) le mode de flambement D et le mode G	86
Figure 4.1 La forme déformée du mode distorsionnel d'une section en C sous la compression et la flexion (Pala, 2008)	93
Figure 4.2 La discrétisation par éléments finis et par bandes finies	96
Figure 4.3 Charges critiques et formes déformées d'une section en C	97
Figure 4.4 Détermination de la rigidité du ressort K selon EN1993-1-3 (CEN, 2006a)	98
Figure 4.5 L'aire efficace d'une section transversale avec raidisseur de bord	98
Figure 4.6 Détermination de la rigidité des ressorts	99
Figure 4.7 Définition des principales dimensions des raidisseurs de bord	101
Figure 4.8 Le modèle analytique de la semelle raidie	103
Figure 4.9 Caractéristiques géométriques des semelles des sections en C et en Z (Schafer, 2002a)	106
Figure 4.10 Le modèle théorique approché de Hancock	107
Figure 4.11 Géométrie des sections du types U et C	109
Figure 4.12 Exemple 3 : Instabilité distorsionnelle d'une section en I (Adany, 2004).....	110
Figure 4.13 Formes d'instabilité de l'exemple 2 correspondants à la charge critique minimum (distorsionnelle) (Adany, 2004)	110
Figure 4.14 Charges critiques d'une section en C	112
Figure 4.15 Les zones correspondant à différents types d'instabilité des profilés en C	113
Figure 4.16 Le mode local d'un profilé en U, et le mode distorsionnel d'un profilé en C	115
Figure 4.17 Définition des dimensions de la section en C	117
Figure 4.18 Décomposition et identification modales d'une colonne (600S200-43) simplement appuyée : (a) décomposition et (b) identification	118
Figure 4.19 Illustration de l'approche basée sur les longueurs critiques : (a) modèles à coins à angles vifs et arrondis, (b) évaluation de la charge critique	119
Figure 4.20 Formes des sections examinées pour la détermination des facteurs de correction	120
Figure 4.21 Performances des méthodes règlementaires pour l'ensemble de section	122
Figure 4.22 Visualisation statistique du rapport $P_{cr} \text{ FSM} / P_{cr} \text{ analytique}$ par zone	122
Figure 4.23 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 1	123
Figure 4.24 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 2	123
Figure 4.25 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 3	124
Figure 4.26 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 4	124

Figure 4.27 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 5	125
Figure 4.28 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 6	125
Figure 4.29 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 7	126
Figure 4.30 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 8	126
Figure 4.31 Visualisation de la qualité de la régression multiple.....	128
Figure 4.32 Performances du modèle proposé pour les sections de la première zone.....	129
Figure 4.33 Comparaison des résultats du modèle AISI S100 avec les résultats de la méthode des bandes finies pour la zone 1	129
Figure 4.34 Régression linéaire effectuée sur les données de Kd (semelle) et le rapport (bc/ht)	131
Figure 4.35 Performances du modèle proposé pour la cinquième zone.....	131

Introduction

Il n'est pas de vent favorable pour celui qui ne sait pas où il va.
Sénèque

Contexte – Problématique

L'acier formé à froid (AFF) est aujourd'hui un matériau d'usage très répandu dans le système structurel des ouvrages à caractère résidentiel et non résidentiel. La raison derrière l'utilisation intensive des structures à parois minces réside dans un certain nombre important d'avantages, notamment, un façonnage simple, un assemblage rapide et le bon rapport résistance poids. De plus, c'est un matériau économique et respectueux de l'environnement en raison de sa bonne recyclabilité (Schafer, 2011).

L'évolution des procédés industriels, a mis en œuvre des techniques de fabrication de pointe, rapides et moins énergivores. Ces procédés ont favorisé l'élaboration des sections ayant des formes géométriques innovantes et optimisées (Xie et al., 2018, Becque, 2019) dont l'épaisseur peut aller jusqu'à 25 mm (1 in) (figure 1). En outre, la possibilité de la production en masse a favorisé l'optimisation des formes de sections conformément à des critères structuraux ou économiques. Cette stratégie permet d'accorder aux structures, des perspectives architecturales très remarquables. D'autre part, étant donné que les technologies de fabrication actuelles permettent de produire des sections ayant des configurations inhabituelles, le dimensionnement et l'analyse de tels éléments peuvent être considérés comme une tâche très complexe et laborieuse.

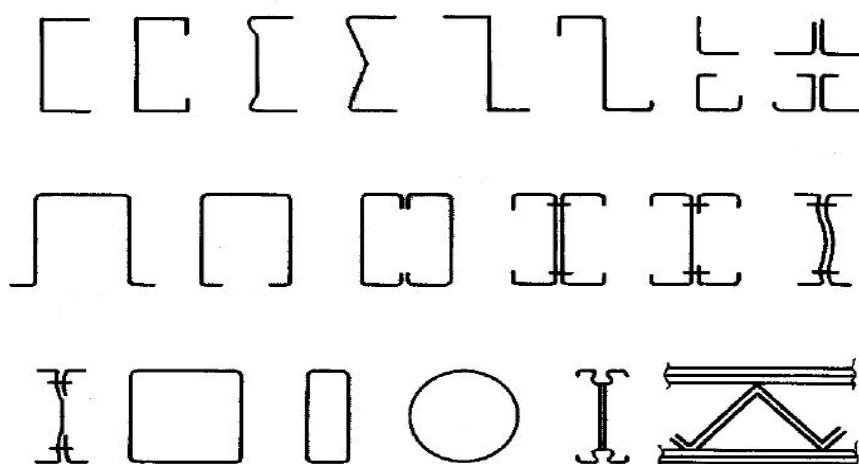


Figure 1 Éléments de structures en acier formés à froid utilisés en construction

Avec les progrès de la science et de la technologie, la limite d'élasticité de l'acier utilisée pour ces profilés peut maintenant atteindre 550 MPa. Par ailleurs l'utilisation de l'acier à haute résistance a conduit à la réalisation des formes de sections ayant des rapports largeur-épaisseur des parois relativement importants. Ces sections, lorsqu'elles sont totalement ou partiellement comprimées, deviennent potentiellement sujettes aux inhérents phénomènes d'instabilité, qui altèrent la rigidité et la capacité portante de ces éléments (Seif and Schafer, 2010). D'autre part, la durabilité structurelle est nécessaire en ingénierie de structure, elle est cependant assurée en améliorant la qualité de la portance et les performances de service des éléments formant la structure du bâtiment. C'est la raison pour laquelle les travaux de recherche sur les structures à parois minces impliquent souvent des investigations liées au comportement structurel et les instabilités des parois qui forment la section de l'élément. Dans le même sillage, les systèmes structurels sont formés par la connexion des différentes sections ou pièces formées à froid. On évoque l'exemple des pannes et les tôles de couverture, qui peuvent conduire également à des situations de conception très problématiques, qui ne sont pas entièrement couvertes par les procédures des codes de calcul des structures métalliques. Cependant, les méthodes numériques sont devenues un outil incontournable dans ce sens, puisqu'elles permettent d'octroyer une solution pratiquement à tous les problèmes rencontrés en ingénierie notamment, les formes de sections, les types de chargement et les conditions aux limites. En revanche, les méthodes analytiques restent souvent excessivement longues et extrêmement difficiles et demeurent limitées à des cas de configurations très simples. Actuellement, les codes de conception promeuvent l'utilisation des procédures expérimentales afin d'évaluer les performances structurelles. Les investigations expérimentales peuvent être utilisées soit pour remplacer le dimensionnement par les méthodes analytiques, soit pour les combiner avec celles-ci. Il est à préciser que seuls les laboratoires officiellement accrédités, par les autorités compétentes, sont autorisés à effectuer ce type d'expérimentations et à délivrer les rapports correspondants (Yu, 2016).

Par ailleurs, en raison de leur géométrie à paroi mince, et s'ils sont soumis à la compression, au cisaillement, ou à la flexion, ces éléments peuvent flamber à des niveaux

de contrainte inférieurs à la limite d'élasticité. Par conséquent, les profilés en acier formés à froid sont extrêmement vulnérables aux phénomènes d'instabilité du type local, distorsionnel et global (figure 2), qui compliquent la compréhension, l'évaluation et l'analyse du comportement structurel de ces structures.

Conscients de ces problèmes, des efforts de recherches expérimentales et théoriques ont été consentis afin d'améliorer le comportement et la résistance vis-à-vis des instabilités, et dès lors augmenter la capacité portante des profilés. Ceci en concevant des sections ayant des raidisseurs intermédiaires dans les différentes parois âme et / ou semelle, cependant, l'utilisation des plis, accroît potentiellement la contrainte critique du mode local. En revanche, elle altère la contrainte critique du mode distorsionnel, qui est une instabilité affectant principalement les sections comportant des raidisseurs dans ces parois, d'où la dénomination (*stiffener buckling*), ou le mode de flambement des raidisseurs. Pour les profilés avec raidisseurs de bord, ce mode se traduit par la rotation de l'ensemble semelle raidisseur par rapport à la jonction âme semelle. Quant aux sections dotées de raidisseurs intermédiaires, ce mode entraîne le déplacement du raidisseur par rapport à la normale de la paroi(Li and Chen, 2008).



Figure 2 Les modes d'instabilité local, distorsionnel et global des colonnes à parois minces (Yao, 2017)

En outre, en dépit de la complexité croissante qui accompagne le dimensionnement des profilés formés à froid avec géométrie innovante, le calcul du mode local devient de plus en plus compliqué et le flambement distorsionnel revêt une importance croissante. D'autre part, les modes d'instabilité local et distorsionnel sont considérés comme des modes de flambement sectionnels. Les modes de flambement local, distorsionnel, global ainsi que leur interaction peuvent se produire à des niveaux de contrainte inférieurs à la limite d'élasticité du matériau et altérant ainsi la résistance des sections transversales des membres en acier formés à froid(Anbarasu, 2016). En réalité, les phénomènes d'interaction avec le mode distorsionnel sont nettement plus complexes.

Toutefois, les interactions local-distorsionnel (L-D), local-distorsionnel-globale (L-D-G), ou distorsionnel-globale (D-G) sont des sources potentielles d'érosion de la résistance et dans certains cas peuvent provoquer la ruine de l'élément structurel (Camotim et al., 2018). Cette problématique reste encore insuffisamment prise en compte par les codes de calcul actuel des structures en acier formées à froid. En conséquence, ces phénomènes d'interaction peuvent affecter le comportement post-critique et la résistance ultime des poteaux et des poutres en acier formés à froid, ils dépendent cependant de la forme de la section et de la longueur des profilés.

Cependant, ceux impliquant l'interaction entre le mode local et global, sont de loin, mieux compris et rigoureusement pris en considération dans la procédure de conception des éléments en acier formés à froid. La méthode de la largeur efficace, et ou la nouvelle méthode de la résistance directe (DSM) sont des approches existentielles permettant la mise en évidence de cette problématique, la figure 3 schématise l'interaction entre les modes de flambement pour une section en C sous des sollicitations de compression.

e) L + D; f) F + L; g) F + D; h) FT + L; i) FT + D; j) F + FT.

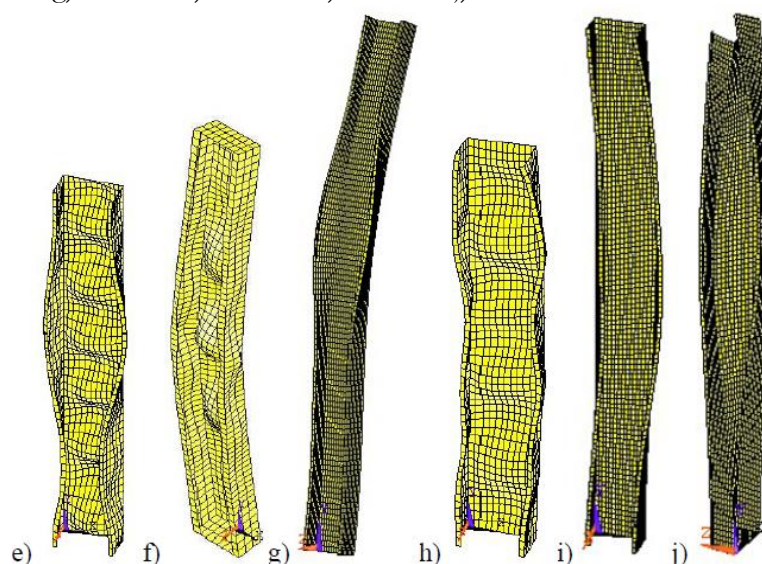


Figure 3 Les modes de flambement présentant une interaction des colonnes en C sous compression (Dubina et al., 2012)

Les éléments de structure en acier formés à froid, lorsqu'ils sont totalement ou partiellement comprimés, exhibent trois modes d'instabilité de base : locale, distorsionnelle ou globale, illustrés par la figure 4, qui engendrent des problèmes très complexes de conception et de stabilité. Ces trois modes d'instabilité présentent des longueurs d'onde différentes qui sont croissantes en passant du premier au troisième (Piyawat et al., 2012).

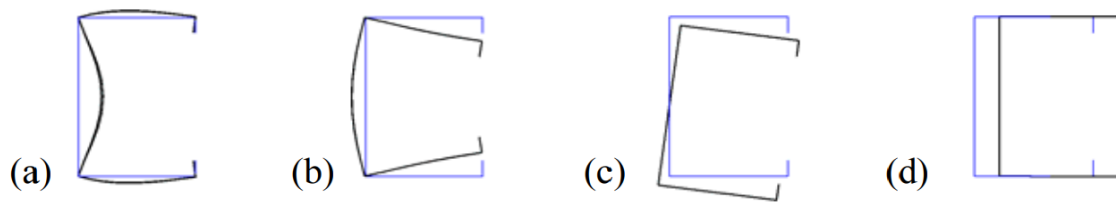


Figure 4 Les modes d'instabilité local (a), distorsionnel (b), et global (c, d) des colonnes à parois minces (Yao, 2017)

D'autre part, il a été constaté que le mode local est généralement le plus prépondérant, il se caractérise par des longueurs d'onde de flambement relativement courtes, lors de cette instabilité, les parois subissent une flexion de type plaque, cependant les lignes de jonction des éléments plans restent intactes sans subir aucun mouvement. Le mode distorsionnel est engendré à des longueurs d'onde intermédiaires ou moyennes, il implique une rotation et une translation des lignes d'intersection entre les parois de la section, l'âme subit une déformation exagérée alors que l'ensemble semelle raidisseur se déplace en mode rigide. Quant au mode global (ou le mode Eulérien) il se présente d'abord sous trois formes : flexionnel ou le flambement d'Euler, flexionnel-torsionnel pour les poteaux, et le latéral-torsionnel pour les éléments structuraux de type poutres. Il est désigné par le mode du corps rigide, car lors de l'instabilité la section se déplace en mode rigide sans aucune distorsion de cette dernière (figure 4). Par ailleurs, il est bien connu que les poteaux et poutres en acier formés à froid présentent un comportement post-critique défini comme (i) largement stable pour le mode local, et (ii) marginalement stable pour le mode global. Plus récemment, il a été constaté que le mode distorsionnel se situait entre les deux modes précédents, et présente une grande sensibilité aux imperfections matérielles et géométriques (Hadjipantelis et al., 2018).

Afin de déterminer la résistance nominale axiale ou flexionnelle de ces profilés, la méthode de la résistance directe (DSM), récemment développée par Schafer et Pekoz, est devenue une alternative à la méthode traditionnelle de dimensionnement : la méthode de la largeur efficace (MLE), qui a été proposée pour la première fois par von Karman, et calibrée par la suite aux profilés formés à froid par Winter. La (MLE) requiert le calcul des propriétés efficaces de la section afin de tenir compte du développement du mode local dans les zones comprimées de la section transversale. Le calcul des propriétés efficaces est un processus itératif et inefficace particulièrement pour les profilés ayant des sections de forme complexes, en revanche, la DSM, utilise la section complète sans aucune réduction des propriétés dans l'analyse de stabilité élastique des profilés à parois minces. Par l'utilisation des outils numériques très avancés, la DSM, permet la considération de l'interaction qui existe entre les parois formant la section transversale. Les équations de résistance de la DSM, sont ensuite utilisées afin d'estimer la résistance nominale axiale et flexionnelle de l'élément structurel. La méthode de résistance directe est intégrée dans l'annexe 1 de (AISI-S100-04, 2004), cependant elle ne sépare pas la section transversale en parois et angles, car une analyse du flambement local pour la section dans sa globalité est utilisée comme base de calcul (Zeinoddini and Schafer, 2010).

Dans le même sillage, selon la méthode de la largeur effective, telle qu'elle est mise en œuvre dans le code principal des spécifications américaines AISI (AISI-S100, 2007), la résistance d'une section est obtenue en calculant la largeur effective de la partie plane de chaque élément. La surface effective est la somme des largeurs efficaces ainsi que les coins. Les coins sont toujours supposés être pleinement efficaces. Cependant, si ces arrondis ont un rayon relativement faible, elles peuvent être négligées et assimilées à des angles vifs (figure 5). L'Eurocode met en œuvre une approche légèrement différente de la méthode de la largeur efficace de l'AISI, cette méthode préconise l'utilisation d'une largeur de référence, qui inclut la largeur plane de la partie de la semelle qui est adjacente au coin plus une partie des coins (CEN, 2006a). Cette approche complique relativement le dimensionnement et la conception des profilés métalliques à parois minces (Zeinoddini and Schafer, 2010).

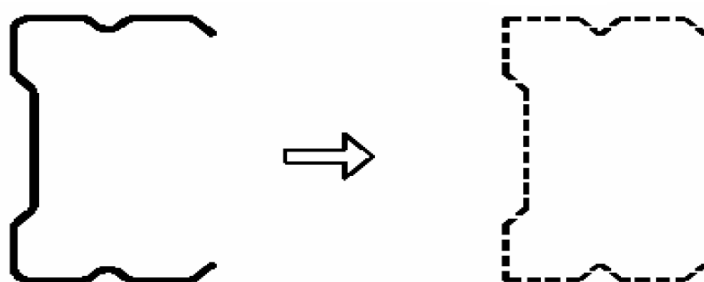


Figure 5 Représentation approximative pour les coins arrondis des structures à parois minces

L'approche de conception de la largeur effective est la méthode de dimensionnement de base, adoptée dans la majorité des codes de calcul à travers le monde. C'est une méthode élémentaire, c'est-à-dire elle considère chaque élément individuellement, et néglige dans ce cas l'interaction qui existe entre les parois de la section. Le facteur de réduction ρ utilisé pour calculer la largeur efficace d'un élément donné, dépend de la contrainte critique du mode local f_{cr} et de la contrainte de compression maximale. Néanmoins, Schafer et Pekoz indiquent que la contrainte critique de flambement élastique d'un élément ou d'une section peut être déterminée par des solutions numériques comme la méthode des éléments finis MEF mise en œuvre par des programmes d'ordinateur tels que ABAQUS, ANSYS, ou par la plus populaire la méthode des bandes finies MBF mis en évidence par des progiciels tels que THINWALL et CUFSM (Yu, 2000).

Les solutions numériques permettent d'effectuer des analyses linéaires de la stabilité, elles peuvent fournir un traitement approprié de l'interaction entre les éléments de la section. Elles sont alors utilisées pour analyser le comportement des structures à parois minces, qui est régi par divers modes de flambement et pour déterminer la contrainte critique d'instabilité la plus faible aux fins de dimensionnement.

La figure 6 représente l'analyse par la méthode des bandes finies MBF d'une section en C soumise à la compression simple. L'étude consiste à calculer les charges critiques pour

différentes longueurs de demi-ondes. Les minima de la courbe ainsi obtenues révèlent les différentes instabilités de la colonne étudiée. L'analyse montre que les modes de flambement dépendent essentiellement de la longueur de flambement (Hancock et al., 2001).

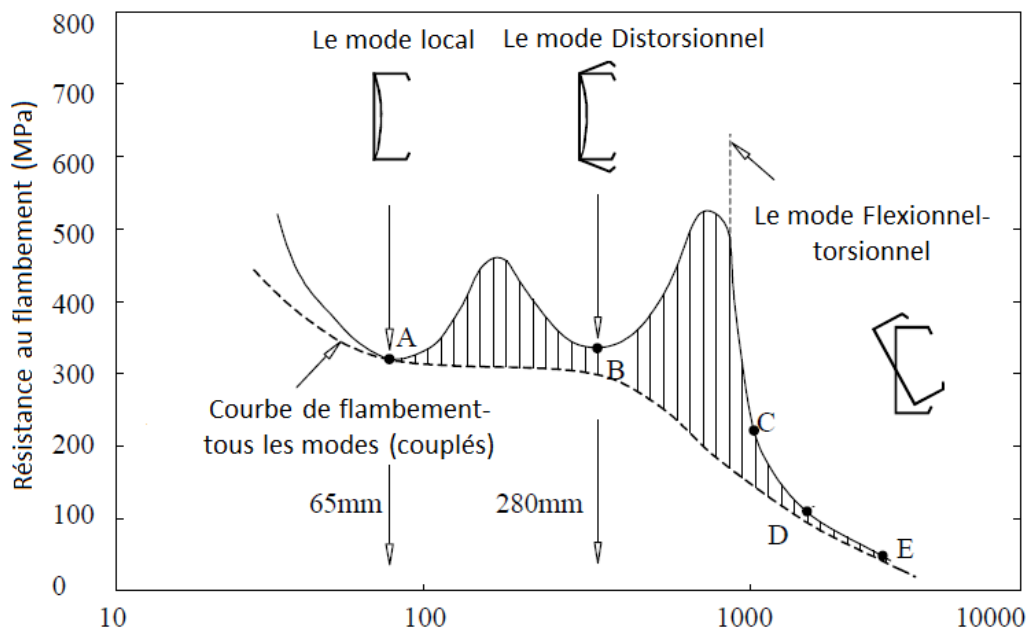


Figure 6 Les modes de flambement en fonction de la longueur de demi-onde d'un profilé de section en C (Hancock et al., 2001)

Le premier minimum le point A se produit à une longueur de demi-onde de 65 mm, et il représente le mode local. La déformation du mode local présente une distorsion de l'âme de l'élément, aucun mouvement des lignes de jonction des plaques n'est attesté. Le second minimum se produit en point B, à une longueur de demi-onde 280 mm, ce mode est bien le mode distorsionnel, il est désigné par d'autres dénominations, le mode torsionnel-local et l'instabilité des raidisseurs inefficaces. La contrainte critique du mode distorsionnel en point B est nettement plus grande que le mode local en point A. Cependant, le profilé est enclin au flambement flexionnel ou flexionnel-torsionnel à la longueur d'onde la plus longue comme indiqué aux points C, D et E. Pour cette section particulière, le flambement par flexion-torsion se produit à une longueur de demi-onde allant jusqu'à environ 1 800 mm au-delà de laquelle, le flambement par flexion prendra le relais. La ligne en pointillés de la figure 6 indique la zone où l'interaction entre les modes de flambement aura lieu. L'effet de l'interaction entre les modes de flambement sectionnel et global entraîne une sensibilité croissante aux imperfections, engendrant de ce fait la détérioration de la valeur théorique de la résistance au flambement.

Par ailleurs, les recherches intensives et les développements relatifs aux produits formés à froid, ont abouti au développement des spécifications et des standards de conception nationales pour les profilés et les structures en acier formés à froid dans de nombreux pays. Les principaux codes à travers le monde sont : le code américain (North American Cold-formed Steel Specification (AISI-S100, 2007)), le règlement australien

Australian/New Zealand Standard (AS/NZS-4600, 2005), et éventuellement le code européen Eurocode 3 EN1993-1-3 (CEN, 2006a). Nous consacrons d'ailleurs un chapitre de ce manuscrit à la présentation détaillée des méthodes de dimensionnement stipulées dans les règlements en vigueur.

Ces normes ont été élaborées afin de régir les problèmes et les difficultés spécifiques liés aux structures en acier formées à froid. Aux États-Unis, les spécifications de design des éléments structurels en acier formés à froid, issus de l'institut américain du fer et de l'acier AISI ont connu leurs premières versions en 1946, et ont été constamment améliorées et enrichies par des investigations théoriques et expérimentales jusqu'à la version actuelle de ce code l'édition 2016.

En Europe, le Comité TC7 ECCS a produit initialement les recommandations européennes pour la conception des éléments en acier formés à froid à parois minces en 1987. Ce document européen a été développé et publié en 2006 en tant que norme européenne Eurocode 3 : Conception des structures en acier. Partie 1-3 : Règles générales - Règles supplémentaires pour les éléments et les tôles de calibres minces formées à froid EN 1993-1-3, 2006 (CEN, 2006a).

En Australie et en Nouvelle-Zélande, la dernière version du cahier du code de conception des structures en acier formées à froid AS/NZS 4600, a été publié en décembre 2005 (AS/NZS-4600, 2005).

D'autre part, le développement et la promotion des spécifications de conception en acier formé à froid continue à se perpétuer partout dans le monde.

Finalement, il paraît opportun de signaler qu'une méthode de conception adoptant une analyse plastique n'est pas adoptée dans les codes de calcul actuels, étant donné que la majorité des sections en acier formées à froid présentent des rapports largeur-épaisseur qui dépassent considérablement les limites requises pour une analyse plastique.

Objectifs – Contributions

La résistance ultime des éléments comprimés est souvent définie par un critère de stabilité de forme, la figure 7 présente une analogie entre le flambement d'une barre biarticulée et l'équilibre d'une balle sphérique. Il est clair alors, que l'étude de la stabilité d'un système consiste à déterminer sa charge critique. En outre, le dimensionnement de chaque structure repose sur un principe fondamental, définissant les types de vérification à effectuer afin de garantir sa sécurité structurale et son aptitude au service. Le concepteur doit alors calculer la charge critique des modes purs de flambement. Cependant, pour le mode local et global, le problème est déjà résolu par des équations analytiques établies par Euler depuis 1744. Le problème se pose principalement pour la charge critique du mode distorsionnel.

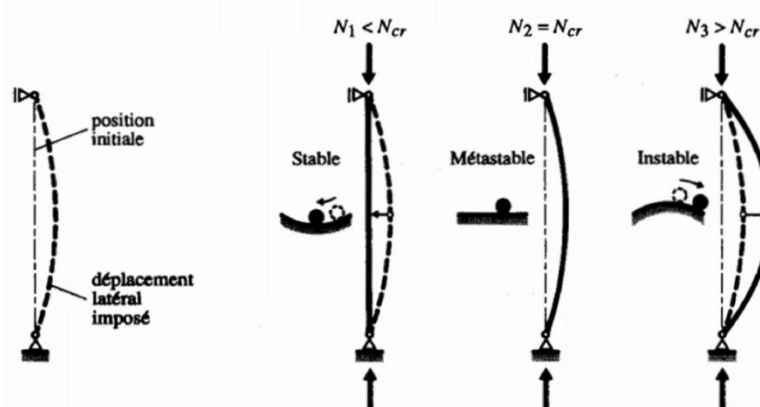


Figure 7 Stabilité d'une barre métallique

Par ailleurs, depuis son introduction dans les codes de calcul modernes des structures en acier formées à froid, le mode de flambement distorsionnel reste jusqu'à aujourd'hui l'instabilité la plus compliquée à étudier et à estimer contrairement aux deux autres modes compétitifs. Cependant, l'intuition du mode local et le mode global est plus directe et relativement simple. Le risque d'apparition du mode local s'accroît lorsque l'élanement des parois de la section devient important. Toutefois, l'instabilité globale n'est envisageable qu'en présence d'un profilé doté d'un élanement considérable et d'une déficience en matière de rigidité flexionnel. Cependant, une intuition similaire pour le mode distorsionnel est difficile à faire.

Le premier objectif de cette thèse, consiste à établir une analyse théorique des récents progrès scientifiques enregistrés dans le domaine des instabilités des profilés en acier formés à froid et principalement ceux relevant du mode distorsionnel. La revue des aspects théoriques a permis en réalité de mettre en évidence la problématique, et la question relative au phénomène d'instabilité de classe distorsionnelle. Cette dimension théorique, est apparue comme un objectif fondamental de prime abord.

La classification des modes d'instabilité présente un intérêt perpétuel et croissant, pour les chercheurs et les concepteurs des profilés à parois minces. À cet effet, des efforts de recherche intensifs se sont entrepris dans ce sens afin de répondre aux insuffisances liées à cette problématique. De surcroît, une classification appropriée des modes d'instabilité est fondamentale, du moment où la procédure du dimensionnement repose principalement sur le calcul des contraintes critiques élastiques des modes purs d'instabilités.

Toutefois, une technique originale d'identification des modes d'instabilité, développée par le professeur Djafour est remise en valeur et coordonnée dans une autre dimension. Et par conséquent, un nouveau modèle analytique a été mis en œuvre conformément à l'objectif fixé.

De ce fait, le second volet de ce manuscrit est consacré à l'élaboration d'un modèle analytique simplifié permettant le calcul de la contrainte critique du mode distorsionnel, en se basant principalement sur les perspectives découlées de l'étude menée par le professeur Djafour sur les instabilités des colonnes en C à parois minces. En effet la procédure de classification a démontré que le mode distorsionnel peut être considéré comme une

évolution du mode local en matière de déformation et de cinématique. Par ailleurs l'approche proposée est basée sur le mécanisme du mode local, et par conséquent sa mise en œuvre a été effectuée par la théorie de (Gere and Timoshenko, 1961). Toutefois, ce modèle a amélioré qualitativement les résultats du modèle américain.

Par ailleurs, la méthode développée est en l'occurrence simple, linéaire et permettant ainsi aux ingénieurs une conception pratique et rationnelle.

Plan de la thèse

Ce document est organisé en quatre chapitres en plus d'une introduction et une conclusion.

Le manuscrit est initié par une introduction présentant un aperçu général, portant sur les différentes notions de bases, le contexte, la problématique, les motivations, et les objectifs principaux de cette thèse.

Le chapitre un énonce un aperçu général sur les profilés formés à froid incluant une présentation des différents procédés de fabrication, des caractéristiques, et des particularités relatives à ce type d'éléments. Par la suite, il se penche sur les récents progrès accomplis dans l'usage de ce type de structures.

Le chapitre deux consiste en la présentation des deux concepts fondamentaux du dimensionnement actuel des profilés à parois minces, à savoir la méthode de la largeur efficace et la méthode de la résistance directe (DSM). Par ailleurs, il s'étale sur les différents types d'instabilités de base et les caractéristiques correspondant à chacune. D'autre part, une analyse des différentes méthodes règlementaires de calcul des modes purs est mise en œuvre. Par ailleurs, les normes de conception considérées dans cette étude sont : le code américain AISI/NAS S100-2007, le code australien AS/NZS 4600-2005, et le code européen CEN/EC3 1993-2006. Ce chapitre se clôture par une synthèse des différentes méthodes numériques auxquelles on a recouru dans l'analyse du comportement des profilés à parois minces.

Le chapitre trois énonce un bref historique sur les travaux de recherche liés à l'instabilité distorsionnelle, il présente ensuite une revue exhaustive de littérature sur les développements théoriques et expérimentaux dans l'analyse et le calcul du mode distorsionnel.

Le chapitre quatre rappelle les motivations qui sont à l'origine du développement d'une méthode de calcul simplifiée de la contrainte critique distorsionnelle. Cette démarche s'appuie fondamentalement sur une approche d'identification des modes de flambement affectant les colonnes à parois minces, développée originellement par le professeur Djafour dans sa thèse de doctorat. Le chapitre est initié par une exposition des différents modèles simplifiés servant à analyser le mode distorsionnel. Il se penche ensuite sur une mise en valeur d'une technique d'identification des modes d'instabilité affectant la section transversale des profilés en C simplement appuyés uniformément comprimés. Une étude comparative entre les différentes méthodes règlementaires et les résultats de la méthode des bandes finies se succède. Le chapitre se clôture par une proposition des

expressions analytiques simplifiées permettant le calcul de la contrainte critique distorsionnelle.

Ce document est clôturé par une conclusion récapitulative portant sur l'intérêt du travail et les résultats trouvés. Des perspectives et quelques axes d'améliorations futures sont présentées par la suite

Chapitre 1

Les structures à parois minces en acier formées à froid

*La science consiste à passer
d'un étonnement à un autre*
Aristote

1.1 Introduction

L'utilisation des éléments en acier formés à froid dans la construction a commencé dans les années 1850 aux États-Unis et la Grande-Bretagne. Dans les années 1920 et 1930, l'acier formé à froid n'était pas encore admis comme matériau de construction, car il n'existait pas de norme de conception relative à ce matériau et le nombre d'informations sur son utilisation dans les codes du bâtiment était limité. L'une des premières utilisations de l'acier formé à froid comme matériau de construction était le Virginia Baptist Hospital, construit vers 1925 à Lynchburg, en Virginie, aux États-Unis. Seulement 20 ans plus tard, Lustron Corporation a construit à Albany, dans l'État de New York, près de 2 500 maisons à ossature en acier formée à froid. Ces maisons peu coûteuses ont été construites pour les anciens combattants revenant de la seconde guerre mondiale. Ce fut le début de l'aventure de l'acier formé à froid dans la construction (Dubina et al., 2012).

Récemment, les profilés en acier formés à froid sont de plus en plus utilisés en tant qu'éléments principaux de charpente, comme des systèmes de montants muraux dans les logements, des fermes, et des structures de rayonnages. En tant que systèmes structurels secondaires, ils étaient utilisés en tant que pannes, solives de plancher, ainsi que dans les enveloppes de bâtiments. Le système de panneaux muraux dans les logements modernes joue simultanément le rôle de structure primaire et d'enveloppe. En outre, les revêtements profilés sont largement utilisés en tant que composants de base dans les dalles mixtes acier-béton. Les pays qui connaissent un développement économique et industriel rapide, comme la Chine, l'Inde, l'ensemble du Moyen-Orient, l'Amérique du Sud et l'Afrique se tournent de plus en plus vers l'acier formé à froid, car il permet aux constructeurs d'ériger de nouvelles

maisons et des bureaux en une fraction de temps par rapport aux matériaux de construction traditionnels.

Les éléments en acier formés à froid sont efficaces en matière de rigidité et de résistance. De plus, étant donné que l'acier formé à froid peut avoir une épaisseur inférieure à 1 mm, les profilés sont en général légers et minces. Des travaux de recherche sur les éléments en AFF demeurent en cours afin d'améliorer la capacité portante de ces éléments et de diversifier leur application dans le domaine du génie civil.

Par ailleurs, l'utilisation des structures en acier formées à froid ne cesse de croître dans le monde entier, en raison de la production de bobines d'acier plus économiques, en particulier sous forme revêtue de zinc ou de revêtements en aluminium/zinc. Ces bobines sont ensuite formées en sections à parois minces par le procédé de formage à froid. On les appelle communément des sections de faible épaisseur car leur épaisseur est généralement inférieure à 3 mm. Cependant, des développements plus récents ont permis la formation à froid de sections atteignant 25 mm. Cependant, des sections ouvertes avec environ 8 mm d'épaisseur sont devenues de plus en plus courantes dans la construction de bâtiments (Yu, 2016).

Récemment, l'acier utilisé pour les sections à parois minces, est un acier à haute résistance, avec une limite d'élasticité allant de 250 à 550 MPa. Cependant, l'utilisation des sections minces avec un acier à haute résistance pose des problèmes de conception aux ingénieurs et aux concepteurs de ces structures. Ces problèmes ne sont pas habituellement rencontrés dans une routine régulière de conception des structures en acier. Toutefois, l'instabilité structurelle de ces sections est plus susceptible à se produire en raison de l'épaisseur faible des sections, conduisant ainsi à une réduction des charges et des contraintes de flambement. En outre, l'utilisation de l'acier de résistance supérieure généralement égalise la contrainte de flambement et la limite d'élasticité des sections à parois minces (Dubina et al., 2012).

D'autre part, les sections en acier formées à froid sont souvent considérablement plus complexes que celles en acier laminées à chaud, telles que les sections en I et les sections en U. Les sections formées à froid ont généralement des formes monosymétriques ou symétriques par rapport à un point, les parois de ces sections comportent généralement des raidisseurs dans les semelles, et/ou des raidisseurs intermédiaires dans la paroi âme. Des formes simples et complexes peuvent être formées pour des applications structurelles et non structurelles, comme illustré à la figure 1.1. Cependant, des normes de conception spéciales ont été élaborées afin de promouvoir l'usage de ces sections.

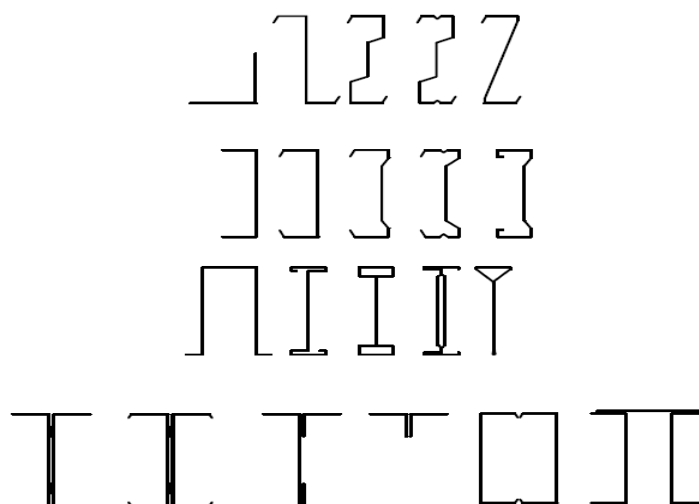


Figure 1.1 Formes typiques des sections des éléments structuraux formés à froid

Aux États-Unis, les spécifications de conception des éléments de structure en acier formés à froid de l'institut américain de l'acier et du fer ont été publiées pour la première fois en 1946, et ont été régulièrement mises à jour en fonction des recherches effectuées jusqu'à la dernière édition de 2016.

En Australie et en Nouvelle-Zélande, une norme de conception AS/NZS4600 pour la conception de structures en acier formées à froid a été publiée en décembre 2005 (AS/NZS-4600, 2005).

En Europe, la norme européenne l'EN1993-1-3 (CEN, 2006a) a été développée et publiée en 2006 en tant que code de calcul européen Eurocode 3 : Calcul des structures en acier. Partie 1-3 : Règles générales. Règles supplémentaires pour les éléments et les tôles de calibre minces formées à froid (CEN, 2006a).

La part de marché des structures en acier formées à froid ne cesse d'augmenter dans les pays développés. Les raisons principales de la mise en œuvre de ces structures sont directement liées à l'amélioration des processus de fabrication et des procédés de protection contre la corrosion. Ceci engendra une compétitivité accrue des produits résultants et ouvrit la porte à de nouvelles applications (Schafer, 2011). Des études récentes ont montré que la perte de revêtement des éléments en acier galvanisés est suffisamment lente, voire nulle, ce qui permettra de garantir une durée de vie utile supérieure à 60 ans.

Le domaine d'utilisation des profilés en acier formés à froid, en particulier en tant que composants structurels porteurs, est très large, englobant des immeubles résidentiels, des bureaux et des bâtiments industriels, l'industrie automobile, la construction navale, le transport ferroviaire, l'industrie aéronautique, le génie routier, le matériel agricole et industriel, le matériel de bureau, les différents types d'industries : chimique, minière, pétrolière, nucléaire et spatiale.

Ce chapitre se consacre à une présentation générale des profilés en acier formés à froid, ensuite il procède à une exposition des procédés de fabrication de ces profilés ainsi

que les avantages que présente ce type d'éléments. Leurs principales applications sont également mises en exergue. Le chapitre se clôture par une mise en relief des particularités de conception, et des caractéristiques structurelles de ces éléments structuraux.

1.2 Les sections en acier formées à froid

1.2.1 Les technologies de fabrication

Les éléments formés à froid sont généralement fabriqués selon les procédés suivants : le profilage en continu, et le pliage simple et le pliage à la presse plieuse.

Le procédé de profilage consiste à faire passer une bande d'acier en continu à travers une série de rouleaux opposés. La bande d'acier se déforme progressivement de manière plastique jusqu'à l'obtention de la forme souhaitée. Chaque paire de rouleaux produit une quantité déterminée de déformation, de plus, chaque paire de rouleaux opposés est appelée une étape comme indiqué dans la figure 1.2. En général, plus la forme de la section transversale est complexe, plus le nombre d'étapes requis est élevé. Dans le cas de sections creuses rectangulaires formées à froid, les rouleaux forment initialement la section en une section circulaire, par la suite, une soudure est appliquée entre les bords opposés de la bande avant le laminage final en une forme carrée ou rectangulaire (Dubina et al., 2012).

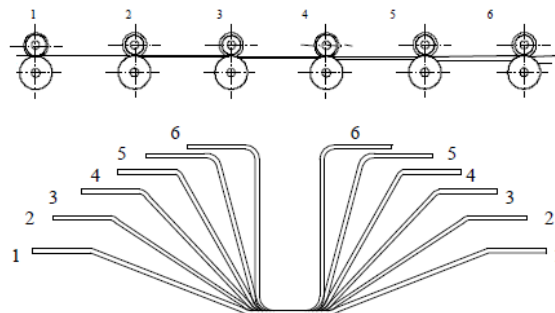


Figure 1.2 Étapes de profilage pour la formation d'une section simple (Rhodes, 1991)

Une limitation importante de ce procédé est représentée par le temps nécessaire pour changer les rouleaux afin de former des sections de tailles différentes. Par conséquent, des rouleaux ajustables sont souvent utilisés, ce qui permet de passer rapidement à une largeur ou une profondeur de section différente.

Le procédé de pliage est le processus de fabrication le plus simpliste, dans lequel des échantillons de longueurs réduites et de géométrie simple sont produits à partir d'une feuille de matériau par pliage à travers une série de coudes (figure 1.3). Ce processus se limite à des cas de sections très simples telles que des cornières, des sections en C et en Z.

Par ailleurs, le pliage à la presse plieuse est le mode de fabrication le plus utilisé, une plus grande variété de formes de sections transversales peut être produite par ce processus.

Habituellement, chaque pli est formé séparément. Le pliage à la presse plieuse est limité aux sections ayant une longueur qui ne dépasse pas 5 m de long.

Cependant, le laminage est généralement utilisé afin de produire de très grandes quantités de sections avec une forme donnée. Les coûts d'outillage initiaux sont élevés, en revanche, le coût de la main d'œuvre reste faible. La presse plieuse est généralement utilisée pour une faible quantité de production dont diverses formes de sections sont requises, avec un coût de production réduit par rapport au premier processus.

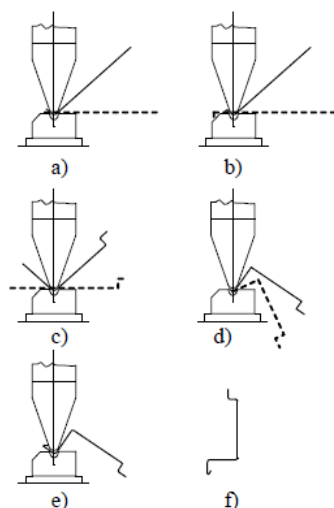


Figure 1.3 Étapes de formation du processus de pliage à la presse

1.2.2 Types de sections en acier formées à froid

Les éléments et les tôles profilées formés à froid sont des produits en acier fabriqués à partir de bandes ou de bobines plates laminées à chaud ou laminées à froid. Dans la plage de tolérance autorisée, ils ont une section transversale constante ou variable.

Les éléments structuraux formés à froid peuvent être classés en deux types principaux :

- Les membres d'ossature individuels ou les profilés longs.
- Les panneaux et les plateaux ou les profilés larges.

Les éléments structurels individuels (barres) sont obtenus à partir de produits "longs" comprenant : des sections ouvertes simples, des sections ouvertes composées, et des sections fermées composées comme le montre la figure 1.1. Habituellement, la profondeur des sections formées à froid pour les éléments type barre varie de 50-70 mm à 350-400 mm, avec une épaisseur d'environ 0,5 mm à 6 mm.

Les panneaux et les plateaux sont fabriqués à partir de tôles profilées et des plateaux linéaires, comme illustré à la figure 1.4. La profondeur des panneaux varie généralement de 20 à 200 mm, tandis que l'épaisseur varie de 0,4 à 1,5 mm.

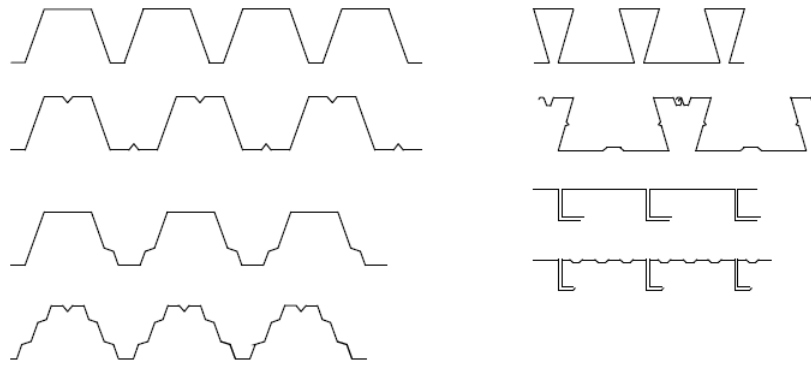


Figure 1.4 Tôles profilées et des plateaux linéaires

Afin d'augmenter la rigidité des profilés en acier formés à froid et des tôles profilées, des raidisseurs de bords et intermédiaires sont utilisés (Figure 1.5).

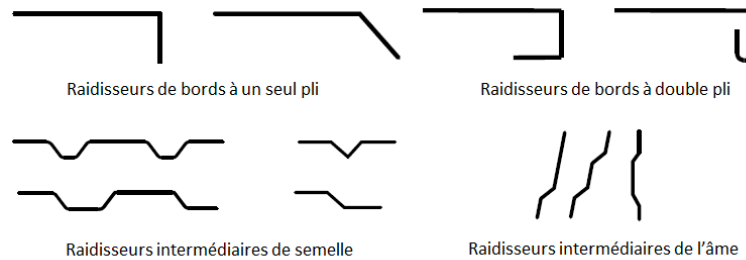


Figure 1.5 Formes typiques de raidisseurs pour les éléments formés à froid et les tôles

1.2.3 Avantages des profilés en acier formés à froid

Les systèmes de construction à ossature légère, comme ceux utilisant des membrures en acier formées à froid, offrent un certain nombre d'avantages inhérents par rapport aux constructions à ossature lourde, notamment une flexibilité de conception et des cycles de construction plus courts, une légèreté, une facilité de fabrication, et d'assemblage et une production de masse, une économie de transport et de manutention. En général, les profilés en acier formés à froid offrent les avantages structurels suivants :

Résistance aux charges latérales : les structures sont conçues afin d'absorber l'énergie produite par les mouvements du sol et du vent tout en éprouvant des déformations à des degrés divers, le niveau de déformation dépend en l'occurrence des matériaux de construction, de la conception de la structure, de la qualité de la construction, et des exigences du code de calcul en vigueur. L'acier formé à froid est un matériau optimal à cet effet car il est ductile, ce qui le rend plus résistant que d'autres matériaux plus fragiles lors des tremblements de terre et des vents violents, et possède une résistance inhérente au soulèvement et au chargement gravitationnel (Yu, 2016).

Performance constante : l'acier se comporte de manière très prévisible lorsqu'il est soumis aux charges structurelles et aux mouvements imposés par les vents violents et les séismes. En effet, l'acier est un matériau fabriqué de manière intrinsèquement stable, avec des propriétés chimiques et mécaniques constantes, de même, les fixations et les assemblages utilisées pour assembler des éléments d'ossature en acier formé à froid conservent leur résistance et leur fiabilité au fil du temps.

Rapport résistance-poids : afin de comparer les avantages de plusieurs matériaux différents on procède au calcul de ce rapport qui consiste à diviser la charge maximale imposée par le poids du matériau. L'acier présente le rapport résistance-poids le plus élevé de tous les matériaux de construction couramment utilisés. Dans un montant en C en AFF les coins agissent comme des éléments de renfort et augmentent par conséquent la résistance des parois d'une manière considérable. Ce qui offre un rapport résistance/poids jusqu'à sept fois supérieure à celui du bois utilisé dans les ossatures de construction.

Recyclage de l'acier formé à froid : selon le « Steel Recycling Institute », l'acier est plus recyclable que le papier, le plastique, le verre, le cuivre, le plomb et l'aluminium. Tous les produits en AFF, y compris les ossatures, contiennent de l'acier recyclé. Une structure en acier contient en moyenne au moins 25% d'acier recyclé et est recyclable à 100% en fin de vie.

Les panneaux et les plateaux supportent non seulement des charges normales à leur surface, mais ils peuvent également agir comme des diaphragmes de cisaillement afin de résister à des forces agissant dans leurs propres plans, à condition qu'ils soient correctement interconnectés les uns aux autres et aux éléments porteurs. En outre, ils peuvent également fournir des cellules fermées pour des conduits électriques et autres.

1.2.4 Applications des éléments structuraux en acier formés à froid dans les bâtiments

Les applications les plus courantes des profilés en acier formés à froid se résument comme suit :

Éléments de toiture et de murs : traditionnellement, les profilés en acier formés à froid sont principalement utilisés en tant que pannes et lisses de bardage afin de soutenir les revêtements dans des bâtiments du type industriels voir la figure 1.6.

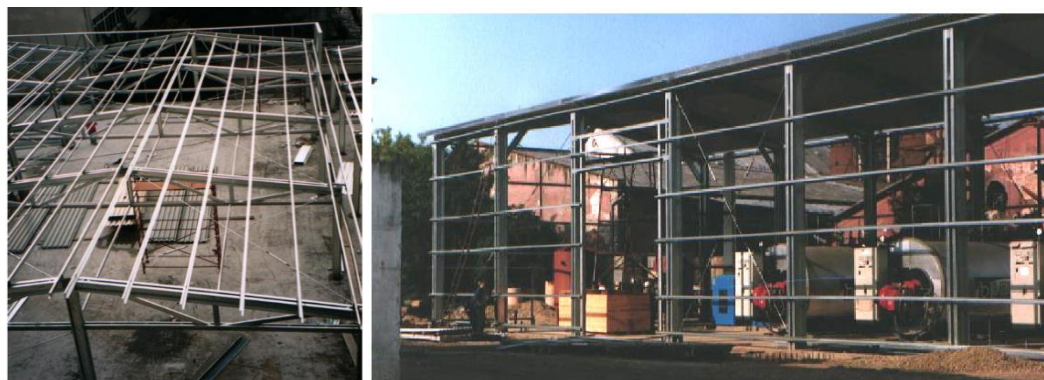


Figure 1.6 Des profilés en acier formés à froid utilisés comme pannes et lisses de bardage

Les profilés destinés à cet usage sont sous forme de section en Z et ses variantes, ce qui facilite l'incorporation de manchons et de chevauchements afin d'améliorer l'efficacité des profilés dans les applications à multi-travées.

Ossatures en acier formée à froid : un marché croissant pour les profilés en acier formés à froid est celui des cadres et des panneaux assemblés sur site pour les murs et les toits, et les bâtiments autonomes. Cette approche a été utilisée dans les bâtiments industriels et commerciaux légers (voir la figure 1.7).



Figure 1.7 Charpente en acier formée à froid

Cloisons murales : une application spéciale concerne les sections très légères utilisées conjointement avec des panneaux de placoplâtre dans des cloisons murales en montant pour former un mur mince et robuste (voir la figure 1.8).



Figure 1.8 Montants de cloisons murales en acier formés à froid

Solives de plancher, grands panneaux pour enveloppe de logement : les sections formées à froid peuvent être utilisées comme alternatives aux solives en bois dans les planchers de faible envergure dans les bâtiments d'habitation et commerciaux de surface réduite voir la figure 1.9. En outre, une autre utilisation des produits en acier formés à froid est représentée par les panneaux muraux, qui peuvent être construits en usine et assemblés dans des unités de logement sur site comme il est montré par la figure 1.10.



Figure 1.9 Solives de plancher en acier formées à froid



Figure 1.10 Panneaux muraux en profilés d'acier formés à froid

Revêtement de sol pour dalles mixtes béton/acier dans les bâtiments à plusieurs étages : comme il est illustré par la figure 1.11.



Figure 1.11 Planchers mixtes (acier-béton)

Fermes : les profilés en acier formés à froid peuvent aussi être utilisés dans les systèmes de poutre en treillis et des fermes de toiture comme est illustré par la figure 1.12.



Figure 1.12 Ferme de toiture utilisant des sections en C

Rayonnage de stockage : les systèmes de rayonnages destinés aux entrepôts et aux bâtiments industriels sont fabriqués à partir de profilés perforés en acier formés à froid (figure 1.13). La plupart des systèmes ont des attaches de clips spéciaux ou des joints boulonnés pour un assemblage facile.

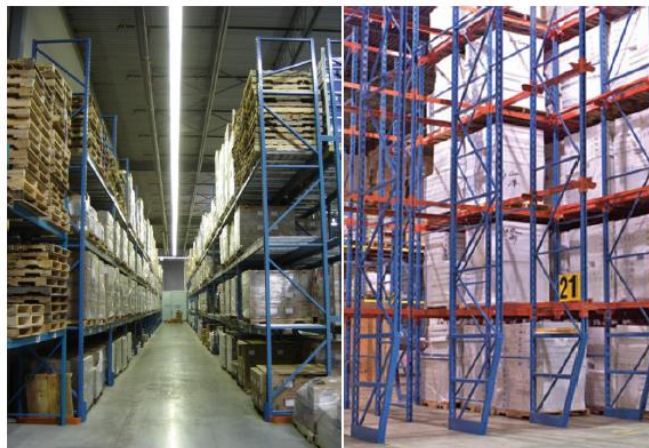


Figure 1.13 Systèmes de rayonnage de stockage

Bâtiments préfabriqués : une application courante des produits en acier formés à froid est les unités de constructions préfabriquées (figure 1.14).



Figure 1.14 Unités modulaires préfabriquées utilisées pour les écoles et les bureaux

1.2.5 Résistance à la corrosion

Lorsque l'humidité entre en contact avec de l'acier nu, elle crée une réaction chimique appelée corrosion qui, au fil du temps, dégrade les propriétés structurelles du métal. Les membres du AFF sont généralement protégés de l'humidité par une mince couche de zinc appliquée selon un processus appelé galvanisation.

Le zinc protège l'acier de deux manières. Premièrement, il constitue une excellente barrière contre l'humidité car les revêtements galvanisés (figure 1.15) possèdent d'excellentes propriétés d'adhérence et une résistance extrême à l'abrasion. Contrairement à la peinture, un revêtement galvanisé ne se fissure pas, ne se décolle pas, ne se décolore pas et ne se dégrade pas mécaniquement avec le temps. De plus, lorsque l'acier de base est exposé à la suite d'une coupure, d'une égratignure ou d'un autre type de dommage superficiel, l'acier aura une protection cathodique par l'action sacrificielle du zinc. Cela est dû au fait que le zinc est plus électro-négatif (plus réactif) que l'acier dans la série galvanique, ce qui signifie que l'acier ne peut pas se corroder tant qu'il est adjacent au zinc. C'est également la raison pour laquelle une protection supplémentaire contre la corrosion n'est pas requise sur les bords des éléments de charpente en acier revêtu de métal, même s'ils sont découpés, estampés ou percés en atelier ou sur site (Yu, 2000).



Figure 1.15 Fleurage typique d'un revêtement galvanisé

Dans les endroits fermés (murs, greniers, planchers), les revêtements de zinc peuvent protéger l'acier jusqu'à 1150 ans. Pour les endroits extérieurs exposés ou semi-exposés dans un environnement agressif soumis à une humidité plus importante et aux polluants extérieurs, les taux de corrosion élevés peuvent encore être extrapolés à plus de 150 ans de durée de vie du revêtement, bien au-delà de la durée de vie utile des bâtiments modernes.

1.2.6 Conductivité thermique

La consommation d'énergie, en tant que composante clé de la durabilité, a été placée au premier rang des priorités réglementaires dans le monde, et les bâtiments sont devenus une cible prioritaire pour les promoteurs de l'efficacité énergétique. Les nouveaux codes et normes continuent d'évoluer et les responsables de la construction et les organismes de développement de codes sont beaucoup plus informés sur la consommation d'énergie et les problèmes connexes dans les bâtiments. Dans la construction de murs, l'efficacité énergétique est généralement gérée en limitant le transfert thermique de chaleur ou de froid d'une surface du mur à l'autre (intérieur et extérieur, ou des deux côtés d'un mur intérieur). Tous les objets dans un mur, y compris les poteaux en bois ou en acier, les solives, les fermes, les poutres en béton, les blocs de maçonnerie, la brique et même les clous et les vis, peuvent constituer un pont ou une voie permettant à la chaleur et au froid de passer d'un côté à l'autre. Dans certains cas, la perte de chaleur supplémentaire est très faible en termes de consommation d'énergie réelle. Dans d'autres cas, en particulier dans les climats froids, cela peut être important. L'acier est un conducteur très efficace de chaleur et de froid, et l'une des méthodes les plus courantes pour réduire le transfert thermique dans un mur à structure en AFF est l'utilisation d'un isolant continu (figure 1.16). Lorsqu'il est appliqué sur le côté extérieur des montants en AFF, le revêtement crée une rupture thermique et permet au système de répondre aux exigences de performances énergétiques souhaitées.



Figure 1.16 Installation de l'isolation en continu

Une solution alternative qui a été étudiée et dont l'utilisation est limitée en Scandinavie et dans les climats froids est le montant fendu (figure 1.17), où des ouvertures longitudinales décalées sont introduites dans l'âme du montant lors de la fabrication. Ces fentes créent un

chemin plus long pour la circulation de l'énergie thermique, ce qui réduit la quantité de chaleur ou de froid atteignant la semelle du côté opposé du montant. Ce produit a eu une utilisation limitée en raison des coûts de fabrication supplémentaires et de la capacité portante réduite résultant des ouvertures de l'âme.

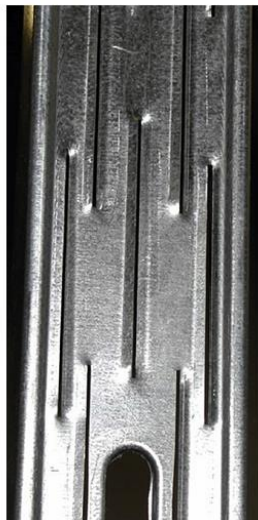


Figure 1.17 Montant fendu

1.2.7 Méthodes de connexion et d'assemblage

Les soudures, les boulons, les vis et les *powder-actuated* fixations sont des techniques couramment utilisées afin de connecter des éléments dans des structures en acier formées à froid. Les vis et les soudures (figure 1.18) servent généralement à fixer des entretoisements, des potelets à une glissière inférieure ou supérieure, des montants, des linteaux de fenêtre assemblés. Les boulons sont généralement utilisés pour fixer une glissière inférieure au béton ou à la maçonnerie, et les *powder-actuated* fixations sont appliquées par un outillage spécial, servent à fixer les éléments en acier formés à froid à une structure en acier, en béton ou en maçonnerie.

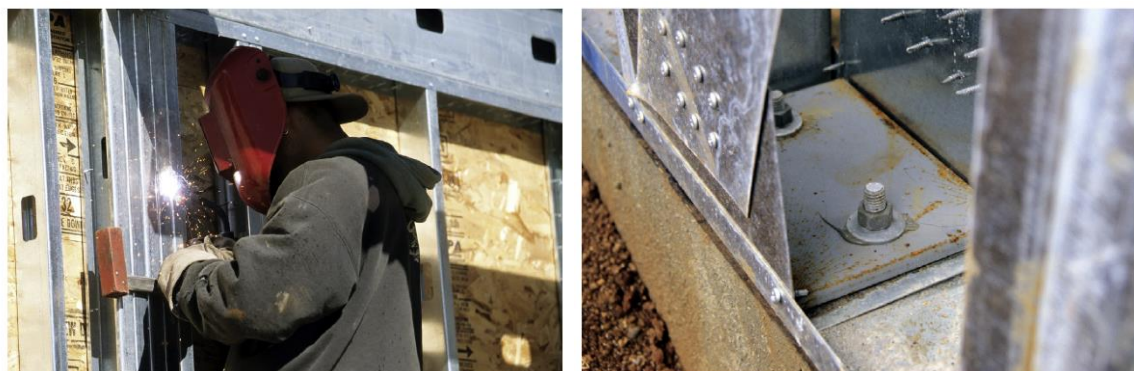


Figure 1.18 Assemblage par soudure et par boulonnage des éléments structuraux en acier formés à froid

1.2.8 Propriétés caractéristiques des profilés en acier formés à froid

Par rapport aux profilés en acier laminés à chaud, la technologie de fabrication de profilés en acier formés à froid induit des caractéristiques particulières qu'il faut les prendre en considération lors de l'usage, et de la conception de ce type de structures. Tout d'abord, le formage à froid entraîne une modification de la courbe contrainte-déformation de l'acier. Par rapport au matériau vierge, le laminage à froid permet une augmentation de la limite d'élasticité et, parfois, de la résistance ultime qui reste importante dans les angles et les coins arrondis, et appréciable dans les semelles. Cependant lors du processus de pliage par compression, ces caractéristiques restent pratiquement inchangées dans les semelles. De tels effets n'apparaissent évidemment pas dans le cas de sections laminées à chaud.

L'augmentation de la limite d'élasticité est due à l'écroutissage et dépend du type d'acier utilisé pour le laminage à froid. Cependant, l'augmentation de la résistance ultime est liée à des déformations plastiques, ce processus s'accompagne généralement d'une diminution de la ductilité et dépend essentiellement des propriétés métallurgiques du matériau.

Les codes de conception fournissent des formules pour évaluer l'augmentation de la limite d'élasticité des profilés en acier formés à froid par rapport à celle du matériau de base. D'autre part, les profilés laminés à chaud sont affectés par les contraintes résiduelles résultant du refroidissement à l'air après le laminage à chaud. Toutefois, ces contraintes sont principalement du type membranaire, elles dépendent de la forme des sections et ont une influence significative sur la résistance au flambement. Par conséquent, les contraintes résiduelles sont le principal facteur qui amène la conception de sections laminées à chaud à utiliser différentes courbes de flambement dans les codes de conception européens (CEN, 2005a).

Dans le cas de sections formées à froid, les contraintes résiduelles sont principalement de type en flexionnel, et leur influence sur la résistance au flambement est moins importante que les contraintes résiduelles du type membranaire. Par ailleurs, le laminage à froid produit des contraintes résiduelles différentes dans la section par rapport au procédé de pliage par compression, de sorte que la résistance de la section peut être différente dans les cas où le flambement et la plastification interagissent.

Les courbes de flambement européennes ont été calibrées à l'aide des résultats expérimentaux sur des profilés en acier formés à chaud. Ces courbes sont basées sur la formule bien connue d'Ayrton-Perry, dans lequel le facteur d'imperfection α a été calibré de manière correspondante.

En raison des propriétés mécaniques des sections formées à froid, l'effet de formage à froid et des contraintes résiduelles sont différentes de celles des laminées à chaud, il convient donc de justifier différentes courbes de flambement (Dubina, 1996). De nos jours, des approches numériques et expérimentales sont disponibles pour calibrer les facteurs α appropriés pour les sections formées à froid (Dubina, 2001), cependant, pour des fins de conception pratiques, les mêmes courbes de flambement que celles des sections laminées à chaud sont encore utilisés (CEN, 2005a, CEN, 2006a).

1.3 Aspects spécifiques liés au dimensionnement des profilés en acier formés à froid

L'utilisation des sections à parois minces et les effets de fabrication par formage à froid peuvent entraîner des problèmes de conception particuliers que l'on ne rencontre généralement pas lorsque des sections laminées à chaud sont utilisées.

1.3.1 Résistance au flambement des éléments en acier formés à froid

Les éléments de structures, poutres et poteaux, formés à froid, lorsqu'ils sont totalement ou partiellement comprimés, peuvent présenter trois modes d'instabilité : locale, distorsionnelle ou globale.

Le flambement local est particulièrement répandu dans les profilés d'acier formés à froid et se caractérise par une longueur d'onde de flambement relativement courte des plaques individuelles de la section. Le flambement global englobe le flambement d'Euler (flexionnel) et flexionnel-torsionnel pour les colonnes et le flambement latéral-torsionnel pour les poutres. Il prend aussi l'appellation du flambement du corps rigide car lors de l'instabilité toute la section transversale se déplace comme un corps rigide sans aucune distorsion de cette dernière. Le flambement distorsionnel, comme son nom l'indique est une instabilité qui a lieu en conséquence de la distorsion de la section transversale. C'est un mode qui se caractérise par un mouvement relatif des lignes de jonction de plaques. La longueur d'onde du flambement distorsionnel est généralement intermédiaire entre celle du flambement local et celle du flambement global (Djafour, 2015), comme le montre la figure 1.19.

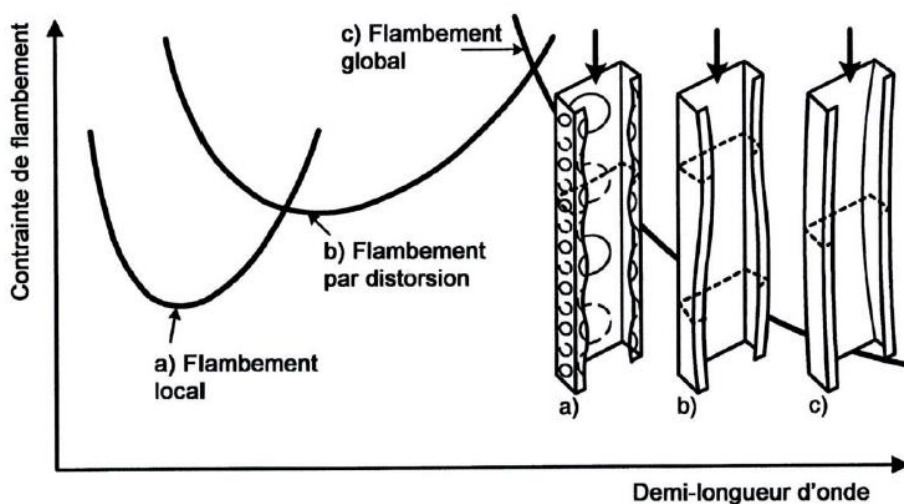


Figure 1.19 Différents modes de flambement en fonction de la longueur de la demi-onde

En raison de la complexité croissante des formes de section en acier formée à froid, le calcul du flambement local devient de plus en plus compliqué et le flambement distorsionnel revêt une importance croissante. Le flambement local et distorsionnel peuvent être

considérés comme des modes de flambement sectionnels, et ils peuvent interagir les uns avec les autres, ainsi qu'avec le flambement global.

La figure 1.20 présente les modes purs et couplés d'une colonne en C soumise à un effort axial. Ces résultats ont été obtenus à l'aide d'une analyse du flambement élastique par la méthode des éléments finis FEM. Cependant, les modes purs sont (a) le mode local, (b) le mode distorsionnel, (c) le mode flexionnel, (d) le mode torsionnel et (e) le mode flexionnel-torsionnel. Les modes couplés sont (f) local + distorsionnel, (g) local + flexionnel, (h) flexionnel + distorsionnel, (i) local + flexionnel-torsionnel, (j) flexionnel-torsionnel + distorsionnel et (k) flexionnel + flexionnel-torsionnel (Djafour, 2015).

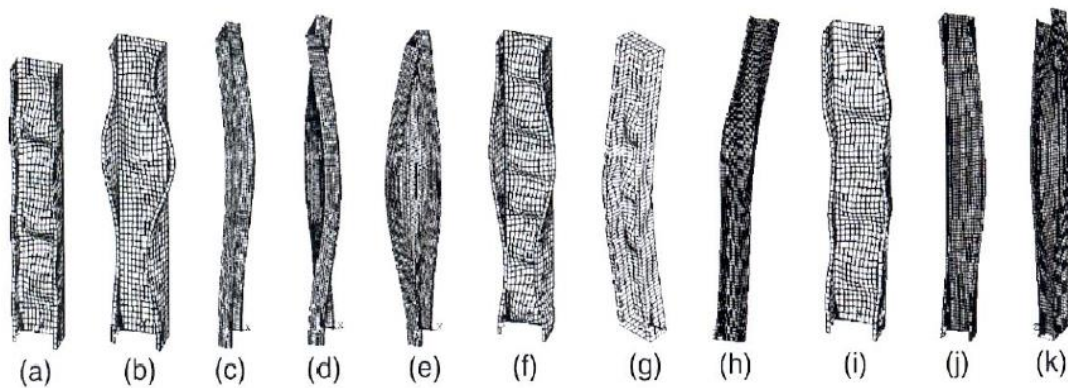


Figure 1.20 Modes d'instabilité d'une colonne en C comprimée

1.3.2 Propriétés des éléments comprimés ayant des sections raidies ou non raidies

Une section comprimée peut être considérée comme non renforcée ou partiellement renforcée, par la présence ou l'absence des éléments de renfort ou de raidisseurs. Cependant, la totalité de la largeur de la paroi est estimée pleinement efficace lorsque le rapport largeur-épaisseur de l'élément est faible ou lorsqu'il est soumis à une faible contrainte de compression. Cependant, à mesure que la contrainte de compression augmente dans l'élément présentant un rapport largeur/épaisseur relativement élevé, les parties adjacentes aux bords sont plus efficaces sur le plan structural une fois que l'élément subit un type d'instabilité. En conséquence, la distribution des contraintes est certainement non uniforme dans l'élément comprimé. Dans la conception de tels membres, les propriétés de section sont basées sur une surface effective réduite (Dubina et al., 2012).

La largeur effective d'un élément de compression varie non seulement avec la contrainte appliquée, mais dépend également de son rapport largeur/épaisseur. Pour une poutre donnée ayant une semelle comprimée avec un rapport largeur/épaisseur relativement grand, le module de section effectif diminue avec l'augmentation de la contrainte limite d'élasticité de l'acier utilisé car la largeur effective de la semelle comprimée devient plus petite lorsqu'elle est soumise à une contrainte plus élevée. La résistance d'une telle poutre n'est donc pas directement proportionnelle à la limite d'élasticité de l'acier. La même chose est vraie pour les membres en compression.

1.3.3 Rigidité torsionnelle

Les sections en acier formées à froid sont habituellement de nature mince et ont par conséquent une faible rigidité en torsion. Un grand nombre des sections obtenues par formage à froid sont mono symétriques et leurs centres de cisaillement sont excentriques par rapport à leurs centres de gravité, comme illustré à la figure 1.21a. Le centre de cisaillement d'une poutre à paroi mince est l'axe par lequel elle doit être chargée afin de produire une déformation flexionnelle sans subir une torsion, cependant, toute excentricité de la charge par rapport à cet axe produira généralement des déformations de torsion considérables dans une poutre à paroi mince, comme illustré à la figure 1.21a. Par conséquent, les poutres à paroi mince nécessitent généralement des contraintes de torsion, soit à intervalles, soit de manière continue sur toute la longueur du profilé afin d'empêcher les déformations de torsion. C'est souvent le cas des pannes en Z et C qui peuvent subir un flambement torsionnel-flexionnel dû à leur faible rigidité torsionnelle si elles ne sont pas correctement renforcées (Yu, 2016).

De plus, pour les colonnes chargées axialement le long de leur axe passant par le centre de gravité, l'excentricité de la charge par rapport à l'axe central de cisaillement peut provoquer un flambement dans le mode flexionnel-torsionnel, comme illustré à la figure 1.21b à une charge inférieure à celle du mode de flambement flexionnel comme est également illustré à la figure 1.21b. Par conséquent, la vérification du mode de flambement flexionnel-torsionnel est nécessaire pour de telles colonnes mono symétriques.

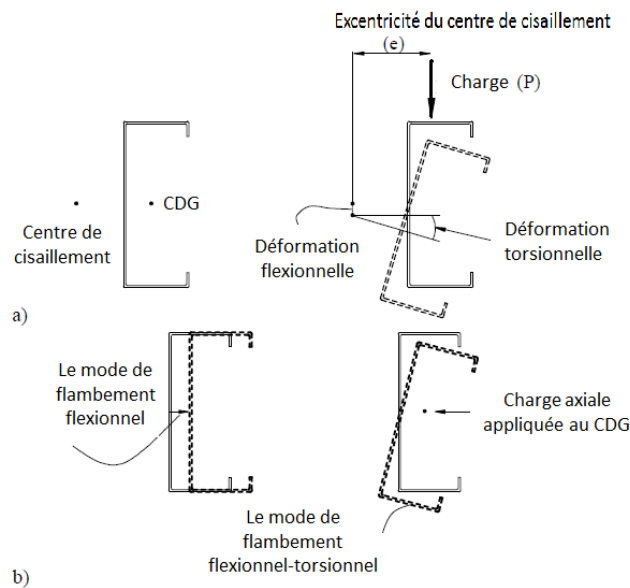


Figure 1.21 Déformation par torsion : a) poutre de section en C chargée de manière excentrée ; b) colonne de section en C chargée axialement

1.3.4 L'écrasement de l'âme « web crippling »

Le terme "web crippling" est le vocable communément attribué à la ruine des poutres en AFF soumises à des efforts transversaux concentrés de type charges ponctuelles. Impliquant ainsi l'effondrement, dû à une combinaison de perte de stabilité et de plasticité localisée, dans la région de l'âme à proximité immédiate du point d'application de la force (voir la figure 1.22). La susceptibilité des poutres en AFF au « *web crippling* » provient principalement de la minceur de leurs parois âmes, ce qui conduit au développement d'importantes contraintes normales transversales sous l'action d'un effort transversal concentré (Stephens and LaBoube, 2003). Cette susceptibilité est principalement influencée par (1) la hauteur et l'épaisseur de l'âme, (2) le rayon et l'angle interne entre l'âme-semelle et (3) la charge appliquée.

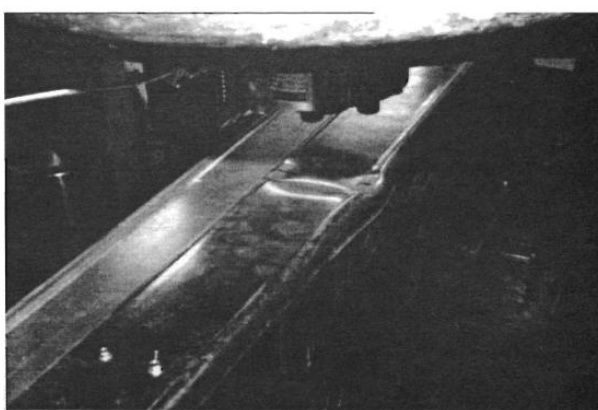


Figure 1.22 Déformation de l'âme « web crippling » d'une poutre en acier formée à froid

Les dispositions de conception relatives à ce phénomène incluses dans les spécifications et les codes actuels pour les structures en AFF impliquent essentiellement des expressions entraînant (1) des paramètres géométriques (ceux mentionnés dans le paragraphe précédent), (2) des propriétés du matériau acier et (3) un nombre plus petit ou plus grand de coefficients dont les valeurs sont déterminées de manière empirique à partir des résultats de tests expérimentaux. En outre, on peut avancer que (Winter and Pian, 1946) et (Hetrakul and Yu, 1978) ont été à l'origine de la contribution fondamentale à ces approches conceptuelles. Ces scientifiques ont établi des équations qui sont encore en usage aujourd'hui, ces équations n'ont subi que quelques ajustements mineurs et des recalibrations de leurs coefficients, reflétant la quantité croissante de données expérimentales disponibles.

1.3.5 Ductilité et conception plastique

Principalement en raison de la susceptibilité des éléments à parois minces aux flambements sectionnels vu qu'ils appartiennent au maximum à la classe 4 ou à la classe 3. Et en raison de l'effet d'érouissage du au formage à froid, les profilés d'acier formés à froid possèdent une ductilité faible et ne sont généralement pas autorisés pour la conception plastique. Des recherches ont révélé la présence d'une faible capacité de réserve inélastique pour ces sections, après le stade élastique. Toutefois, pour les éléments fléchis, les codes de

calcul accordent l'utilisation de la capacité de réserve inélastique dans la partie de la section travaillant en traction. En outre, en raison de leur ductilité réduite, les profilés en acier formés à froid ne sont pas habiles à dissiper de l'énergie dans les structures résistantes aux séismes. Toutefois, les sections formées à froid peuvent être adoptées dans des structures parasismiques, car leur poids réduit présente des avantages structurels. Cependant, seule la conception élastique est autorisée, et aucune réduction de l'effort tranchant sismique n'est possible (Dubina et al., 2012, Yu, 2016).

1.3.6 Conception assistée par des tests expérimentaux

La technologie de formage à froid permet de produire des configurations de section inhabituelles (voir figure 1.23). Toutefois, du point de vue de conception structurelle, l'analyse et le dimensionnement de tels éléments de formes inhabituelles peuvent être très complexes. Les systèmes structurels sont formés par différentes sections à parois minces connectées les unes aux autres comme les pannes et les tôles larges, ces structures peuvent également conduire à des situations de conception complexes, qui ne sont pas entièrement couvertes par les procédures des codes de conception. En effet, une analyse numérique par la méthode des éléments finis existe, mais dans de nombreuses situations pratiques, la modélisation peut être très compliquée. Cependant, pour des problèmes de conception aussi complexes, les codes de conception modernes autorisent l'utilisation de procédures expérimentales afin d'évaluer les performances structurelles de ces éléments. Les expérimentations peuvent être utilisées pour remplacer le dimensionnement analytique ou les combiner avec ce dernier. Toutefois, seuls les laboratoires officiellement agréés, par des autorités compétentes, sont autorisés à effectuer ces tests et à délivrer des rapports correspondants.

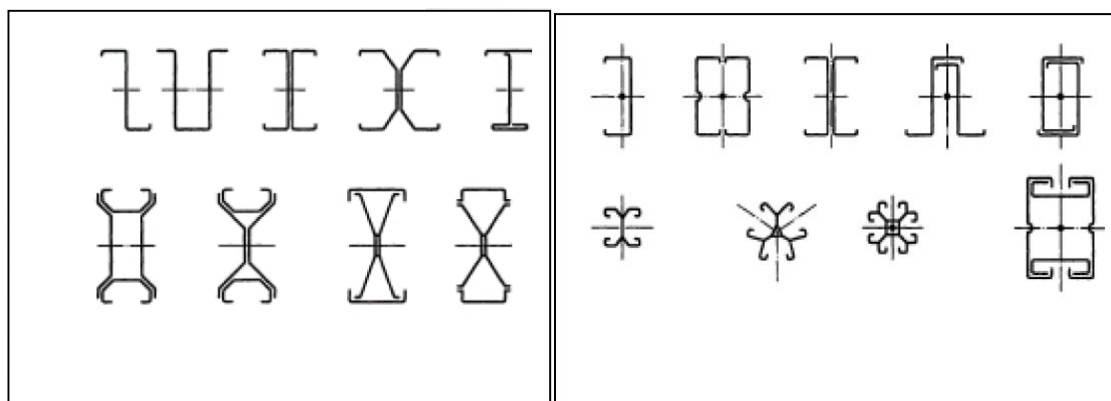


Figure 1.23 Différentes formes de profilés en acier formés à froid

1.3.7 Conception économique

L'objectif fondamental de la conception économique est d'obtenir la construction la moins onéreuse qui réponde aux exigences du dimensionnement. Une des conditions requises pour un coût restreint de la structure est de réduire le poids du matériau utilisé au

minimum, tout en assurant une efficacité structurelle maximale. De nombreux chercheurs ont démontré que pour un système de chargement donné, l'efficacité maximale peut être obtenue lorsque la résistance des éléments structuraux est assurée pour tout type de rupture ou de mode de défaillance (Loughlan, 2018).

En pratique, de telles conditions « idéales » ne sont pas toujours assurées en raison de présence des limitations inévitables telles que les formes de sections conventionnelles et les limitations dimensionnelles appliquées par les différents codes de calcul.

L'efficacité structurelle par l'utilisation de l'acier à haute résistance dépend principalement du type et du mode de rupture. Dans certaines conditions, telles que les longues colonnes ayant des rapports d'élançement relativement importants, la ruine est généralement régie par le flambement élastique global. Dans ce cas, l'utilisation d'acier à haute résistance peut ne pas donner lieu à une conception économique, car les performances des éléments de structure dans les conditions précédentes seront les mêmes pour différentes qualités d'acier. Pour cette raison, l'utilisation d'acier à haute résistance dans ces cas peut ne pas être justifiée en ce qui concerne le coût global de la structure construite.

Globalement, l'objectif général d'une conception économique consiste à utiliser pleinement le potentiel de résistance de l'acier par une conception de sections assurant une efficacité structurelle maximale. La flexibilité du processus de formage à froid pour produire une variété infinie de formes reste idéale à cet effet.

1.4 Conclusion

Dans la construction en acier, il existe deux grandes familles d'éléments structuraux. La plus connue est celle des profilés laminés à chaud et des éléments reconstitués de plaques soudées. L'autre, est moins connue mais qui prend une importance croissante, est constituée de profilés en acier formés à froid.

Les profilés en acier formés à froid ont connu un large champ d'utilisation ces dernières décennies. La raison derrière cet usage intensif est les avantages remarquables qu'ils ont comme principalement une fabrication facile et moins coûteuse, et un entretien minime en raison de présence d'un habillage protecteur comme le revêtement en zinc.

Par ailleurs, la conception des éléments formés à froid diffère de celle des structures en acier conventionnelles et nécessite par conséquent des considérations spéciales qui ont été présentées dans le contenu de ce chapitre. Les éléments structuraux en acier formés à froid présentent invariablement des sections transversales ouvertes très élancées à paroi mince, ce qui les rendent très sensibles à plusieurs phénomènes d'instabilité, à savoir le flambement local (L), distortionnel (D) et global (G). Ainsi, la réponse structurelle globale et la résistance ultime de ces éléments sont affectées par ces phénomènes d'instabilité, ce qui explique la nécessité de les incorporer dans les spécifications et code de calcul des structures en acier formées à froid.

Le chapitre qui va suivre s'intéresse à la conception des éléments structuraux en acier formés à froid. Les modes de flambement jouent un rôle majeur dans le comportement de ces structures, et leurs charges critiques sont des données importantes dans le processus de dimensionnement. Cependant une définition de ces modes sera abordée, et une révision des différentes dispositions réglementaires de calcul des contraintes critiques des modes purs

sera également soulignée. En outre, les deux méthodes de calcul et de vérification de la résistance : la méthode de la largeur efficace et la méthode de la résistance directe seront mises en relief. Enfin le chapitre se clôtura par une revue des différentes méthodes numériques d'analyse du comportement des profilés à parois minces.

Chapitre 2

Comportement et résistance des sections transversales

*L'imagination est plus importante
que la connaissance.*
Albert Einstein

2.1 Introduction

La prévision de la résistance ultime d'un élément à paroi mince est extrêmement complexe. Cette complexité est généralement traduite par la non-linéarité géométrique présentée sous forme de flambement, et la non-linéarité matérielle caractérisée par la plastification locale au niveau de la paroi. Ces imperfections existent tant dans l'épaisseur que le long de l'élément structurel. Cependant, une variété de méthodes de résolution avec différents degrés de complexité, est disponible.

Par ailleurs, les méthodes de calcul mis en œuvre actuellement, dans les codes de conception, sont organisées sous forme de deux catégories : des méthodes de conception semi-empiriques/analytiques et des méthodes numériques/analytiques d'analyse plastique du second ordre.

Les solutions semi-empiriques/analytiques : cette catégorie englobe les méthodes de conception actuellement utilisées dans les codes de calcul. Des solutions analytiques de flambement élastique combinées à des approximations empiriques sont employées afin de déterminer la résistance ultime de l'élément structurel. En outre, la procédure classique de largeur effective, sur laquelle repose en grande partie la conception des profilés en acier formés à froid, est bien donc une méthode semi-empirique/analytique.

Les méthodes numériques/analytiques : pour la prédiction de la résistance ultime, cette catégorie comprend le domaine d'analyse par élément fini et d'autres techniques numériques (méthode des splines bandes finies). Pour la prévision de la résistance ultime des structures à parois minces, la non-linéarité géométrique et matérielle doivent être prises en compte.

Les méthodes de dimensionnement des profilés à parois minces utilisent généralement une approche basée sur la méthode de la largeur efficace, c'est la méthode principale de conception de la majorité des codes de calcul des structures à parois minces. Introduite pour la première fois par Von Karman en 1932 et corrigée par la suite expérimentalement par Winter en 1946. La généralisation de la méthode de la largeur effective de la notion de plaque isolée à une notion orientée vers l'élément, via l'approche unifiée, a été le fruit du travail de Peköz en 1987 (Peköz, 1986). Ultérieurement, cette approche a été adoptée dans le corps du code américain AISI. En outre, d'autres méthodes, telles que l'épaisseur effective, la contrainte moyenne et les courbes de résistance directe sont également des méthodes de prévision de la résistance ultime des éléments structuraux en AFF. D'autre part, toutes les méthodes disponibles de conception sont classées soit par le fait qu'elles dépendent uniquement de la charge de flambement élastique, ou, de la charge de bifurcation et la limite d'élasticité du matériau, afin de définir l'état limite ultime de l'élément (Schafer, 1997).

2.2 La méthode de la largeur efficace

En raison de la complexité associée à la modélisation de la redistribution des contraintes dans le régime post-critique, les méthodes de conception reposent alors sur des méthodes semi-empiriques/analytiques. L'aspect analytique s'appuie essentiellement sur le recours à la contrainte critique de flambement élastique. Ce concept analytique est utilisé en conjonction avec la limite d'élasticité de la plaque afin de déterminer la résistance de l'élément. Les formules actuelles reliant la contrainte critique et la limite d'élasticité à la résistance ultime sont essentiellement empiriques.

Le concept principal utilisé dans la conception de structures à parois minces sujettes au flambement local, est par excellence le concept de largeur efficace, mis au point par Von Kármán en 1932 pour les tôles en acier mince. Cette méthode a été corrigée expérimentalement pour l'acier formé à froid par George Winter en 1946. Plus de 50 ans plus tard, elle reste la base de dimensionnement de la majorité des codes de calcul des structures à parois minces.

La méthode de la largeur effective est une technique approximative, permettant de modéliser la redistribution des contraintes qui se produit dans le domaine post-flambement des plaques minces. Considérant une plaque mince simplement appuyée sur les quatre côtés et comprimée longitudinalement au niveau des deux extrémités. Lorsque la plaque est chargée, la partie centrale se déforme et la charge est repoussée vers les bords. La contrainte non linéaire due à la redistribution est modélisée sous la forme de deux parties efficaces soumises à une contrainte constante, comme le montre la figure 2.1.

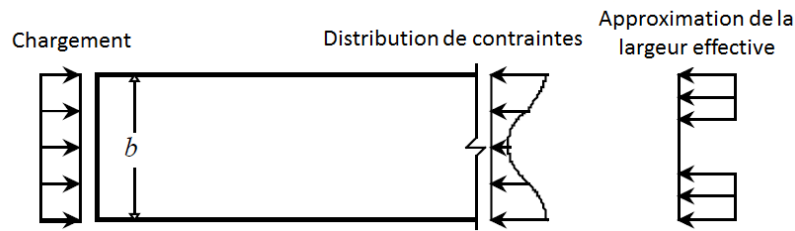


Figure 2.1 L'approche de la largeur effective

2.2.1 La dérivation de von Karman

L'idée d'utiliser le concept de la largeur effective pour les semelles comprimées formées à froid est attribuée à von Karman et ses collaborateurs en (1932) (Von Karman, 1932). Comme indiqué dans l'annexe du document de von Karman : la dérivation est uniquement destinée à montrer que la charge ultime est proportionnelle à $\sqrt{E f_y} t^2$.

La dérivation commence par l'hypothèse suggérant l'existence d'une plaque fictive dans laquelle toutes les déformations se produisent. La géométrie de la plaque déformée et de la plaque nominale de largeur $2w$ ou b_e est montrée par la figure 2.2.

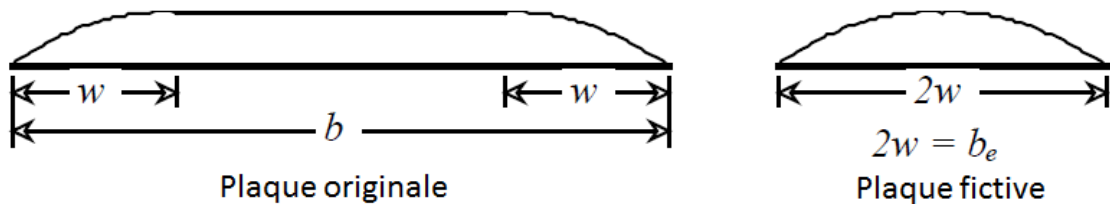


Figure 2.2 Déformation présumée dans la dérivation de von Karman

Avec toutes les déformations attribuées à la plaque fictive, la théorie des plaques avec petite déformation est utilisée afin de déduire la contrainte critique $(f_{cr})_n$ de cette dernière. Dans ce cas, pour une plaque simplement appuyée, la solution est la suivante :

$$(f_{cr})_n = 4 \frac{\pi^2 D}{b_e^2 t} \quad (2.1)$$

Cette corrélation est supposée la plus correcte afin de représenter toutes les charges supportées par la plaque nominale, par conséquent $(f_{cr})_n$ est simplement remplacée par la contrainte $(f)_n$. La charge sur la plaque est définie en fonction $(f)_n$ comme suit :

$$P = (f)_n b_e t \quad (2.2)$$

En appliquant les substitutions nécessaires, la contrainte critique de la plaque est donnée par :

$$P = \sqrt{4 \frac{\pi^2}{12(1-\nu^2)}} \sqrt{E(f)_n} t^2 \quad (2.3)$$

À la rupture, il est supposé que la plaque soit plastifiée alors $(f)_n$ est remplacée par f_y , en appliquant les substitutions nécessaires, la dérivation de von Karman de la résistance ultime devient :

$$P_u = C \sqrt{E f_y} t^2 \quad (2.4)$$

Les traitements modernes de cette formule soulignent la relation qui existe entre la contrainte critique de la plaque réelle f_{cr} et la contrainte f exercée sur la plaque, par conséquent, l'expression de la largeur effective est réécrite comme suit :

$$b_e = \sqrt{k \frac{\pi^2 D}{f t}} \quad \frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{f_{cr}}{f}} \quad (2.5)$$

Avec cette expression, la charge ultime est définie par :

$$P_u = \sqrt{\frac{f_{cr}}{f_y}} b t f_y \quad (2.6)$$

Ainsi, il est montré que la dérivation implique, non seulement la relation de proportionnalité souhaitée entre la charge ultime et $\sqrt{E f_y} t^2$, mais également un lien direct entre la contrainte critique et la charge ultime.

Cette dérivation est difficile à défendre pour des raisons analytiques. La technique est utilisée afin de tenir compte du régime post-critique, mais aucun calcul n'est effectué dans ce sens, excepté pour les charges critiques de flambement. L'hypothèse selon laquelle la partie centrale ne subit aucune contrainte est évidemment incorrecte. Cependant, les résultats expérimentaux et numériques ne justifient pas cette conclusion.

2.2.2 La correction empirique de Winter à von Karman

L'expression de la largeur effective de la section précédente a mis en avant l'idée que la charge ultime d'une tôle mince en acier est égale à $C \sqrt{E f_y} t^2$. En 1946, George Winter a fourni une expression pour le coefficient C , basée sur des données expérimentales (Winter, 1947).

$$C = 1.9 - 1.09 \sqrt{\frac{E}{f}} \left(\frac{t}{b}\right) \quad (2.7)$$

Pour une plaque simplement appuyée avec un coefficient de flambement de plaque de 4, l'expression de la largeur effective résultante à l'aide de ce nouveau (C) est :

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{f_{cr}}{f}} \left(1 - 0.22 \sqrt{1.88 \frac{f_{cr}}{f}} \right) \quad (2.8)$$

Si l'élanement est défini comme $\lambda = \sqrt{f/f_{cr}}$ et le facteur 1.88 sous la racine carrée est ignoré, alors l'expression moderne pour la largeur effective utilisée par l'AISI et d'autres règlements est définie par :

$$b_e = b(1 - 0.22/\lambda)/\lambda \quad (2.9)$$

Par ailleurs, la largeur effective d'une paroi mince comprimée, ayant une largeur w est présentée par la figure 2.3 et peut-être évaluée comme suit :

$$b_{eff} = \rho w \quad (2.10)$$

ρ est le facteur de réduction de la largeur effective d'un élément

Où

$$\rho = 1 \quad \text{Si} \quad \lambda \leq 0.673 \quad (2.11)$$

$$\rho = (1 - 0.22/\lambda)/\lambda \quad \text{Si} \quad \lambda > 0.673 \quad (2.12)$$

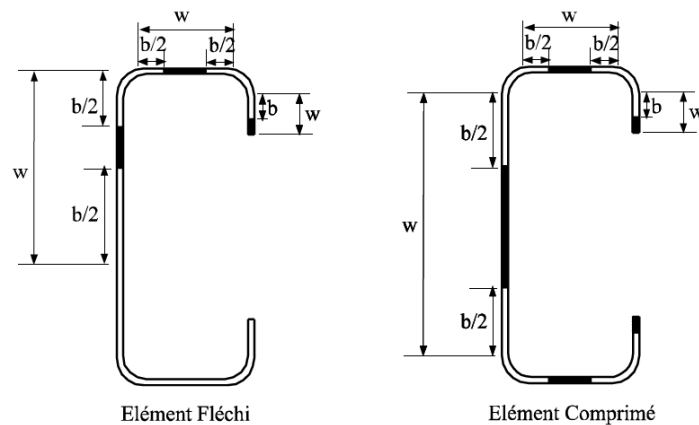


Figure 2.3 Largeurs efficaces d'une section C fléchi et comprimée

Cinquante ans plus tard, cette méthode trouve encore une utilisation intensive dans les spécifications de conception des structures en acier formées à froid.

2.3 La méthode de résistance directe (Direct Strength Method DSM)

Le développement de la méthode de résistance directe (DSM pour Direct Strength Method) découle principalement de l'avènement des sections avec formes complexes, ayant des raidisseurs de bords ou intermédiaires et de la présence du mode distorsionnel comme source potentielle de l'érosion de la résistance (Schafer, 2006). En effet, la prédiction du mode distorsionnel au moyen des méthodes de conception basées sur le concept de la largeur efficace (la méthodologie décrite dans l'EC3-1-3 (CEN, 2006a)), peut être perçue comme une tâche fastidieuse et peu efficace. Il est devenu donc évident qu'une approche plus rationnelle est nécessaire. La désignation « méthode de résistance directe » a été mentionnée pour la première fois dans le travail pionnier de Schafer et Pekoz (Schafer and Pekoz, 1998). Les travaux de recherche de ces chercheurs ont abouti à la codification de cette méthode pour la première fois dans le règlement nord-américain en 2004 (AISI-S100-04, 2004) et intégré presque simultanément dans la norme australo-néo-zélandaise (AS/NZS-4600, 2005). Quelques années plus tard, elle a également été adoptée au Brésil (ABNT, 2010). La DSM a fourni une approche unifiée à la conception des éléments en AFF, en compression pour les colonnes et en flexion pour les poutres, sujets au mode local, distorsionnel, global, et l'interaction de type (local-global).

Par ailleurs, la DSM peut être considérée comme un développement de l'approche des courbes de résistance pour le flambement global, car elle repose principalement sur l'hypothèse selon laquelle la résistance ultime d'un élément peut être prédite, en se basant uniquement sur les contraintes élastiques des modes purs de flambement et la limite d'élasticité de l'acier. Les contraintes du flambement élastique et la contrainte d'élasticité sont prises en compte dans de simples équations du type Winter qui fournissent une estimation directe de la résistance finale de l'élément au lieu de la section efficace. La DSM est basée sur la détermination précise de la contrainte critique associée à un mode de flambement particulier. Cela signifie que des outils informatiques permettant l'évaluation de ces contraintes peuvent sembler indispensables.

L'AISI S100 (AISI-S100-12, 2012) permet d'utiliser la DSM pour déterminer les capacités nominales axiales (P_n) et flexionnelles (M_n) de toutes les colonnes et poutres en AFF. Cependant, cette spécification établit une distinction entre les colonnes et les poutres préqualifiées et non préqualifiées, dans le sens où différents facteurs de sécurité Ω et de résistance Φ doivent être utilisés automatiquement. Pour les colonnes et les poutres, les formes de section transversale préqualifiées sont présentées dans la figure 2.4.

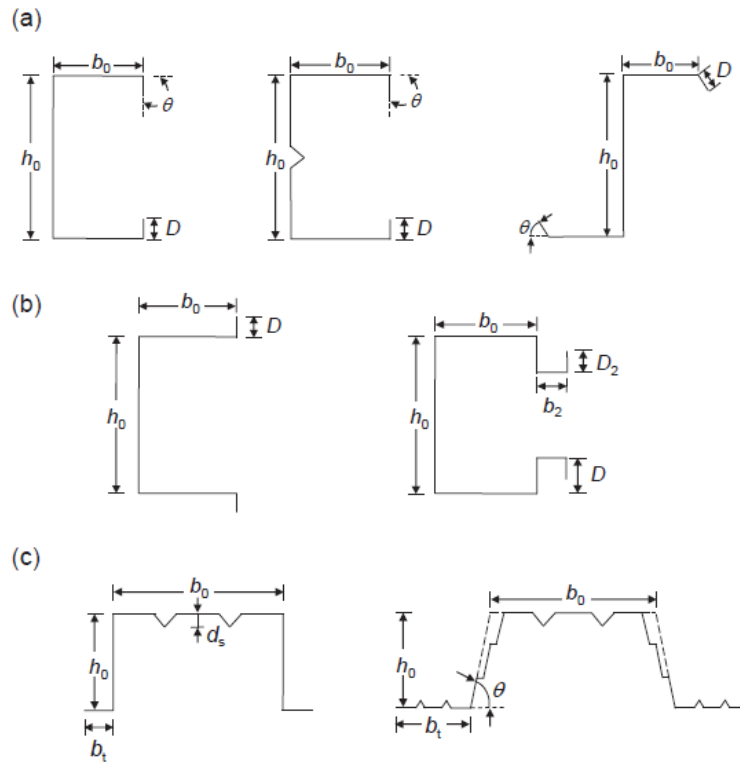


Figure 2.4 Formes de section transversale préqualifié : (a) colonnes et poutres ; (b) des colonnes ; et c) des poutres

2.3.1 Résistance à la compression des poteaux ou colonnes

Pour développer la DSM, Schafer (Schafer, 2002, Schafer, 2008) a rassemblé une banque de données assez volumineuse sur les charges de ruine expérimentales, pour des colonnes en AFF de différentes sections (C avec et sans raidisseur de l'âme, chapeaux (hats), zeds et racks). Ces colonnes sont sujettes au mode local, distorsionnel et global. Après la détermination analytique et/ou numérique (analyses par MBF) des charges critiques du flambement locales, distorsionnelles et globales de toutes les colonnes impliquées, il a sélectionné les courbes de résistance (expressions) à inclure dans la DSM.

$$\begin{cases} P_{nL} = P_y & \text{si } \lambda_L \leq 0.776 \\ P_{nL} = P_y \left(\frac{P_{crL}}{P_y} \right)^{0.4} \left[1 - 0.15 \left(\frac{P_{crL}}{P_y} \right)^{0.4} \right] & \text{si } \lambda_L > 0.776 \end{cases} \quad (2.13)$$

Où $\lambda_L = (P_y/P_{crL})^{0.5}$ est l'élancement local, P_y est la charge élastique, P_{crL} est la charge critique locale. Pour le mode distorsionnel la courbe de Kwon et Hancock (Kwon and Hancock, 1992) a été adoptée et présentée comme suit :

$$\begin{cases} P_{nD} = P_y & \text{si } \lambda_D \leq 0.561 \\ P_{nD} = P_y \left(\frac{P_{crD}}{P_y} \right)^{0.6} \left[1 - 0.25 \left(\frac{P_{crD}}{P_y} \right)^{0.6} \right] & \text{si } \lambda_D > 0.561 \end{cases} \quad (2.14)$$

Où $\lambda_D = (P_y/P_{crD})^{0.5}$ est l'élanement distorsionnel, P_{crD} est la charge critique distorsionnelle. Enfin, pour le mode global, la courbe figurant dans la spécification AISI 1996 (AISI, 1996) a été adoptée comme :

$$\begin{cases} P_{nG} = P_y 0.658 \lambda_G^2 & \text{si } \lambda_G \leq 1.5 \\ P_{nG} = P_y \frac{0.877}{\lambda_G^2} & \text{si } \lambda_G > 1.5 \end{cases} \quad (2.15)$$

Où $\lambda_G = (P_y/P_{crG})^{0.5}$ est l'élanement global, P_{crG} est la charge critique du mode global (flexionnel, torsionnel, flexionnel-torsionnel). En outre pour tenir compte de l'interaction éventuelle qui existe entre le mode local-global, Schafer a proposé de remplacer P_y et $\lambda_L = (P_y/P_{crL})^{0.5}$ par P_{nG} et $\lambda_L = (P_{nG}/P_{crL})^{0.5}$ dans l'équation (2.13).

$$\begin{cases} P_{nL} = P_{nG} & \text{si } \lambda_L \leq 0.776 \\ P_{nL} = P_{nG} \left(\frac{P_{crL}}{P_{nG}} \right)^{0.4} \left[1 - 0.15 \left(\frac{P_{crL}}{P_{nG}} \right)^{0.4} \right] & \text{si } \lambda_L > 0.776 \end{cases} \quad (2.16)$$

Ensuite, la valeur de la résistance axiale nominale de la colonne est évaluée comme suit :

$$P_n = \min (P_{nL}, P_{nD}, P_{nG}) \quad (2.17)$$

2.3.2 Résistance flexionnelle des poutres

La résistance flexionnelle nominale M_n doit être le minimum entre M_{nL} , M_{nD} , M_{nG} , qui sont déterminés comme suit :

$$\begin{cases} M_{nL} = M_y & \text{si } \lambda_L \leq 0.776 \\ M_{nL} = M_y \left(\frac{M_{crL}}{M_y} \right)^{0.4} \left[1 - 0.15 \left(\frac{M_{crL}}{M_y} \right)^{0.4} \right] & \text{si } \lambda_L > 0.776 \end{cases} \quad (2.18)$$

Où $\lambda_L = (M_y/M_{crL})^{0.5}$ est l'élanement local, M_y est le moment élastique ($M_y = S_f f_y$), S_f est le module élastique de la section. M_{crL} est le moment critique local.

$$\begin{cases} M_{nD} = M_y & \text{si } \lambda_D \leq 0.673 \\ M_{nD} = M_y \left(\frac{M_{crD}}{M_y} \right)^{0.5} \left[1 - 0.22 \left(\frac{M_{crD}}{M_y} \right)^{0.5} \right] & \text{si } \lambda_D > 0.673 \end{cases} \quad (2.19)$$

Où $\lambda_D = (M_y/M_{crD})^{0.5}$ est l'élanement distorsionnel, M_{crD} est le moment critique du flambement distorsionnel.

$$\begin{cases} M_{nG} = M_{crG} & \text{si } M_{crG} < 0.56 M_y \\ M_{nG} = \frac{10}{9} M_y \left(1 - \frac{10 M_y}{36 M_{crG}}\right) & \text{si } 2.78 M_y \geq M_{crG} \geq 0.56 M_y \\ M_{nG} = M_y & \text{si } M_{crG} > 2.78 M_y \end{cases} \quad (2.20)$$

Où M_{crG} est le moment critique du mode global (le flambement latéral-torsionnel).

En ce qui concerne l'interaction entre le mode global-local L-G, il convient de souligner qu'aucune approche expérimentale n'a été obtenue pour les poutres (contrairement aux colonnes). Cependant, Schafer a proposé l'adoption d'une procédure similaire à celle suivie pour les colonnes en remplaçant M_y et $\lambda_L = (M_y/M_{crL})^{0.5}$ par M_{nG} et $\lambda_L = (M_{nG}/M_{crL})^{0.5}$, menant à :

$$\begin{cases} M_{nL} = M_{nG} & \text{si } \lambda_L \leq 0.776 \\ M_{nL} = M_{nG} \left(\frac{M_{crL}}{M_{nG}}\right)^{0.4} \left[1 - 0.15 \left(\frac{M_{crL}}{M_{nG}}\right)^{0.4}\right] & \text{si } \lambda_L > 0.776 \end{cases} \quad (2.21)$$

L'observation des équations (2.18) - (2.19) - (2.20) montre clairement que le dimensionnement des poutres par la DSM ignore totalement la réserve de résistance inélastique, ceci a été le cas jusqu'à l'édition 2007 de la série AISI S100 (AISI-S100, 2007). Cependant, une investigation rapportée par Shifferaw et Schafer (Shifferaw and Schafer, 2012), basée principalement sur l'observation des résultats expérimentaux rapportée dans Yu et Schafer (Yu and Schafer, 2003, Yu and Schafer, 2006), a clairement montré que cette réserve de résistance était disponible et devrait donc être prise en compte. Ces conclusions ont été incorporées dans la dernière édition de l'AISI S100 (AISI-S100-12, 2012), en remplaçant les « plateaux plastiques » locaux, distorsionnels et globaux par des approximations linéaires dont les expressions diffèrent selon : (1) la nature du mode de flambement (local, distorsionnel, global), et (2) si la section a une première plastification en compression ou en traction. La figure 2.5 illustre les courbes de résistance locale et de distorsionnelle des poutres de la DSM actuellement codifiées, qui prennent en compte la réserve de résistance inélastique flexionnelle de la section transversale dans la plage de faible élanement.

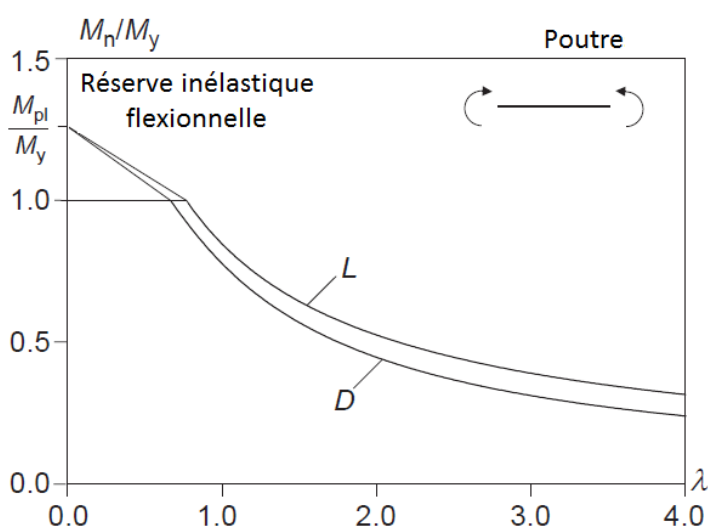


Figure 2.5 Courbe de résistance de la DSM actuellement codifiée (AISI-S100-12, 2012), incorporant la réserve de résistance de flexionnelle inélastique

2.3.3 Remarques

Par rapport à la méthode de la largeur efficace, l'atout principal dont dispose la méthode de la DSM consiste à ne pas diviser la section transversale et la considérer dans sa totalité. Par ailleurs, la DSM présente quatre avantages majeurs.

En effet, dans la DSM (1), les effets de l'interaction entre les parois de la section sont automatiquement pris en compte. (2) aucune classification de section transversale ni calcul de largeur effective n'est nécessaire. (3) elle permet une estimation de la résistance des éléments structuraux subissant le mode distorsionnel (le flambement distorsionnel est considéré comme un état limite séparé). (4) elle peut explicitement prendre en compte les interactions entre les modes de flambement.

Plus récemment, la deuxième génération codifiée des courbes de résistance de la DSM, incluse uniquement dans la version actuelle de la spécification nord-américaine (AISI-S100-12, 2012) et n'apparaissant encore dans aucun autre code. Elle traite (1) la résistance au cisaillement des poutres courtes à moyennement longues, (2) la résistance combinée cisaillement-flexion de ces mêmes poutres. Et (3) l'extension des courbes de résistance de la première génération de la DSM afin de couvrir les colonnes et les poutres avec des trous (perforés).

2.4 Définition des modes d'instabilité

Les sections en acier formées à froid peuvent être soumises à l'un des quatre types génériques de flambement, à savoir local, global, distorsionnel et le cisaillement. Les modes d'instabilité sectionnelle font référence au flambement local et distorsionnel. Ces

modes sont appelés « sectionnels » (Dubina et al., 2012) car ils affectent la forme et la résistance des sections transversales des éléments. Le flambement local d'un élément plat (par exemple une paroi d'une section en acier formée à froid) se manifeste par l'immobilisation des lignes d'intersection entre les plaques, en d'autres termes, les deux bords de la paroi restent droits dans la direction longitudinale, comme le montrent les figures 2.7a et 2.8a, ce mode est caractérisé par des demi-longueurs d'onde comparables à la largeur de l'élément.

L'évaluation de la contrainte critique élastique du mode local est fondée sur la théorie élastique linéaire du voilement des plaques dont l'équation fondamentale est :

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{N_x}{D} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (2.22)$$

Où w est la déformation de la plaque perpendiculairement à son plan, N_x est l'effort normal par unité de longueur, D la rigidité flexionnelle de la plaque $D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$

Supposant que la déformation de la plaque est sous forme de sinusoïde où l'équation s'écrit comme :

$$w(x, y) = a_{mn} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \quad (2.23)$$

Avec m le nombre de demi-ondes dans la direction x et n le nombre de demi-ondes dans la direction y . Notons que cette solution est valable uniquement dans le cas des conditions aux limites simplement appuyées.

En substituant l'expression de la flèche $w(x, y)$ dans l'équation fondamentale (2.22), la charge critique du voilement élastique s'obtient ainsi :

$$N_x = \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{n^2}{b^2} \right)^2 \frac{\pi^2 a^2 D}{m^2} \quad (2.24)$$

N_x Représente l'effort qui engendre un voilement de la plaque. Supposons le cas d'une plaque rectangulaire ($a \cdot b$), afin de promouvoir l'apparition du voilement dans le sens x on prend $n=1$ et $\alpha = a/b$ comme :

$$N_{cr,b} = \left(\frac{m}{\alpha} + \frac{\alpha}{m} \right)^2 \frac{\pi^2 Et}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (2.25)$$

$$\sigma_{cr,b} = \frac{N_{cr,b}}{t} = \left(\frac{m}{\alpha} + \frac{\alpha}{m} \right)^2 \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (2.26)$$

$$\sigma_{cr,b} = k \sigma_E \quad (2.27)$$

Avec $k = \left(\frac{m}{\alpha} + \frac{\alpha}{m}\right)^2$ est le coefficient de voilement de la plaque, $\sigma_E = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$ est la contrainte critique d'Euler.

Le coefficient de voilement k, exprime la variation de la contrainte critique avec le rapport a/b. Ces valeurs sont présentées par la figure 2.6 et dépendent des conditions aux limites et du type de sollicitation.

	Compression	4		Cisaillement	5.34
	Compression	6.97		Cisaillement	8.98
	Compression	0.425		Flexion	23.9
	Compression	1.277		flexion	41.8
	Compression	5.42			

Figure 2.6 Les valeurs du coefficient de voilement K

Le flambement distorsionnel des sections à parois minces implique principalement la rotation de l'ensemble raidisseur/semelle autour de la jonction âme/semelle, comme illustré à la figure 2.7 (b et c). Le flambement distorsionnel est également appelé le flambement du raidisseur ou le flambement local-torsionnel. Cependant, ce mode se produit à une longueur de demi-onde, qui est généralement plus grande que la longueur de demi-onde du flambement local.

Pour les éléments comportant des parois avec des raidisseurs intermédiaires, le flambement distorsionnel est caractérisé par le déplacement du raidisseur intermédiaire perpendiculairement au plan de l'élément (voir figure 2.8 b). L'instabilité de l'âme implique une courbure flexionnelle transversale (Schafer and Peköz, 1999). Par conséquent, ce type de flambement peut survenir en raison des raidisseurs de bord inefficaces.

Le flambement local est un phénomène qui caractérise le comportement des plaques minces et est résolu en conséquence par la théorie des plaques minces. Le flambement distorsionnel est traité soit comme un flambement critique élastique d'une longue barre (l'ensemble semelle/raidisseur) sur un appui élastique (voir (CEN, 2006a)), soit comme un flambement latéral-torsionnel de la combinaison raidisseur/semelle, appuyé élastiquement sur l'âme (Schafer and Peköz, 1999).

Par ailleurs, le mode local et le mode distorsionnel peuvent interagir avec les modes de flambement globaux (par exemple, les modes flexionnels ou flexionnels-torsionnels). Ces types d'interactions sont classés soit comme « forts » ou « modérés » et, en raison

d'imperfections, ils se caractérisent par une érosion importante de la charge critique théorique de bifurcation (Dubina, 1996).

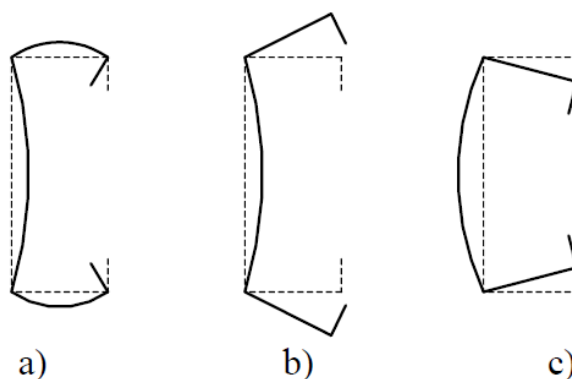


Figure 2.7 Flambement local et distorsionnel d'une section en C en compression : a) Mode local ; b) et c) modes distorsionnels

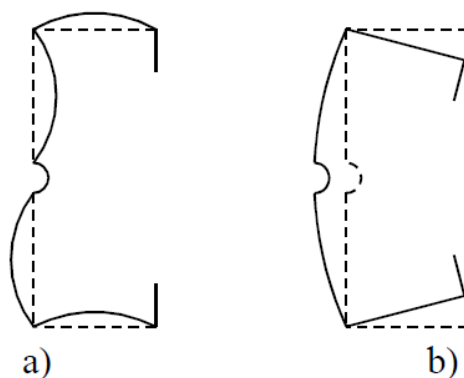


Figure 2.8 Flambement local et distorsionnel d'une section en C avec raidisseur intermédiaire au niveau de l'âme : a) mode de flambement local ; b) mode de flambement distorsionnel

D'autre part, le terme « flambement global » englobe le flambement d'Euler des colonnes ou le mode flexionnel, le mode flexionnel-torsionnel et le flambement latéral-torsionnel des poutres (figure 2.9). Il est souvent dénommé le mode de flambement du « corps rigide » car après l'instabilité toute la section se déplace comme un corps rigide, sans aucune distorsion de la section transversale. Ce mode est engendré à la plus longue longueur de demi-onde de flambement.

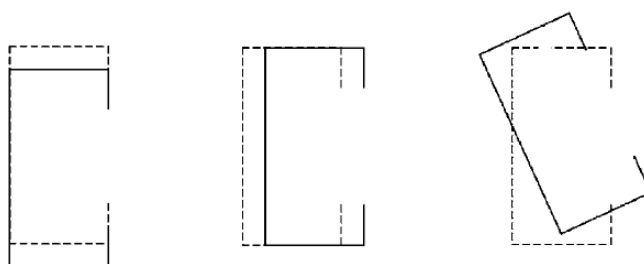


Figure 2.9 les formes du flambement global d'une section en C

2.5 Calcul des contraintes critiques des instabilités de base selon les standards de conception des profilés formés à froid

2.5.1 Présentation des normes de conception des structures à parois minces

Les recherches approfondies et les développements théoriques ont conduit à des spécifications de conception nationales pour les profilés et les structures en acier formés à froid dans de nombreux pays. Un résumé des principales spécifications de conception utilisées dans ce travail est présenté ci-après.

a Spécification nord-américaine de l'acier formé à froid, édition 2007 (AISI-S100, 2007)

La première édition de la spécification nord-américaine unifiée NAS/AISI a été préparée et publiée en 2001 (AISI, 2001), avec des commentaires. Elle est applicable aux États-Unis, au Canada et au Mexique pour la conception des éléments structuraux en acier formés à froid. Étant donné que la spécification est destinée à être utilisée au Canada, au Mexique et aux États-Unis, il était nécessaire de développer un format qui assure le respect des exigences uniques dans chaque pays. Cela a abouti à un format contenant un document de base où les chapitres de A à G, sont destinés à être utilisés dans les trois pays et trois annexes spécifiques à chaque pays : Annexe A : États-Unis, Annexe B : Canada et Annexe C : Mexique.

Trois méthodes de conception sont admises : ASD méthode de résistance admissible, LRFD méthode de facteur de charge et de résistance et la conception aux états limites : LSD. L'utilisation de ASD et de LRFD est limitée aux États-Unis et au Mexique ; tandis que la méthode LSD n'est consacrée qu'au Canada. Schafer (Schafer, 2006) a mis au point une nouvelle méthode de conception des profilés en acier formés à froid, adoptée en 2004 en tant qu'annexe 1 de la spécification nord-américaine (AISI-S100-04, 2004).

Après la publication des dernières tendances des constructions en acier formées à froid, les éditions 2007 (AISI-S100, 2007), des numéros supplémentaires 1 et 2 ont été publiés ultérieurement en 2009 et 2010, respectivement. Une synthèse sur les suppléments a été publiée par (Chen et al., 2010). Par conséquent les modifications techniques apportées ont d'ailleurs donné naissance à l'édition 2012 (AISI-S100-12, 2012).

L'édition 2016 a adopté des mises à jour de contenu. AISI S100-16 a intégré un système d'analyse de second ordre pour la stabilité des systèmes structurels. La méthode de la résistance directe est déplacée à partir d'une annexe vers le corps principal de la spécification et apparaît de manière parallèle à la méthode de la largeur effective. Cela permet aux ingénieurs de choisir la méthode qui convient le mieux à leur conception et leur permet d'entrer dans un nouveau domaine de dimensionnement ouvert par la méthode de la résistance directe.

b Norme australienne / néo-zélandaise - AS / NZS 4600, édition 2005 (AS/NZS-4600, 2005)

La norme australienne/néo-zélandaise est très similaire à la spécification AISI puisque les sections 1 à 5 correspondent aux sections A à E de la spécification AISI. Cependant, (AS/NZS-4600, 2005) autorise uniquement la conception par la méthode des états limites (LSD), et non par la méthode des contraintes admissibles (ASD). De plus, en raison de l'utilisation de l'acier à haute résistance, des dispositions supplémentaires ont été incluses pour le flambement distorsionnel. D'autre part, La méthode de résistance directe DSM a été incluse dans l'édition 2005 de la norme australo néo-zélandaise relative aux structures en acier formées à froid (AS/NZS-4600, 2005).

c Eurocode 3 - Calcul des structures en acier, Partie 1.3 - Règles générales, Règles supplémentaires pour les pièces et les tôles minces formées à froid

L'EN1993-1-3 (CEN, 2006a) représente le code européen unifié pour la conception des structures en acier formées à froid et contient des dispositions spécifiques pour les applications structurelles utilisant des produits en acier formés à froid en tôles et bandes minces laminées à chaud ou à froid, revêtues ou non revêtues. Il est destiné à être utilisé pour la conception de bâtiments ou d'ouvrages de génie civil conjointement avec les normes EN1993-1-1 (CEN, 2005a) et EN1993-1-5 (CEN, 2006b). La norme EN 1993-1-3 autorise uniquement la conception par la méthode des états limites (LSD). Les dispositions du code sont limitées à une épaisseur d'acier comprise entre 1,0 et 8,0 mm pour les éléments en acier et entre 0,5 et 4,0 mm pour les tôles. Un matériau plus épais peut également être utilisé à condition que la capacité portante soit déterminée par des procédures expérimentales.

Les dispositions de conception des membres dans EN1993-1-3 (CEN, 2006a) ne sont pas différentes de la spécification AISI, même si les notations et le format des formules sont différentes, mais incluent généralement des dispositions de conception plus avancées. Dans certaines clauses, comme celles relatives aux éléments plans en compression et aux raidisseurs de bord ou intermédiaires, les dispositions de la norme EN 1993-1-3 (CEN, 2006a) sont considérablement plus complexes. En outre, par rapport aux codes de calcul (AISI-S100, 2007) et (AS/NZS-4600, 2005), la conception par rapport au flambement distorsionnel est moins explicitement présentée dans ce code.

Dans ce qui suit, nous allons aborder les méthodes réglementaires de calcul des contraintes critiques des modes purs de flambement, retenues par les règlements de calcul des profilés à parois minces en AFF, définis en amont.

Il paraît judicieux, en l'occurrence, de préciser que les dispositions de calcul relatives au règlement Australien néo-zélandais ne sont pas abordées dans la section suivante, car les méthodes de calcul des contraintes critiques des modes purs établies par ce code sont similaires à celles retenues par le code Américain.

2.5.2 La contrainte critique élastique du mode local

Afin d'évaluer la contrainte critique élastique du mode local, deux solutions manuelles sont à disposition (Schafer, 2002) :

La méthode élémentaire : une approche simple, caractérisée par un usage étendu. Cette approche est la solution classique pour le voilement d'une plaque isolée, par exemple pour une section en C ou en Z, avec une âme de profondeur h , une largeur de semelle b et une longueur de raidisseur c , la contrainte critique du voilement est exprimée comme suit :

$$(\sigma_{cr})_{\text{âme}} = k \frac{\pi^2 E}{12.(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{h}\right)^2 \text{ Avec } k = 4 \quad (2.28)$$

$$(\sigma_{cr})_{\text{semelle}} = k \frac{\pi^2 E}{12.(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \text{ Avec } k = 4 \quad (2.29)$$

$$(\sigma_{cr})_{\text{raidisseur}} = k \frac{\pi^2 E}{12.(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{c}\right)^2 \text{ Avec } k = 0.43 \quad (2.30)$$

Pour l'approche élémentaire, le flambement local d'un élément structurel, peut être approché en prenant le minimum des équations (2.28), (2.29), (2.30).

La méthode semi-empirique qui tient compte de l'interaction entre les parois, la conception du mode local par cette méthode est plus rationnelle, cependant, cette approche est caractérisée par un champ d'application limité. Les expressions du coefficient de voilement k sont déterminées à la fois pour âme/semelle et pour semelle/raidisseur par des solutions empiriques calibrées par les résultats d'analyse par bandes finies. Les expressions du coefficient de voilement qui tient compte de l'interaction sont :

$$k_{\text{semelle/raidisseur}} = -11.07 \left(\frac{c}{b}\right)^2 + 3.95 \left(\frac{c}{b}\right) + 4 \quad \text{Pour } c/b < 0.6 \quad (2.31)$$

$$k_{\text{semelle/âme}} = 4 \left(\frac{b}{h}\right)^2 \left[2 - \left(\frac{b}{h}\right)^{0.4}\right] \quad \text{Si } \frac{h}{b} \geq 1 \quad (2.32)$$

$$k_{\text{semelle/âme}} = 4 \left[2 - \left(\frac{b}{h}\right)^{0.2}\right] \quad \text{Si } \frac{h}{b} < 1 \quad (2.33)$$

La contrainte critique locale de l'élément en entier est le minimum de l'équation (2.31), et l'équation appropriée entre (2.32) et (2.33), et on substitue par la suite dans l'équation (2.29).

La charge critique locale pour les poteaux est donnée par l'expression ci-dessous :

$$P_{crl} = A_g \sigma_{crl} \tag{2.34}$$

Le moment critique du mode local pour les poutres est donné par :

$$M_{crl} = S_g \sigma_{crl} \tag{2.35}$$

Avec A_g l'aire de la section transversale, S_g le module de section par rapport à la fibre extrême comprimée, et σ_{crl} est la contrainte critique de voilement, calculée par l'expression suivante :

$$\sigma_{crl} = k \cdot \frac{\pi^2 E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 \tag{2.36}$$

Où E est le module de Young, ν est le coefficient de Poisson, t est l'épaisseur de l'élément plan, w est la largeur de la paroi et k le coefficient de voilement qui dépend des conditions aux limites et du chargement appliqué.

Il est bien évident, que les méthodes analytiques du mode local reposent principalement sur la détermination du coefficient de voilement k . Le tableau 2.1 définit les valeurs de ce coefficient pour des éléments plans raidis, ces valeurs sont données par la norme européenne et la norme américaine.

a Pour un élément plan raidi

Tableau 2.1: Les valeurs du coefficient de voilement

L'AISI	L'Eurocode
$k = 4 + 2(1 - \psi)^3 + 2(1 - \psi)$	$k = \frac{8.2}{1.05 + \psi}$ Si $0 > \psi > 1$ $k = 7.81 - 6.29\psi + 9.78\psi^2$ Si $0 > \psi > 1$

Avec $\psi = \sigma_2 / \sigma_1$ où σ_1 et σ_2 sont les contraintes aux bords de la paroi.

Le tableau ci-dessous résume les valeurs du coefficient de voilement pour le cas d'une paroi raidie soumise à un effort de compression pure et le cas d'un effort de flexion pure, les deux codes (EC3 et AISI) attribuent les mêmes valeurs soient :

Tableau 2.2:Les valeurs du coefficient de voilement

La compression pure	La flexion pure
$\sigma_1 = \sigma_2$	$\sigma_1 = -\sigma_2$
$\psi = 1$	$\psi = -1$
$k = 4$	$k = 24$

b Pour un élément plan non raidi

Pour les éléments non raidis l'Eurocode et l'AISI utilisent les mêmes expressions. Le coefficient de voilement est donné par :

- Dans le cas d'un élément plan non raidi, uniformément comprimé.
 $k = 0.425$
- Dans le cas d'une paroi non raidie comprimée et soumise à un gradient de contraintes
 $0 < \psi < 1$

✓ Pour le cas où la contrainte est décroissante vers le bord libre :

$$k = \frac{0.578}{\psi + 0.34} \quad (2.37)$$

✓ Le cas où la contrainte est croissante vers le bord libre :

$$k = 0.57 - 0.21\psi + 0.07\psi^2 \quad (2.38)$$

- Le cas d'une paroi avec le premier bord en compression σ_1 et le deuxième bord en traction σ_2 :

✓ Si le bord libre est comprimé :

$$k = 0.57 + 0.21\psi + 0.07\psi^2 \quad (2.39)$$

✓ Si le bord appuyé est comprimé :

$$k = 1.70 + 5\psi + 17.1\psi^2 \quad (2.40)$$

2.5.3 La contrainte critique élastique du mode distorsionnel

2.5.3.1 L'approche de l'AISI

La charge critique élastique du mode distorsionnel est donnée par l'expression suivante :

$$P_{crd} = A_g \sigma_{crd} \quad (2.41)$$

Le moment critique élastique distorsionnel est défini par :

$$M_{crd} = S_f \sigma_{crd} \quad (2.42)$$

Où A_g est l'aire brute de la section transversale, S_f est le module élastique de section, et σ_{crd} est la contrainte critique élastique distorsionnelle.

La contrainte critique élastique distorsionnelle peut-être définie différemment par des expressions établies à chaque fois en fonction de la forme de la section transversale et le type chargement appliqué.

a Recommandations simplifiées pour les sections en C et en Z avec raidisseurs simples.

Pour le calcul de la contrainte critique distorsionnelle des sections en C et en Z les limites géométriques suivantes doivent être appliquées :

$$50 \leq h_0/t \leq 200$$

$$25 \leq b_0/t \leq 100$$

$$6.25 < D/t \leq 50$$

$$45^\circ \leq \theta < 90^\circ$$

$$2 \leq h_0/b_0 \leq 8$$

$$0.04 \leq D \sin \theta / b_0 \leq 0.5$$

Où h_0 , b_0 , D et θ sont les dimensions définies sur la figure 2.10.

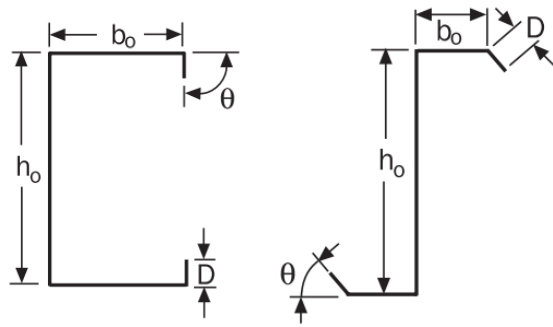


Figure 2.10 Les différentes grandeurs géométriques

La contrainte distorsionnelle dans le cas de la compression simple et de la flexion simple pour les profilés de sections en C, en Z et qui vérifient les limitations géométriques ci-dessus, peut être obtenue à partir des équations suivantes :

➤ Si le profilé est comprimé

$$\sigma_{crd} = \alpha k_d \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_0}\right)^2 \quad (2.43)$$

Avec

$$k_d = 0.05 \leq 0.1 \left(\frac{b_0 D \sin \theta}{h_0 t}\right)^{1.4} \leq 8 \quad (2.44)$$

Et

$$\alpha = \begin{cases} 1 & \text{pour } L_m \geq L_{cr} \\ (L_m/L_{cr})^{\ln(L_m/L_{cr})} & \text{pour } L_m < L_{cr} \end{cases} \quad (2.45)$$

Où

$$L_{cr} = 1.2 h_0 \left(\frac{b_0 D \sin \theta}{h_0 t}\right)^{0.6} \leq 10 h_0 \quad (2.46)$$

L_m est la distance entre les raidisseurs qui empêchent le flambement distorsionnel.

➤ Si le profilé est soumis à la flexion

$$\sigma_{crd} = \beta k_d \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_0}\right)^2 \quad \text{Avec } k_d = 0.5 \leq 0.6 \left(\frac{b_0 D \sin \theta}{h_0 t}\right)^{0.7} \leq 8 \quad (2.47)$$

Et

$$\beta = 1 \leq 1 + 0.4 \left(\frac{L}{L_m} \right)^{0.7} \left(1 - \frac{M_1}{M_2} \right)^{0.7} \leq 1.3 \quad (2.48)$$

Où

$$L = \min(L_{cr}; L_m) \quad L_{cr} = 1.2h_0 \left(\frac{b_0 D \sin \theta}{h_0 t} \right)^{0.6} \leq 10h_0 \quad (2.49)$$

b Cas de sections en C et en Z ou toute autre section ouverte ayant des semelles égales où les raidisseurs sont simples ou complexes

➤ La contrainte critique distorsionnelle dans le cas de la compression est donnée par l'expression suivante :

$$\sigma_{crd} = \frac{k_{\phi fe} + k_{\phi we} + k_{\phi}}{k_{\phi fg} + k_{\phi wg}} \quad (2.50)$$

$k_{\phi fe}$ est la rigidité de rotation élastique fournie par la semelle à la jonction âme/semelle et est donnée par :

$$k_{\phi fe} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^4 \left(EI_{xf} (x_0 - h_x)^2 + EC_{wf} - E \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) + \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 GJ_f \quad (2.51)$$

$k_{\phi we}$ est la rigidité élastique de rotation fournie par l'âme à la jonction âme/semelle et se calcule par l'expression ci-dessous

$$k_{\phi we} = \frac{Et^3}{6h_0(1-\nu^2)} \quad (2.52)$$

k_{ϕ} est la rigidité de rotation à la jonction âme/semelle (0 si la semelle n'est pas rigidifiée). Si les rigidités apportées aux deux semelles sont différentes, la plus petite des deux est utilisée.

$k_{\phi fg}$ est la rigidité géométrique de rotation exigée par la semelle à la jonction âme/semelle et est donné par

$$k_{\phi fg} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \left[A_f \left((x_0 - h_x)^2 \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right)^2 - 2y_0 (x_0 - h_x) \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right) + h_x^2 + y_0^2 \right) + I_{xf} + I_{yf} \right] \quad (2.53)$$

$k_{\phi wg}$ est la rigidité géométrique de rotation exigée par l'âme à la jonction âme/semelle et est calculée par la formule ci-dessous

$$k_{\phi wg} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \frac{th_0^3}{60} \quad (2.54)$$

$$L = \min(L_{cr}; L_m) \quad (2.55)$$

$$L_{cr} = \left(\frac{6\pi^4 h_0 (1-\nu^2)}{t^3} \left(I_{xf} (x_0 - h_x)^2 + C_{wf} - \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) \right)^{1/4} \quad (2.56)$$

➤ La contrainte critique élastique distorsionnelle dans le cas de la flexion est donnée comme suit :

$$\sigma_{crd} = \beta \frac{k_{\phi fe} + k_{\phi we} + k_{\phi}}{k_{\phi fg} + k_{\phi wg}} \quad (2.57)$$

β est une valeur qui prend en compte le gradient de moments, ce coefficient peut prendre de façon conservatrice la valeur 1. Il est en général donné par l'équation (2.48).

$$L_{cr} = \left(\frac{4\pi^4 h_0 (1-\nu^2)}{t^3} \left(I_{xf} (x_0 - h_x)^2 + C_{wf} - \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) + \frac{\pi^4 h_0^4}{720} \right)^{1/4} \quad (2.58)$$

$$k_{\phi fe} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^4 \left(EI_{xf} (x_0 - h_x)^2 + EC_{wf} - E \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) + \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 GJ_f \quad (2.59)$$

$$k_{\phi fg} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \left[A_f \left((x_0 - h_x)^2 \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right)^2 - 2y_0 (x_0 - h_x) \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right) + h_x^2 + y_0^2 \right) + I_{xf} + I_{yf} \right] \quad (2.60)$$

$$\tilde{k}_{\phi we} = \frac{Et^3}{12h(1-\nu^2)} \left(\frac{3}{h_0} + \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \frac{19h_0}{60} + \left(\frac{\pi}{L} \right)^4 \frac{h_0^3}{240} \right) \quad (2.61)$$

$$\tilde{k}_{\phi wg} = \frac{h_0 t \pi^2}{13440} \left(\frac{(45360(1-\xi_{ame}) + 62160) \left(\frac{L}{h_0} \right)^2 + 448\pi^2 + \left(\frac{h_0}{L} \right)^2 (53 + 3(1-\xi_{ame}))\pi^4}{\pi^4 + 28\pi^2 \left(\frac{L}{h_0} \right)^2 + 420 \left(\frac{L}{h_0} \right)^4} \right) \quad (2.62)$$

$$\text{Le gradient de contrainte dans l'âme est } \xi_{\hat{a}me} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_2} \quad (2.63)$$

σ_1, σ_2 sont les contraintes au niveau des extrémités opposées de l'âme. $\sigma_1 > \sigma_2$ la compression est positive, la traction est négative et les contraintes sont calculées sur la base de la section brute

Avec

I_{xf} est le moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe x.

I_{yf} est le moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe y.

I_{xyf} est le produit d'inertie de la semelle.

h_x est la distance x entre le centre de gravité et le centre de cisailment de la semelle.

x_0 est la distance x entre la jonction âme/semelle et le centre de gravité de la semelle.

C_{wf} est la constante de gauchissement de la semelle.

2.5.3.2 L'approche de l'Eurocode

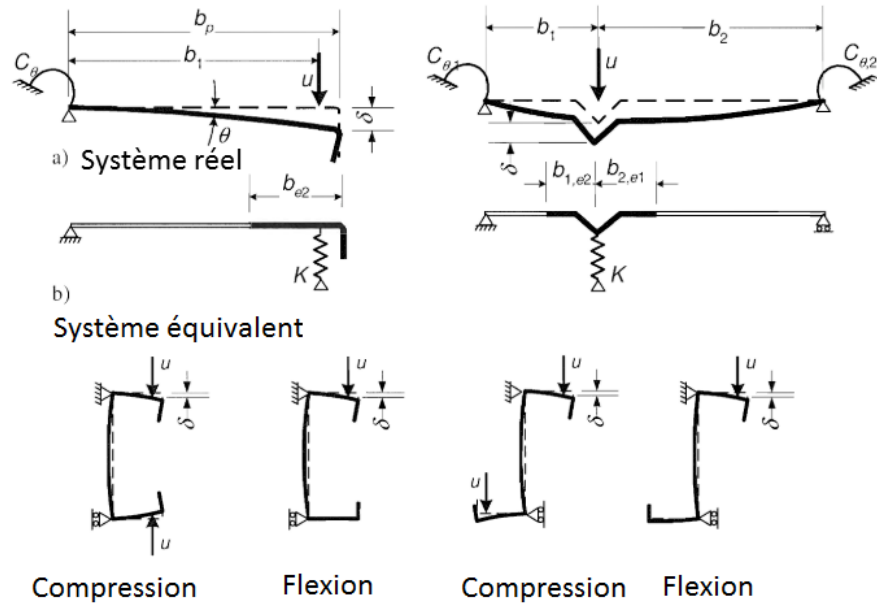


Figure 2.11 Détermination de la rigidité du ressort

La rigidité k du ressort associée à un raidisseur est déterminée par l'application d'une charge unitaire u par unité de longueur (voir la figure 2.11). Elle est donnée sous la forme suivante

$$k = u/\delta \tag{2.64}$$

Avec

δ est la flèche du raidisseur sous l'effet de la charge unitaire u agissant au centre de gravité de la section efficace.

La contrainte critique élastique distorsionnelle peut être obtenue à partir d'une analyse numérique de flambement élastique.

a Parois munies de raidisseurs de bord

La contrainte critique du mode distorsionnel dans ce cas est donnée par :

$$\sigma_{cr} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} \quad (2.65)$$

K est la rigidité du ressort par unité de longueur calculée par l'équation (2.64), et dont la flèche δ égale à

$$\delta = \theta \cdot b_p + \frac{u \cdot b_p^3}{3} \cdot \frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{E \cdot t^3} \quad (2.66)$$

Avec $\theta = \frac{u b_p}{c_\theta} I_s$ (2.67)

I_s est le moment d'inertie de la section efficace du raidisseur et A_s est la section efficace du raidisseur montrée par la figure 2.12, et calculée en suivant les étapes détaillées dans l'Eurocode 3

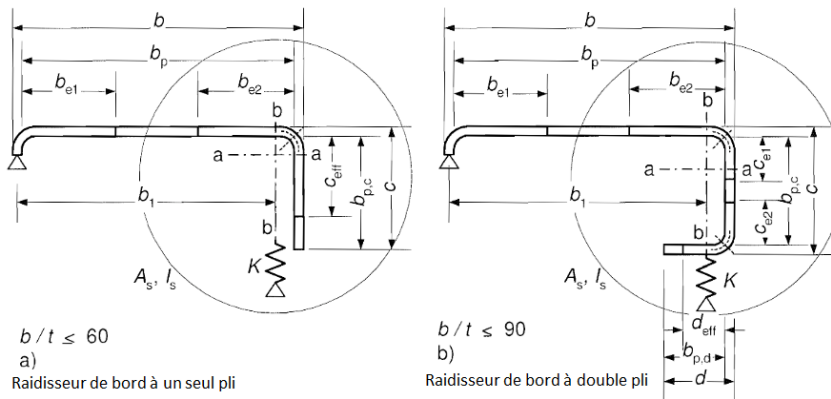


Figure 2.12 Largeur efficace des raidisseurs de bord

Dans le cas des raidisseurs de bord des profilés en C et en Z, la rigidité de ressort K_1 pour la semelle 1 (figure 2.13) est donnée par l'expression suivante :

$$K_1 = \frac{E \cdot t^3}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2 \cdot h_w + b_1^3 + 0.5 \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot h_w \cdot k_f} \quad (2.68)$$

b_1 est la distance entre la jonction âme/semelle et le centre de gravité de l'aire efficace du raidisseur de bord de la semelle 1.

b_2 est la distance entre la jonction âme/semelle et le centre de gravité de l'aire efficace du raidisseur de bord de la semelle 2.

h_w est la hauteur de l'âme,

$k_f = 0$ Si la semelle inférieure est en traction (par exemple pour une poutre en flexion autour de l'axe y-y).

$k_f = A_{s2}/A_{s1}$ Si la semelle inférieure est en compression (par exemple pour un élément en compression axiale).

$k_f = 1$ Pour une section symétrique en compression.

A_{s1} et A_{s2} sont les aires efficaces du raidisseur de bord des semelles 1 et 2 respectivement.

b Parois munies de raidisseurs intermédiaires

La contrainte critique distorsionnelle est également donnée par l'équation (2.65). La rigidité des ressorts en rotation $C_{\theta 1}$ et $C_{\theta 2}$ est prise égale à zéro, et la flèche δ sera comme suit

$$\delta = \frac{ub_1^2 b_2^2}{3(b_1+b_2)} \frac{12(1-\nu)}{Et^3} \quad (2.69)$$

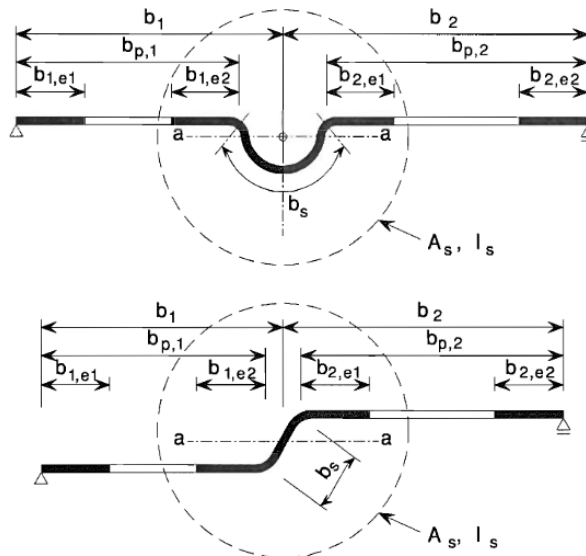


Figure 2.13 Largeurs efficaces des sections avec raidisseurs intermédiaires

2.5.4 La contrainte critique élastique du mode global (le mode d'Euler)

2.5.4.1 L'approche de l'AIISI

La contrainte critique pour des sections sujettes au flambement flexionnel, non soumises à un flambement par torsion ou par flexion-torsion est donnée par la formule d'Euler

$$\sigma_{cre} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{kL}{r}\right)^2} \quad (2.70)$$

Où k est le coefficient de flambement, L la longueur du profilé non raidie latéralement et r est le rayon de giration.

Pour des sections doublement symétriques ou mono-symétriques soumises à un flambement par torsion ou par flexion-torsion, la contrainte critique est la mineure des valeurs calculées par l'équation (2.70) et l'équation ci-dessous :

$$\sigma_{cre} = \frac{1}{2\beta} \left[(\sigma_{ex} + \sigma_t) - \sqrt{(\sigma_{ex} + \sigma_t)^2 - 4\beta\sigma_{ex}\sigma_t} \right] \quad (2.71)$$

$$\text{Avec} \quad \beta = 1 - \left(\frac{x_0}{r_0}\right)^2 \quad \sigma_t = \frac{1}{Ar_0^2} \left[GJ + \frac{\pi^2 EC_w}{(K_t L_t)^2} \right] \quad (2.72)$$

Où G est le module de cisaillement, J est la constante de Saint Venant de torsion, C_w est la constante de gauchissement, A est l'aire brute et r_0 est le rayon de giration polaire donné par l'expression suivante :

$$r_0 = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_0^2} \quad (2.73)$$

r_x et r_y sont les rayons de giration de la section transversale autour des axes principaux, x_0 est la distance du centre de cisaillement au centre de gravité le long de l'axe principal x , prise négative. L'axe x est l'axe de symétrie de la section.

$$\sigma_{ex} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{K_x L_x}{r_x}\right)^2} \quad (2.74)$$

K_x est le facteur de la longueur effective de flexion autour de l'axe x , et L_x est la longueur du profilé entre les entretoises pour une flexion autour de l'axe des x .

- Pour des sections doublement symétriques soumises au flambement torsionnel, la contrainte critique σ_{cre} est la mineure des valeurs de σ_{cre} de l'équation (2.70) et $\sigma_{cre} = \sigma_t$ où σ_t de l'équation (2.72).
- Pour des sections à un point de symétrie, la contrainte critique σ_{cre} est la plus petite des valeurs de σ_{cre} de l'équation (2.70) en utilisant l'axe principal mineur, et de $\sigma_{cre} = \sigma_t$ où σ_t est donnée par l'équation (2.72).
- Pour des sections qui n'ont pas de symétrie, soit autour d'un axe soit autour d'un point, la contrainte critique doit être déterminée par une analyse rationnelle.

Dans le cas de déversement des profilés de sections transversales ouvertes par flexion autour de l'axe de symétrie, la contrainte critique est donnée par :

$$\sigma_{cre} = \frac{C_b r_0 A}{S_f} \sqrt{\sigma_{ey} \sigma_t} \quad (2.75)$$

Si alors la section a un point de symétrie, la contrainte est calculée par :

$$\sigma_{cre} = \frac{C_b r_0 A}{2S_f} \sqrt{\sigma_{ey} \sigma_t} \quad (2.76)$$

Où :

$$C_b = \frac{12.5M_{max}}{2.5M_{max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} \quad (2.77)$$

Avec M_{max} est le moment maximum dans les entretoises, M_A est la valeur du moment au point situé au quart du segment entre les entretoises, M_B est la valeur au milieu et M_C aux trois-quarts. r_0 est le rayon de giration polaire donné par l'équation (2.73), A est l'aire de la section transversale non réduite, S_f est le module de section élastique de la section non réduite par rapport à la fibre extrême comprimée.

$$\sigma_{ey} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{K_y L_y}{r_y}\right)^2} \quad (2.78)$$

K_y est le facteur de la longueur effective de flexion autour de l'axe y , et L_y la longueur du profilé entre les entretoises pour une flexion autour de l'axe des y .

Pour les sections, à un seul axe de symétrie, fléchies autour de l'axe central perpendiculaire à l'axe de symétrie la contrainte critique est :

$$\sigma_{cre} = \frac{C_s A \sigma_{ex}}{C_{TF} S_f} \left[j + C_s \sqrt{j^2 + r_0^2 \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_{ex}}\right)} \right] \quad (2.79)$$

$$j = \frac{1}{2I_y} [\int x^3 dA + \int xy^2 dA] - x_0 \quad (2.80)$$

C_s prend la valeur de 1 pour un moment provoquant une compression sur le côté du centre de cisaillement et -1 pour un moment provoquant une traction. σ_{ex} est donnée par l'équation (2.74) et σ_t est donnée par l'équation (2.72).

$$C_{TF} = 0.6 - 0.4 \left(\frac{M_1}{M_2}\right) \quad (2.81)$$

M_1 et M_2 sont le plus petit et le plus grand moment de flexion respectivement aux extrémités de la longueur entre les entretoises dans le plan de flexion. $C_{TF} = 1$ lorsque le moment de flexion est plus grand que celui aux deux extrémités de cette longueur.

- ✓ La contrainte critique élastique pour les sections doublement symétriques en I et les sections mono symétriques en C est donnée par l'expression ci-dessous :

$$\sigma_{cre} = \frac{C_b \pi^2 E d I_{yc}}{S_f (K_y L_y)^2} \quad (2.82)$$

- ✓ La contrainte critique élastique pour les profilés de sections transversales en Z avec un point de symétrie est définie par l'équation qui suit

$$\sigma_{cre} = \frac{C_b \pi^2 E d I_{yc}}{2 S_f (K_y L_y)^2} \quad (2.83)$$

Où d est la profondeur de la section et I_{yc} est le moment d'inertie de la partie comprimée de la section par rapport à l'axe central, de la section entière, parallèle à l'âme.

- ✓ La contrainte critique de déversement des profilés de sections transversales fermées est donnée par

$$\sigma_{cre} = \frac{C_b \pi}{K_y L_y S_f} \sqrt{E G J I_y} \quad (2.84)$$

J est la constante de torsion de la section transversale et I_y est moment d'inertie de la section non réduite par rapport à l'axe passant par le centre de gravité et parallèle à l'âme.

2.5.4.2 L'approche de l'Eurocode

La force critique pour le flambement par torsion d'une poutre sur deux appuis simples est donnée par l'équation suivante :

$$N_{crT} = \frac{1}{i_0^2} \left(G I_t + \frac{\pi^2 E I_w}{l_t^2} \right) \quad (2.85)$$

Avec
$$i_0^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_0^2 + z_0^2 \quad (2.86)$$

Où I_t est le moment d'inertie de torsion de la section transversale brute, I_w est le moment d'inertie sectoriel de la section transversale brute, i_y est le rayon de giration de la section transversale brute par rapport à l'axe y , i_z est le rayon de giration de la section transversale brute par rapport à l'axe z , l_t est la longueur de flambement de la barre pour le flambement par torsion, et y_0 , z_0 sont les coordonnées du centre de cisaillement par rapport au centre de gravité de la section transversale brute.

$$N_{crTF} = N_{crT} \quad (2.87)$$

Avec la condition que $N_{crT} < N_{cry}$ et $N_{crT} < N_{crz}$

Si les sections transversales sont symétriques par rapport à l'axe y, il convient de déterminer la force critique élastique pour le flambement par flexion-torsion par l'expression suivante :

$$N_{crTF} = \frac{N_{cry}}{2\beta} \left[1 + \frac{N_{crT}}{N_{cry}} - \sqrt{\left(1 - \frac{N_{crT}}{N_{cry}}\right)^2 + 4 \left(\frac{y_0}{i_0}\right)^2 \frac{N_{crT}}{N_{cry}}} \right] \quad (2.88)$$

$$\text{Avec } \beta = 1 - \left(\frac{y_0}{i_0}\right)^2 \quad (2.89)$$

Les méthodes présentées en amont sont fiables, et offrent un dimensionnement pratique. Cependant, pour des sections de formes plus complexes la conception d'un élément à parois minces, s'avère plus délicate et nécessite le recours à des méthodes d'analyse plus puissants et performants comme les méthodes numériques. D'autre part, les méthodes réglementaires énoncées précédemment sont validées et calibrées par des résultats expérimentaux, et des analyses d'ordre numérique par la méthode des bandes finies.

2.6 Méthodes numériques d'analyse de la stabilité élastique

Les calculs informatiques assistés par ordinateur sont largement utilisés dans la recherche, l'analyse structurelle et la conception. En outre avec l'adoption de la méthode de la résistance directe (DSM) dans le dimensionnement des structures en acier formées à froid, l'utilisation des méthodes numériques est explicitement autorisée. En effet, les méthodes numériques sont nécessaires, car dans le processus de détermination de la charge de flambement élastique, elles considèrent l'élément structurel dans son ensemble, sans avoir à le diviser.

Étant donné que les travaux de recherche sur les structures en acier formées à froid impliquent souvent des études sur le comportement structurel et la stabilité de ses composantes, le dimensionnement et l'analyse s'avèrent une tâche très complexe. Cependant, les calculs manuels sont excessivement longs et extrêmement difficiles, alors, les méthodes numériques deviennent dans ce cas très utiles et incontournables. À partir du moment où elles accordent des solutions à des problèmes complexes de conception, impliquant principalement les diverses conditions aux limites et les types de chargement.

De plus, les formules et les expressions utilisées pour la conception des éléments structuraux en acier formés à froid sont assez compliquées, en particulier pour les éléments ayant des sections transversales de formes inhabituelles. Par conséquent, la détermination des propriétés géométriques de la section nécessite des calculs fastidieux, ce

qui implique souvent l'utilisation d'approximations successives. Pour cette raison, diverses institutions et entreprises ont développé des programmes informatiques (logiciels) permettant ainsi de répondre aux exigences de dimensionnement, et de surmonter les difficultés de calcul.

Pour examiner le comportement du flambement élastique des éléments structuraux en acier formés à froid, les principales méthodes de résolution numérique sont les suivantes : FEM, FSM, GBT et, plus récemment, la méthode des bandes finies contrainte (cFSM).

2.6.1 La méthode des éléments finis

En raison de la nature mince des sections transversales en AFF, l'application de la méthode des éléments finis (FEM, pour Finite Element Method) à l'analyse de la stabilité de ces éléments structuraux est généralement implémentée à partir d'élément fini, afin que la déformation de la section transversale puisse être retenue.

Compte tenu de la robustesse de cette méthode en matière de calcul, la FEM est devenue très populaire dans l'analyse du flambement élastique des structures en AFF. Son application procure l'avantage de gérer des géométries complexes, différents types de conditions aux limites, de chargements variés. De plus, son applicabilité dans l'analyse non linéaire à la ruine en tenant compte des non-linéarités matérielles et géométriques s'avère plus puissante à l'analyse de la stabilité élastique des structures en AFF. Par ailleurs, la modélisation et le calcul des structures en AFF sont toujours considérés comme une tâche complexe régie par une variété de paramètres qui peut influencer l'analyse. En outre, les conditions aux limites, la forme de la section, et le maillage sont trois aspects influençant l'analyse du flambement élastique.

Compte tenu de la nature complexe des modes de flambement des éléments en AFF (local, global, distorsionnel), l'identification et la classification correcte de ces modes, et le calcul précis des charges critiques élastiques (ou moments) associés sont essentiels dans la prédiction de la résistance ultime de ces éléments.

D'autre part, bien que cette méthode puisse gérer différentes formes de sections transversales, de conditions aux limites et types de chargement, elle est toutefois limitée par les difficultés de modélisation et d'identification des modes de flambement caractéristiques (distorsionnel, local, et global). Cette méthode ne fournit aucun moyen d'identification modale, en revanche elle requiert une procédure laborieuse et subjective faisant appel à une inspection visuelle afin de classer les modes de flambement dans l'analyse de la stabilité élastique.

2.6.2 Méthode des bandes finies

Le premier article sur la méthode des bandes finies (FSM, pour Finit Strip Method) a été publié par Cheung à la fin des années 1960 (Cheung, 1968). Depuis, plusieurs développements ont été réalisés afin de promouvoir une efficacité en matière d'analyse structurelle. La FSM est une variante de la FEM. Pour son application aux structures à parois minces, au lieu d'une discrétisation par élément fini (figure 2.14 (a)), la section transversale à paroi mince est discrétisée en une série de bandes longitudinales (ou

éléments) (figure. 2.14 (b)). Les fonctions de forme dans les directions transversale et longitudinale sont sélectionnées pour représenter le champ de déplacement.

La méthode des bandes finies FSM, utilise un ensemble de fonctions trigonométriques pour représenter le champ de déplacement longitudinal de la bande (ou de l'élément), tandis que la fonction de forme dans la direction transversale est identique à celle d'un élément fini classique. C'est l'approche la plus utilisée afin d'examiner les instabilités d'un élément en AFF soumis à des contraintes longitudinales (*axiales, flexionnelles, torsionnelles, gauchissements*).

La FSM doit sa popularisation dans le domaine de la stabilité élastique à Hancock, ce scientifique a présenté pour la première fois la fameuse courbe signature traçant la contrainte critique de flambement, en fonction de la longueur de demi-onde de flambement, et non pas en fonction de la longueur de flambement, en d'autres termes en forçant l'élément structural ou la structure à se déformer en ne produisant qu'une seule demi-sinusoïde lors de son instabilité. Les minima de la courbe de signature illustrée à la figure 2.15 indiquent la charge critique la plus basse à laquelle un mode de flambement particulier se produit.

Le programme open source CUFSM développé par Schafer et Adany en 2006 (Schafer and Adány, 2006) (www.ce.jhu.edu/~bschafer/cufsm/), permet la mise en œuvre de cette méthode afin de fournir une analyse de flambement élastique aux éléments à parois minces. Les versions récentes de CUFSM s'appliquent aux membres avec des conditions de limite générales. La méthode des bande finies contrainte (cFSM) est pleinement implémentée dans cette version.

D'autres progiciels offrant les mêmes solutions sont disponibles : CFS (www.rsgsoftware.com), THIN-WALL (<http://sydney.edu.au/engineering/civil/case/thinwall.shtml>).

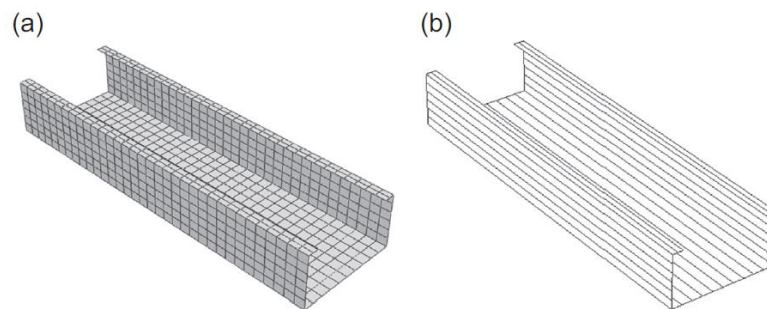


Figure 2.14 Maillage (a) un maillage MEF (b) maillage par bandes finies

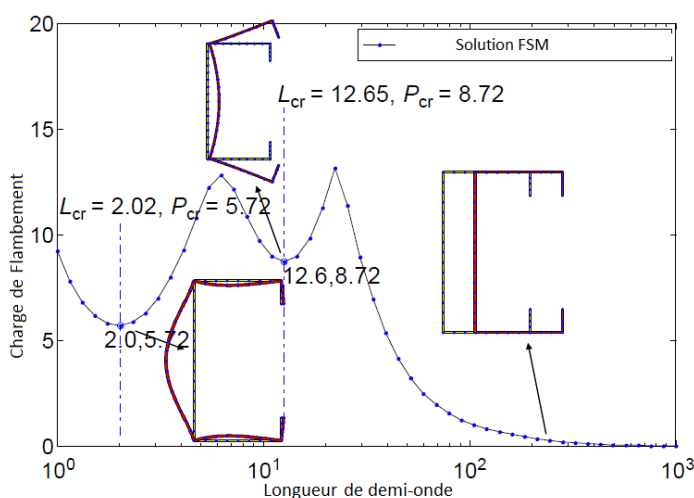


Figure 2.15 Sortie typique ou courbe de signature d'une solution MBF

Le flambement local P_{crl} se produit au premier minimum, le flambement distorsionnel P_{crd} au second, et le flambement global P_{cre} est identifié dans la partie décroissante de la courbe à une demi-longueur d'onde la plus longue égale à la longueur globale de l'élément structural. Notez que pour une longueur physique, le mode de flambement le plus bas identifié se répètera le long de la longueur physique à ou près de la demi-longueur d'onde minimale.

2.6.3 Théorie des poutres généralisée

La théorie des poutres généralisée (GBT pour Generalised Beam Theory) est développée à l'origine par Schardt en 1989, et enrichie par la suite par Davies et ses collaborateurs (Davies, 1998, Davies and Leach, 1994, Davies et al., 1994). Au cours des années écoulées, des recherches intensives ont été entreprises et ont en conséquence, conduit à des améliorations considérables de la GBT. On évoque principalement les travaux de Silvestre et Camotim (Silvestre and Camotim, 2002a, Silvestre and Camotim, 2002b, Silvestre and Camotim, 2003), Abambres et son groupe (Abambres et al., 2013, Abambres et al., 2014a, Abambres et al., 2014b), Basaglia (Basaglia et al., 2011). De plus, les travaux de Gonçalves et Camotim (Gonçalves and Camotim, 2012) ont permis à la GBT de réaliser des analyses non linéaires, afin de tenir compte des non-linéarités géométriques matérielles.

La GBT peut fournir une analyse de flambement élastique aux éléments en AFF, avec diverses conditions aux limites et types de chargement. En outre, c'est la seule méthode capable de classer et d'identifier les modes de flambement automatiquement. En revanche, son usage reste très complexe et limité à une communauté scientifique restreinte. La GBT a montré que les déformations de flambement peuvent être formellement traitées par un procédé modal qui décompose mécaniquement les modes de flambement en modes purs. Par conséquent, les contraintes critiques des différents modes purs d'instabilité, qui sont exigées par les codes de calculs, sont directement fournies par

cette méthode. Toutefois, cette décomposition présente un aspect distinctif à la GBT, par rapport aux autres méthodes numériques. En outre, elle permet de quantifier ou identifier la participation modale de chaque classe d'instabilité à la déformation globale de flambement comme illustrée par la figure 2.16.

GBTUL (<http://www.civil.ist.utl.pt/gbt/>) est un programme numérique développé à l'université de Lisbonne, qui utilise la théorie des poutres généralisée GBT afin de fournir une analyse du flambement élastique des structures à parois minces.

2.6.4 Méthode des bandes finies contrainte

Les modes de flambement des éléments comprimés à parois minces se produisent le plus souvent en interaction entre eux. Ces interactions peuvent se présenter sous forme d'un mode associant des déformations relatives à plusieurs modes d'instabilité. Cependant les méthodes de dimensionnement et de design actuellement stipulées dans les normes de calcul en vigueur, requièrent les charges critiques des modes purs de flambement. En d'autres termes des modes ne présentant pas un aspect d'interaction modale.

Par ailleurs, la décomposition modale des éléments comprimés à parois minces en AFF, à ce jour, n'est envisageable que par la méthode des bandes finies, ou la théorie des poutres généralisée.

La méthode des bandes finies contrainte (cFSM pour constrained Finite Strip Method) est une version de FSM, elle possède la capacité de calculer et d'identifier les modes purs de flambement, elle repose sur le calcul des matrices servant à contraindre la FSM afin de fournir les différentes instabilités de base.

Adany et Schafer ont développé la cFSM (Ádány and Schafer, 2006, Ádány and Schafer, 2008), par une élaboration explicite des définitions mécaniques pour chaque mode de flambement conformément aux hypothèses de la GBT. En outre, le principe majeur de cette méthode est de maintenir les caractéristiques des méthodes numériques générales, à savoir, la construction des matrices globales de rigidité et de stabilité par l'assemblage de matrices élémentaires, ensuite introduire les hypothèses de la GBT qui permettent l'identification et le calcul des modes purs d'instabilité. Ainsi la FSM est contrainte à fournir les modes purs d'instabilité.

Le champ de déplacement initial de la FSM est séparé en quatre catégories de mode de flambement : global (G), distorsionnel (D) et local (L), et cisaillement et extension transversale (ST). La séparation est rendue possible par l'application d'un ensemble d'hypothèses mécaniques. On trouvera plus de détails dans Li et Schafer (Li and Schafer, 2010) et Li et son groupe (Li et al., 2011a, Li et al., 2011b).

En utilisant les critères mécaniques de la GBT, un ensemble de matrices de contraintes, R_G , R_D , R_L et R_{ST} , peut être formulées pour les quatre catégories de mode. Ainsi, une relation entre les champs de déplacement initial et réduit peut-être exprimée comme suit :

$$d = R_M d_M \quad (2.90)$$

Où d est le champ de déplacement général, d_M est le champ de déplacement réduit qui correspond au mode de flambement M , R_M est la matrice des contraintes pour le mode de

flambement M et M désigne l'espace modal (G, D, L, ST ou toute combinaison de ceux-ci).

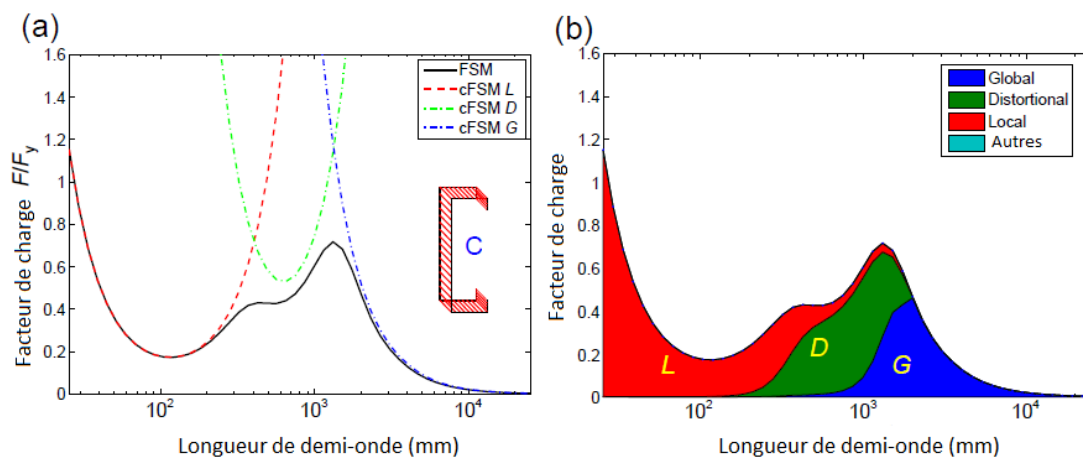


Figure 2.16 Décomposition et identification modale d'une colonne en C à parois minces simplement appuyée par cFSM:

(a) la décomposition modale qui sépare les modes de flambement (b) l'identification modale qui catégorise de manière quantitative les modes de flambement

2.7 Conclusion

En dépit des potentialités dont disposent les structures à parois minces formées à froid, leur design et conception restent une tâche ardue difficile à maîtriser. Cette complexité se traduit par leur comportement qui est souvent régi par les modes d'instabilité du type local, global, distorsionnel, et leur combinaison éventuelle. Dans ce chapitre, les deux méthodes réglementaires de calcul de la résistance ultime ont été présentées, la méthode de la largeur efficace, et la méthode de la résistance directe.

La définition des modes d'instabilité de base des profilés à parois minces a été exposée avec les différentes caractéristiques propres à chacun d'eux. De plus, les contraintes critiques de ces modes purs sont des éléments importants pour le processus de dimensionnement. De ce fait une présentation des différentes méthodes de calcul réglementaires des contraintes critiques des modes purs de flambement a été effectuée pour les deux règlements de calcul de ces structures : le règlement européen EC3 et le code américain AISI.

Actuellement, les méthodes qui permettent l'analyse et la compréhension du comportement des éléments structuraux à parois minces sont multiples et disponibles. Cependant, pour des fins de dimensionnement, les chercheurs ont élaboré des codes de calcul basés sur une synthèse de ces méthodes et un cumul d'expérience appuyé sur l'utilisation des profilés à parois minces. Les codes les plus importants autour du mode sont le code américain ou spécification américaine AISI, le code européen et le règlement australien néo-zélandais AS/NZS. Ces derniers ont été mis en œuvre dans cette thèse.

La méthode de largeur effective reste simple à appliquer pour des structures basiques de forme simple. Toutefois, dès que la section devient complexe, le recours à cette méthode devient compliqué, où le passage aux méthodes numériques devient incontournable. D'autre part, la nouvelle méthode de résistance directe DSM, contourne le calcul de la largeur effective par une utilisation directe des contraintes élastiques de la section entière afin de déterminer la réduction de la résistance des profilés pour un mode donné.

Les méthodes numériques sont devenues les procédures les plus robustes et performantes dans l'analyse du comportement des structures à parois minces formées à froid.

Sous la rubrique suivante, nous allons nous pencher sur la question de l'instabilité distorsionnelle, l'objet de cette thèse et les particularités relatives à cet état limite. Cependant, ce mode de flambement demeure moins maîtrisé et une préoccupation majeure pour les chercheurs concevant des éléments structuraux à parois minces. Ces facteurs ont permis d'entreprendre une étude exhaustive portant sur les aspects qui concernent le mode distorsionnel des profilés formés à froid.

Chapitre 3

Investigation sur le flambement distorsionnel des profilés en acier formés à froid

*On ne connaît pas complètement une science
tant qu'on n'en sait pas l'histoire.*

Auguste Comte

3.1 Introduction

Depuis quelques décennies, avec l'utilisation croissante de l'acier à haute résistance par l'industrie sidérurgique et métallurgique, il est devenu inévitable de réduire l'épaisseur des sections des profilés à parois minces. Les critères actuels de conception et de résistance ont, en l'occurrence, autorisé l'usage des éléments en acier formés à froid avec une épaisseur très mince. Cependant, plus la section est fine, plus l'élément est susceptible à se déformer facilement. À cet égard, des efforts de recherches ont été déployés pour augmenter la résistance au flambement en concevant des sections présentant des raidisseurs (plis) intermédiaires au niveau de la paroi semelle et/ou dans la paroi âme. Néanmoins, l'utilisation des raidisseurs intermédiaires peut augmenter la contrainte critique du flambement local. En revanche, il est alors question de savoir si le recours à ces éléments de renforts procure également une bonne résistance au mode distorsionnel.

Les modes de flambement local, global et distorsionnel sont trois modes de flambement auxquels peut être soumis un élément structurel en acier formé à froid. Le flambement local est un mode impliquant uniquement la flexion de plaque sans déformation transversale de la ligne ou des lignes d'intersection des plaques adjacentes. Le flambement flexionnel-torsionnel est un mode dans lequel les éléments comprimés peuvent se fléchir et se tordre simultanément sans changement de la forme de la section transversale (voir la figure 3.1) (Hancock, 2003). Par ailleurs, le flambement distorsionnel des éléments comprimés, implique généralement la rotation dans des directions opposées

de chaque composante semelle-raideur autour de la jonction semelle-âme. Cependant, l'âme subit une flexion à la même demi-longueur d'onde à laquelle la semelle flambe, et toute la section peut se translater dans une direction normale à la paroi âme comme il est montré par la figure 3.2. Cela se produit à la même demi-longueur d'onde à laquelle la semelle et l'âme se déforiment (Hancock, 1997).

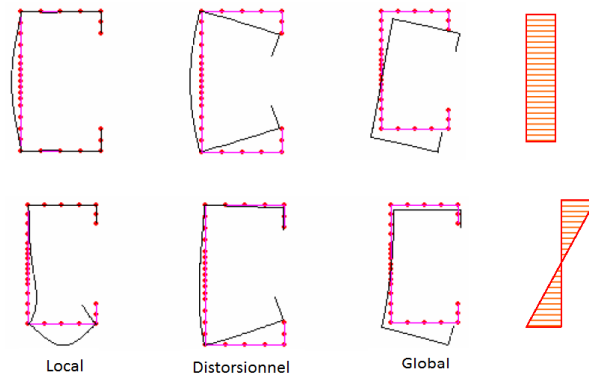


Figure 3.1 L'instabilité locale, distorsionnelle et globale d'un profilé en C soumis à la compression et à la flexion



Figure 3.2 L'instabilité distorsionnelle d'une colonne en C

Comparé au flambement local et torsionnel-latéral, le flambement distorsionnel est un phénomène d'instabilité relativement nouveau. C'est un mode de flambement jeune, son histoire est relativement courte, il est cependant défini comme un mode spécifique aux profilés en acier formés à froid.

Bien que d'importants travaux de recherche aient été publiés traitant le flambement distorsionnel des éléments à parois minces, il subsiste certains problèmes qui ne sont pas encore entièrement abordés et qui doivent être examinés, en particulier sous les aspects suivants :

- L'importance de l'instabilité distorsionnelle n'est généralement pas reconnue en tant que mode de défaillance distinct par la majorité des codes de calcul des structures à calibre mince. La rupture de la section est habituellement déclenchée soit par le flambement local et/ou la plastification du matériau. Cependant, avec une nuance d'acier considérablement améliorée ces dernières années, la limite d'élasticité de l'acier formé à froid peut maintenant atteindre 550 MPa. Cela conduit le mode distorsionnel à être aussi critique que le mode local.
- Le flambement distorsionnel est traité dans l'EN 1993-1-3 (CEN, 2006a) d'une manière implicite et l'approche régissant ce mode ne concerne que les sections en C et en Z. De plus, la formule de conception fournie dans ce code est assez compliquée et implique beaucoup de paramètres à manipuler, bien que le modèle utilisé pour calculer la contrainte critique du flambement distorsionnel soit très simple. Cela limite le processus d'application et de généralisation des dispositions de calcul de ce mode à d'autres types de sections et le rend peu flexible. On évoque le cas de la section sigma qui est également largement utilisée dans l'industrie.
- Les résultats de recherche sur l'interaction entre le flambement distorsionnel et d'autres modes de défaillance, tels que le flambement local, global et la plastification du matériau (voir figure 3.3) sont limités. En outre, la manière dont l'interaction affecte la résistance de l'élément est un sujet qui doit être étudié de manière plus approfondie pour différents types de sections.

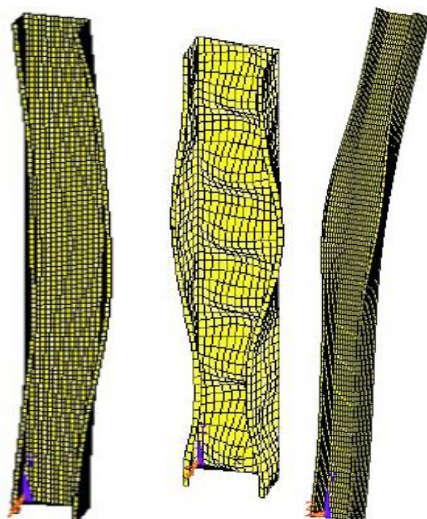


Figure 3.3 Modes couplés FT+D, L+D, et F+D d'une colonne en C sous des sollicitations de compression

- Les recherches actuelles sur le flambement distorsionnel se concentrent sur le comportement individuel des sections en acier formées à froid. Cependant, en pratique, la plupart des sections à parois minces sont utilisées pour soutenir des toitures (pannes) ou des revêtements muraux (lisses de bardage), ce qui fournira des appuis latéraux aux sections. Toutefois, des investigations expérimentales montrent que l'impact du revêtement sur le flambement local, distorsionnel et global est différent. Le maintien procuré par les revêtements induit à un comportement différent de la section transversale vis-à-vis du flambement distorsionnel pour les charges de gravité et de soulèvement. Cette problématique mérite davantage d'intérêt et d'attention.

Les diverses applications des sections formées à froid à parois minces ont accru l'importance des phénomènes de flambement local et distorsionnel qui peuvent apparaître à un niveau de charge similaire ou inférieur à l'instabilité globale. Dans l'approche d'ingénierie, les modes de flambement sont étudiés séparément. Le mode global est analysé à la lumière de la théorie de Vlassov, qui ne prend pas en considération l'instabilité locale. Cependant, le voilement local est envisagé conformément au concept de la largeur efficace. Le flambement distorsionnel est toutefois analysé à l'aide des formules analytiques simplifiées, calculées pour des sections comportant principalement des semelles avec des raidisseurs de bord (Ciesielczyk and Rzeszut, 2016). Par ailleurs, les analyses linéaires de flambement jouent un rôle important dans la recherche et la conception des profilés en acier formés à froid avec des sections transversales ouvertes. D'une part, elles aident à mieux connaître le comportement structural d'un élément, le type d'instabilité et le niveau d'interaction modale auxquels il peut être soumis. Et d'autre part, elles permettent de calculer la résistance d'un élément structural en associant les charges de flambement élastique déduites de cette analyse avec les courbes de flambement déterminées expérimentalement.

Actuellement, trois méthodes différentes sont généralement utilisées pour effectuer des analyses linéaires du flambement élastique des éléments à parois minces : la méthode des bandes finies (FSM), la méthode des éléments finis (FEM) et la théorie des poutres généralisée (GBT). La figure 3.4 présente le résultat d'une analyse linéaire du flambement élastique d'une colonne en C comprimée en utilisant la méthode des bandes finies (FSM) (Casafont et al., 2009).

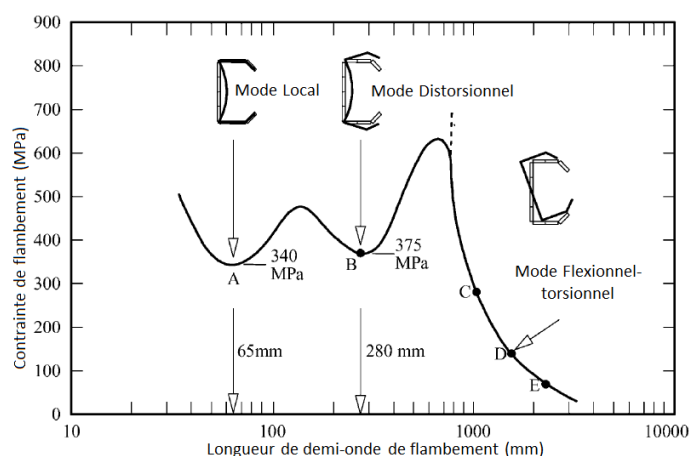


Figure 3.4 Analyse par la méthode des bandes finies (FSM) d'une colonne en C comprimée

Dans ce qui suit nous allons exposer un aperçu sur l'historique de l'instabilité distorsionnelle, les différentes études théoriques, expérimentales et numériques mis en œuvre afin d'analyser et examiner ce comportement spécifique aux structures à parois minces.

3.2 Un aperçu sur l'historique de l'instabilité distorsionnelle

Les recherches sur les profilés en acier formés à froid s'étendent sur les six dernières décennies. Ces investigations ont généralement porté sur l'instabilité des profilés en acier formés à froid (Walker, 1975). Par ailleurs, l'instabilité élastique distorsionnelle est un phénomène connu dans la littérature depuis les années 1940. Cependant, tout au long des années 1940 et 1950, il a été admis par la communauté scientifique qu'il était extrêmement compliqué de le prédire analytiquement. Takahashi (Takahashi and Mizuno, 1978) fut le premier chercheur à publier un article décrivant le mode de flambement distorsionnel.

Dans les années 1970, les éléments finis ont été introduits dans les recherches et les investigations sur les profilés en acier formés à froid. L'essor de la méthode des éléments finis a été étroitement lié au développement des ordinateurs et des logiciels en cette période. En outre, il a été observé que les formules de prédiction des modes de ruines des profilés en acier formés à froid ne répondaient pas à la précision requise.

En 1985, Hancock (Hancock, 1985) discutait pour la première fois le flambement distorsionnel pour les profilés en acier formés à froid. Hancock a présenté des chartes de conception simples afin de calculer la contrainte critique du flambement distorsionnel. Par la suite, Lau et Hancock (Lau and Hancock, 1987) ont fourni des formules simplifiées pour calculer la contrainte élastique de ce mode pour les sections comportant des parois à bords raidis (figures 3.5). Ultérieurement (Lau and Hancock, 1988), les investigations expérimentales effectuées dans le domaine inélastique du flambement

distorsionnel ont permis à Lau et Hancock de présenter un ensemble de courbes initiales de calcul basé sur la parabole de Johnston conçue pour le flambement distorsionnel. Cependant, ces courbes de conception de résistance ne permettaient pas de prédire le comportement post-flambement du mode distorsionnel (He and Zhou, 2014). La méthode des bandes finies (FSM) a été introduite dans les années 1980 comme une démarche d'analyse de l'instabilité distorsionnel. La FSM a efficacement prouvé sa capacité à examiner les modes de flambement globaux, locaux et distorsionnels des structures à parois minces. En général, la FSM peut être employée rationnellement dans les structures ayant une géométrie régulière sur toute leur longueur. Une autre méthode basée sur la méthode des bandes finies, est dénommée « la méthode des splines bandes finies », utilisait pour administrer les conditions aux limites dans l'analyse semi-analytique de flambement des éléments en acier formés à froid.

Les progrès concernant les études sur le flambement distorsionnel ont considérablement été développés dans les années 1990. Durant cette période, plusieurs méthodes ont été proposées afin d'analyser le flambement distorsionnel des éléments en acier formés à froid (Hancock, 1997, Jiang and Davies, 1997, Kesti and Davies, 1999, Schafer, 1997, Schafer and Peköz, 1999). De plus, en cette période, le concept d'interaction entre le flambement distorsionnel et d'autres modes a commencé à être inspecté (Dubina, 1996).

Du point de vue analytique, diverses méthodes ont été développées afin de calculer la contrainte critique élastique du mode distorsionnel, on peut évoquer le modèle de Sharp (Sharp, 1966), Desmond (Desmond, 1977), Lau et Hancock (Lau and Hancock, 1987, Lau and Hancock, 1988), Schafer (Schafer, 1997) et AISI en 1996 (AISI, 1996), (Pala and Caglar, 2007). Cependant il est important de signaler que Sharp a été le premier à développer une expression analytique permettant d'évaluer les charges critiques des colonnes en C avec raidisseurs de bords.

D'autre part, pour le calcul de la contrainte critique distorsionnelle, les approches de Hancock et de Schafer sont similaires pour la semelle, mais elles diffèrent dans la manière d'analyser l'âme. Ces méthodes sont les plus simples qui donnent des résultats suffisamment fiables.

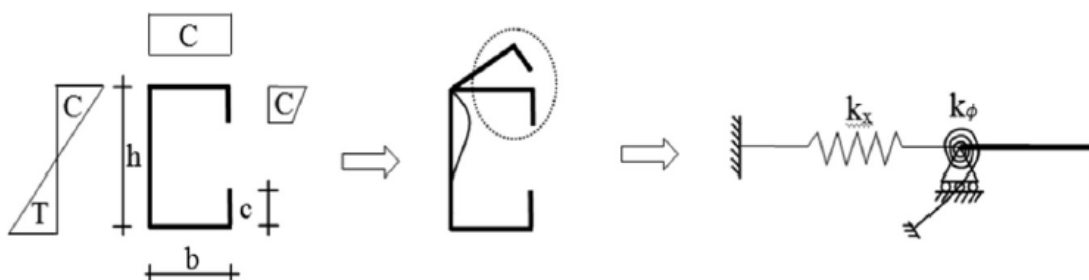


Figure 3.5 Mécanisme du mode distorsionnel des poutres en acier formées à froid sous des sollicitations de flexion

En outre, une analyse comparative menée par Ciesielczyk et Rzeszut (Ciesielczyk and Rzeszut, 2016) a montré que les contraintes critiques distorsionnelles calculées

conformément aux codes de conception sont surestimées par rapport aux formules proposées par Hancock et Schafer, comme le montre la figure 3.6.

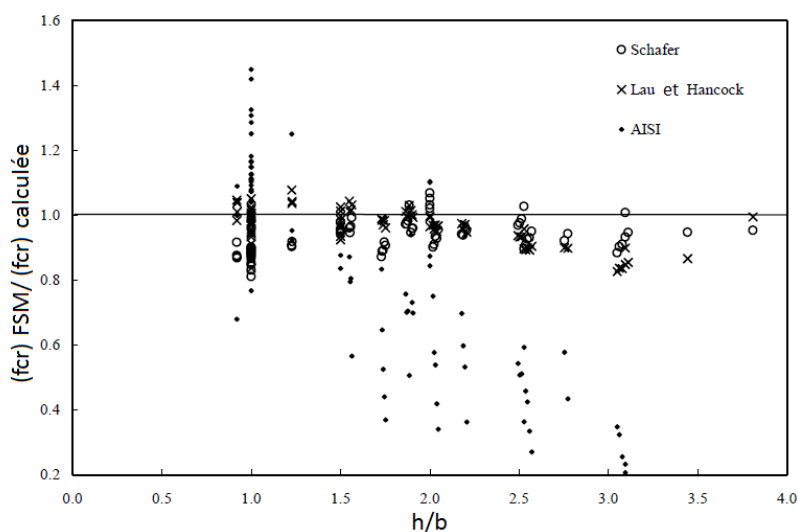


Figure 3.6 Performance des méthodes de calcul de la charge critique distorsionnelle

En 1992, Kwon et Hancock (Kwon and Hancock, 1992) ont effectué des investigations expérimentales sur des sections issues d'un acier à haute résistance (la limite d'élasticité est de 550 MPa) ayant une forme en C avec et sans raidisseurs intermédiaires. Les résultats ont montré que le mode distorsionnel avait une réserve de résistance significative dans le domaine post-flambement, cependant, cette capacité de réserve reste inférieure à celle propre au mode local. Conformément aux résultats d'expérimentations antérieures, Kwon et Hancock (Hancock et al., 1994) ont développé deux courbes de résistance pour le mode distorsionnel afin de prédire la capacité portante de ces éléments de structures (He and Zhou, 2014).

Il est à préciser que les résultats expérimentaux les plus rationnels permettant de prédire la résistance des colonnes en acier formées à froid sujettes au mode distorsionnel sont dérivés des travaux de Hancock et son groupe menés à l'université de Sydney (Hancock et al., 1994). Des tests de compression ont été effectués sur : (a) des profilés en C, (b) des montants de rayonnages de stockage, (c) des montants de rayonnages de stockage avec raidisseurs additionnels, (d) des colonnes à section en forme de « chapeau » et (e) des profilés en C avec un raidisseur d'âme. Les configurations de ces sections sont exposées dans la figure 3.7. Les charges de ruine du mode distorsionnel sont représentées dans la figure 3.8, et exprimées par la formule suivante :

$$\text{Si } \lambda_d = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crd}}} > 0.561$$

$$\frac{P_n}{P_y} = \left(1 - 0.25 \left(\frac{P_{crd}}{P_y}\right)^{0.6}\right) \left(\frac{P_{crd}}{P_y}\right)^{0.6} \quad \text{Sinon} \quad \frac{P_n}{P_y} = 1 \quad (1)$$

Où P_{nd} est la charge axiale nominale pour une instabilité distorsionnelle,

$P_y = A \cdot \sigma_y$ est la charge plastique ; A est la section et σ_y est la limite d'élasticité.

$P_{crd} = A \cdot \sigma_{crd}$ est la charge critique distorsionnelle ; σ_{crd} est la contrainte critique distorsionnelle.

λ_d est l'élanement distorsionnel.

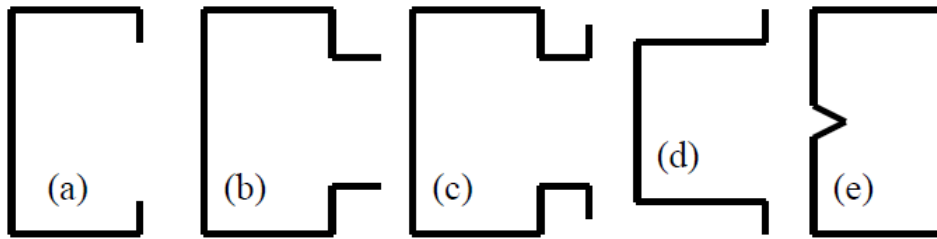


Figure 3.7 Géométrie des colonnes étudiées à l'université de Sydney

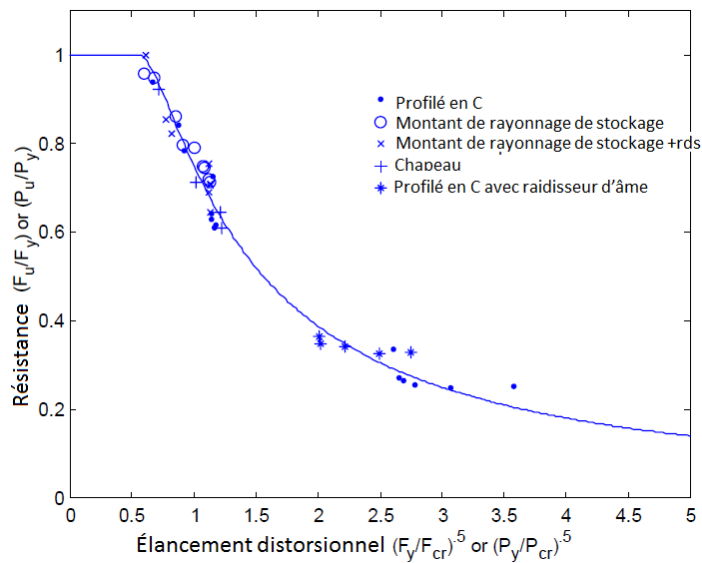


Figure 3.8 Résistance ultime des colonnes subissant le flambement distorsionnel (tests de l'université de Sydney)

Des travaux supplémentaires sur le mode distorsionnel des montants de rayonnages de stockage avec raidisseurs additionnels montrés par la figure 3.7 (c), comportant des perforations, ont également été entrepris par Baldassino et Hancock (Baldassino and Hancock, 1999). La comparaison avec les méthodes manuelles pour la prévision du flambement distorsionnel, a démontré que l'utilisation de la surface nette minimale pour le calcul de la résistance du flambement distorsionnel n'est pas rationnelle. Cependant, ils ont utilisé la section efficace tenant compte du flambement local. Ils ont

aussi conclu que le flambement local et le flambement distorsionnel pouvaient interagir dans les colonnes (rack) perforées.

D'autre part, en 1993 Kwon et Hancock (Kwon and Hancock, 1993) ont élaboré une méthode d'analyse non linéaire des splines bandes finies afin de déterminer le comportement post-flambement des sections à parois minces pour des colonnes ayant des sections en C. De ce fait, Hancock et ses collaborateurs en 1994 (Hancock et al., 1994) ont fourni des évidences expérimentales permettant d'envisager l'instabilité distorsionnelle des éléments en acier formés à froid présentant différentes formes de sections transversales. Ils ont cependant utilisé des programmes numériques fondés sur la méthode semi-analytique des bandes finies et par bandes finies splines afin d'évaluer le comportement du mode distorsionnel, notamment dans le domaine post-flambement. Ils ont de nouveau suggéré deux courbes de résistance afin d'estimer la capacité portante maximale des éléments en acier formés à froid sujets au mode distorsionnel.

En outre, en 1997 Hancock a modifié les formules de la contrainte de flambement élastique distorsionnel de Lau et Hancock pour les sections comprimées afin de les appliquer aux sections fléchies présentant ce mode de flambement (Hancock, 1997). Il a ainsi présenté, des courbes de conception permettant la détermination de la résistance distorsionnelle dans le régime post-flambement. Une série d'études sur le flambement distorsionnel réalisée par Hancock et son équipe de recherche a suscité un intérêt considérable. Schafer et Peköz (Schafer and Pekoz, 1998) ont tout d'abord présenté la méthode de résistance directe (DSM) afin d'explorer la conception des poutres en acier formées à froid, cette méthode est fondée sur une base de données relativement large sur des sections subissant un flambement local et distorsionnel. Pour les colonnes subissant le flambement local, la courbe de résistance a été sélectionnée pour être similaire à la courbe précédemment élaborée pour les poutres. Quant au flambement distorsionnel des colonnes, Schafer a adopté l'une des deux courbes de résistance proposée par Hancock et son équipe, il a aussi affirmé que le commencement des recherches sur les colonnes pour la DSM peut être attribué aux investigations sur le flambement distorsionnel menées à l'université de Sydney. En particulier, celles effectuées par Hancock et son groupe, qui ont rassemblé les résultats de recherche sur ce mode et par conséquent ont montré que, pour une grande variété de sections, la résistance à la compression à l'égard de ce mode peut bien se corréliser à l'élanement élastique de celui-ci. Toutefois, l'approche de la DSM est définie comme une méthode de conception alternative à la méthode classique de la largeur efficace, elle utilise les propriétés globales de la section transversale, en revanche, elle exige les contraintes critiques élastiques des modes purs de flambement, et précise que ces grandeurs doivent être obtenues par des analyses numériques avancées. Cependant, cette approche simplifie largement le calcul par rapport à la méthode traditionnelle de la largeur efficace mise en œuvre dans l'Eurocode (Eurocode 3). Par ailleurs, Pekoz et ses collaborateurs en 1998 (Peköz and Schafer, 1998) ont présenté des expressions empiriques et certaines méthodes de conception basées sur ces nouvelles expressions. Ils ont également mené différentes études expérimentales sur les contraintes critiques élastiques des modes locaux et distorsionnels.

Selon des recherches récentes fournies par Kwon et son groupe, Hancock et son équipe et Young et son team (Kwon et al., 2009, Yap and Hancock, 2010, Young et al., 2012), l'interaction du flambement distorsionnel avec d'autres modes de flambement

peut nuire à la capacité portante des éléments structuraux à parois minces. Cependant, afin de prévoir la capacité portante d'un élément, l'équation de la DSM régissant le mode distorsionnel a alors été utilisée dans une nouvelle approche de dimensionnement. Des courbes de calcul de résistance de Hancock, basées sur les mêmes données expérimentales, ont été dérivées de la formule de Johnston (Johnston, 1976) et de la formule de Winter, respectivement. Toutefois, les deux courbes de calcul de la résistance de la DSM et de la EWM présentent quelques différences d'applicabilité. La plage d'applicabilité de la courbe de résistance utilisée dans l'EWM est plus réduite que celle utilisée dans la DSM.

Plus loin, Schardt en 1994 (Schardt, 1994) a initié le développement de la théorie des poutres généralisée (GBT), qui permettait de prédire judicieusement les différents modes de flambement et d'analyser l'interaction entre ces modes. L'amélioration de la GBT a été accomplie par Davies et ses collègues en 1994 (Davies and Leach, 1994, Davies et al., 1994), leurs travaux ont conduit à une meilleure connaissance de ce mode de flambement de nature complexe. Toutefois, Silvestre et Camotim en 2004 (Silvestre and Camotim, 2004b, Silvestre and Camotim, 2004a) ont proposé une formule entièrement analytique permettant d'estimer les longueurs critiques distorsionnelles et les contraintes de bifurcation des éléments de sections en C et Z en acier formés à froid, sur la base de la théorie des poutres généralisée.

Subséquentement, des logiciels d'analyse du flambement élastique tel que THINWALL par Papangelis et Hancock (Papangelis and Hancock, 1995), CUFMS par Schafer (Schafer, 2012), et le logiciel d'analyse de stabilité du flambement élastique GBTUL par Silvestre et son équipe (Silvestre et al., 2008), ont été conçus afin de fournir aux ingénieurs une analyse rationnelle du flambement élastique des structures à parois minces. Ces logiciels sont basés soit sur la méthode des bandes finies ou sur la théorie des poutres généralisée qui sont des méthodes d'analyse du comportement structurel des éléments à parois minces. L'analyse par ces programmes à comme issue les demi-longueurs d'onde de flambement et les contraintes critiques correspondantes.

Par ailleurs, l'une des deux courbes de conception améliorée par Hancock et son groupe a été utilisée par la DSM pour les colonnes subissant le mode distorsionnel et a été par conséquent incorporée dans les versions actuelles de la norme Australienne/Néo-Zélandaise (AS/NZS-4600, 2005) et le code de calcul de l'Amérique du Nord (AISI-S100, 2007). La deuxième des deux courbes de calcul de résistance a été adoptée par la méthode de la largeur effective (EWM)¹, qui a également été intégrée dans le corps de la norme australienne/néo-zélandaise (AS/NZS-4600, 2005) et le code chinois « spécifications techniques pour les bâtiments en acier à paroi mince formée à froid et de faible hauteur » (JGJ-227, 2011).

Il convient de mentionner que le flambement distorsionnel des éléments en compression est associé à une déformation de contour sous forme de fermeture ou d'ouverture symétrique ou asymétrique de la section et d'une modification de l'angle entre les parois adjacentes. En 2000, Schafer (Schafer, 2000) a présenté un état de l'art très intéressant sur le flambement distorsionnel. Ce rapport résume les méthodes et les approches disponibles permettant la conception des colonnes en acier formées à froid. Schafer a également illustré les méthodes de conception actuelles avec 11 exemples

¹ EWM pour effective width method

incluant la démarche recourue dans chaque méthode considérée dans ce rapport (Pala, 2006).

Les données de ce rapport ont été utilisées ensuite par Pala en 2006 (Pala, 2006) en vue de former et de tester un nouveau réseau de neurones (NN) dans le but de déterminer la contrainte critique élastique du flambement distorsionnel, pour des sections en C en acier formées à froid. Ces sections ont des conditions aux limites simplement appuyées sur les deux extrémités de l'élément. Il a été constaté que la formule proposée basée sur le NN peut être utilisée pour une formulation explicite de la contrainte critique élastique distorsionnelle dans divers types d'analyses. En particulier lorsqu'il s'agit d'une expression analytique qui ne peut pas être obtenue à partir des résultats expérimentaux ou numériques. L'efficacité de la nouvelle formule à base de NN a été expérimentée dans le cadre d'une étude paramétrique sur la contrainte critique du flambement distorsionnel présentée dans le travail de Pala et Caglarb (Pala and Caglar, 2007).

3.3 Un aperçu sur les développements expérimentaux et numériques concernant le mode distorsionnel

Les recherches et les études au sujet du mode distorsionnel sont toujours actives et demeurent une question d'actualité, en vue d'améliorer les performances de stabilité et de résistance des structures à parois minces et de promouvoir l'optimisation des formes de sections en AFF.

Afin d'améliorer la capacité portante des sections des profilés en AFF, les formes de section ont tendance à être plus diversifiées et plus complexes (figure 3.9). Cependant, ces sections souffrent davantage du voilement local que du flambement distorsionnel. Néanmoins, rigidifier ces éléments en rajoutant des raidisseurs (rainures) peut considérablement améliorer la contrainte critique du mode local, cependant la contrainte critique distorsionnelle sera en l'occurrence altérée. Des recherches ont démontré qu'en utilisant des raidisseurs d'âme, la capacité portante des sections en AFF pourrait considérablement être améliorée par l'optimisation de la forme de la section transversale. Il a aussi été prouvé que la résistance des sections optimisées est supérieure à celle des sections standard, telles utilisées classiquement en structures à parois minces (Huang et al., 2018). Cependant, l'optimisation de la section transversale par l'ajout des plis supplémentaires peut grandement améliorer la résistance ultime, mais conduit souvent à la nécessité de prendre davantage en considération le mode distorsionnel.

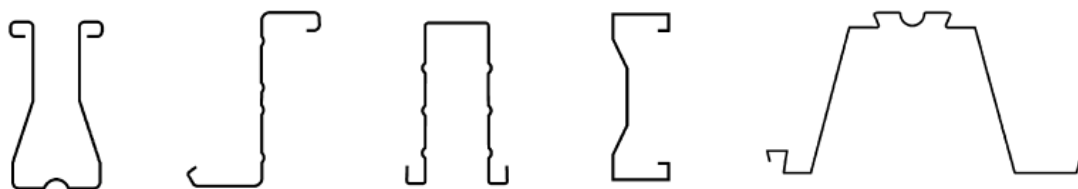


Figure 3.9 Formes de sections transversales innovantes

D'autre part, des investigations expérimentales ont indiqué que la prévalence du mode de rupture distorsionnel est accrue en raison de l'utilisation d'acier à haute résistance (He and Zhou, 2014). Toutefois, l'usage de ce type d'acier, implique souvent des éléments avec des élancements considérables, ce fait induit par conséquent à une prédisposition importante des sections au mode de flambement distorsionnel.

Dans les paragraphes qui suivent, un recensement des travaux de recherche les plus fondamentaux entrepris au sujet de l'instabilité distorsionnelle sera mis en relief, afin de mettre en avant l'importance de ce mode de défaillance dans l'étude de la stabilité élastique et son impact sur la résistance des éléments structuraux en acier formés à froid.

La résistance ultime du mode local et distorsionnel sont différentes, par conséquent, l'analyse du flambement élastique ne fournit pas une réponse complète sur la prédominance du mode distorsionnel. Conformément à des résultats expérimentaux, le mode distorsionnel contrôle la résistance structurelle d'un élément pour une plage dimensionnelle relativement large. Néanmoins, les éléments structuraux caractérisés par des semelles réduites (pleinement efficaces) sont plus sujets aux défaillances du type distorsionnel que ceux dotés de semelles élancées ; Cependant, il y a une certaine limite à ce raisonnement étant donné que les semelles doivent avoir des largeurs intermédiaires, ni trop larges ni trop étroites. En outre, dans la plupart des cas, les profilés possédant des raidisseurs courts sont prédisposés aux modes distorsionnels. Cette limite du raidisseur "court" dépend des autres dimensions du profilé et de la limite d'élasticité du matériau. Toutefois, la difficulté d'attribuer de simples limites dimensionnelles aux parois de la section, afin de déterminer la prédominance du flambement local ou du mode distorsionnel est relativement complexe. Cette complexité est traduite par la nature changeante de la frontière qui sépare ces deux états limites.

Par ailleurs, la frontière qui sépare le mode local du mode distorsionnel pour des profilés distingués par des grands rapports h/b peut sembler confuse, car le flambement local et distorsionnel de profilés très étroits représentent un phénomène assez similaire qui est quasiment entraîné par l'instabilité de l'âme.

D'autre part, la prédiction manuelle du flambement local peut être effectuée suivant les deux méthodes suivantes : l'approche traditionnelle élément par élément ; ou l'approche semi-empirique d'interaction. La première approche est la solution classique des plaques isolées employant le coefficient de voilement de chaque paroi qui dépend toutefois des conditions aux limites de la plaque et le type de chargement appliqué. Le flambement local du membre peut alors être prédit en adoptant le minimum des contraintes critiques de chaque paroi interconnectée. Toutefois, cette approche ignore toute interaction entre les plaques formant la section et suppose que chaque élément se déforme indépendamment. En revanche, l'approche d'interaction semi-empirique utilise des coefficients de voilement modifiés (c'est-à-dire des valeurs de k_v modifiées) afin de tenir compte de l'influence de l'élément voisin en matière de rigidité. En outre, les résultats de plusieurs investigations ont montré que le modèle d'interaction semi-empirique (par exemple, k calculé en fonction du rapport largeur semelle/largeur âme) est nettement plus précis que le modèle élément par élément (chaque élément : âme, semelle, raidisseur est traité séparément).

La prédiction manuelle du flambement distorsionnel est accomplie le plus souvent par les méthodes de Hancock (Lau and Hancock, 1987), et de Schafer (Schafer,

1997) car elles donnent des résultats raisonnables et fiables. Les modèles Hancock et Schafer sont conceptuellement les mêmes pour la semelle, mais différent dans l'approche utilisée afin de traiter l'effet apporté par l'âme. La méthode de Schafer approche explicitement la rigidité en rotation à la jonction âme/semelle dans le calcul de la contrainte critique distorsionnelle. La prédiction du mode distorsionnel par l'approche de Schafer fournit une solution légèrement plus précise, mais moins standard que l'approche de Hancock. La comparaison entre ces deux approches a montré que pour des éléments structuraux disposant de grands rapports h/b , l'approche de Hancock fournit souvent une contrainte distorsionnelle nulle. Par conséquent, cette méthode indique qu'aucune résistance vis-à-vis de ce mode n'existe pour ce type de sections. En revanche, pour ces mêmes profilés, l'approche de Schafer produit une contrainte critique distorsionnelle égale ou légèrement supérieure à la contrainte du flambement local de la paroi âme. Ceci résulte principalement du traitement explicite de la contribution de l'âme à la rigidité en rotation à la jonction âme/semelle.

Par ailleurs, la méthode établie par l'AISI (AISI, 1996) est basée principalement sur le travail de Desmond (Desmond, 1977), c'est une approche réglementaire de prédiction du mode distorsionnel. Toutefois, des analyses menées par Schafer (Schafer, 2000) ont indiqué que cette méthode est moins fiable et peu recommandable par rapport aux deux approches précédentes.

Lors de l'analyse de stabilité élastique des sections en Z et en sigma en AFF (figure 3.10). Li et Chen (Li and Chen, 2008) ont proposé un modèle analytique permettant de prévoir la contrainte critique du mode distorsionnel de ces sections. Ils ont dérivé et validé des formules analytiques simples fournissant une bonne prédiction de la contrainte du flambement distorsionnel. Une analyse de l'instabilité en question pour les pannes de section sigma a été entreprise ensuite par Li (Li, 2009) en utilisant la norme européenne EN-1993-1-3 (CEN, 2006a). Ce chercheur a analysé l'influence des différentes conditions d'appui, sur la contrainte critique du flambement distorsionnel des pannes en sigma. Les résultats obtenus de la mise en œuvre de ce modèle ont été calibrés et validés par une analyse par la méthode des bandes finies.

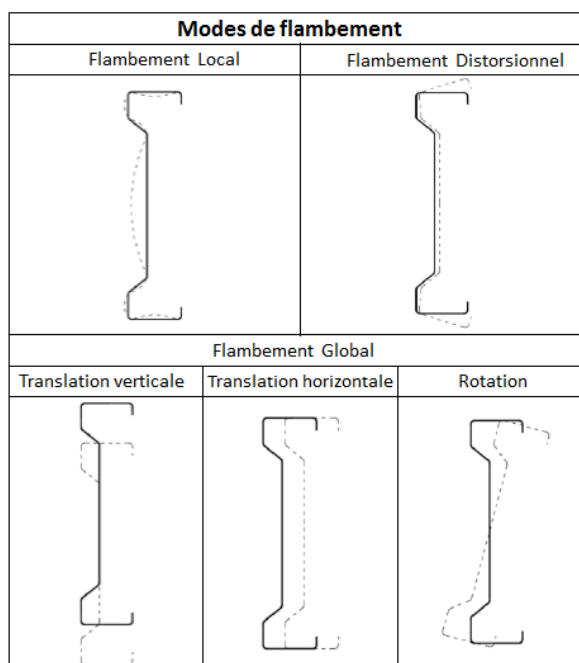


Figure 3.10 Les modes de flambement d'un profilé sigma à paroi mince chargé axialement

Par ailleurs, des formules analytiques explicites, destinées à fournir la contrainte critique du mode distorsionnel des colonnes en C en acier formées à froid soumises à une compression uniforme ont été déduites dans le travail présenté par Zhou et son équipe de recherche (He and Zhou, 2014). Ces formules sont basées sur le modèle de Lau et Hancock, un nouveau facteur a été introduit par ces chercheurs permettant de considérer la réduction de la rigidité à la rotation fournie par l'âme. Il a été constaté que cette chute de raideur est en conséquence induite par la flexion de cette paroi.

En 2000, Schafer (Schafer, 2000) a établi un rapport dans lequel il a exposé tous les résultats d'une étude approfondie qu'il a mené sur l'influence des dimensions des parois de la section sur la contrainte critique distorsionnelle. Cette étude a impliqué plusieurs échantillons de section en C et en Z. À l'issue de cette enquête, les remarques suivantes ont été formulées :

- ✓ Les semelles réduites (courtes), et les semelles de grande largeur en comparaison à la dimension de la paroi âme conduisent à des faibles contraintes distorsionnelles. Parallèlement, les raidisseurs courts et ceux de nature longue par rapport à la dimension de la paroi adjacente (semelle) entraînent également des contraintes distorsionnelles réduites.
- ✓ Le flambement distorsionnel est régi par la rigidité de rotation à la jonction de l'âme et de la semelle, toutefois, les âmes profondes sont plus flexibles et fournissent par conséquent moins de rigidité rotationnelle à ce point de jonction.
- ✓ Le flambement local se produit souvent à une contrainte de flambement inférieure à celle du flambement distorsionnel. Cependant, si la contrainte de flambement distorsionnel est nettement supérieure à celle du flambement local, le mode distorsionnel peut être ignoré en toute sécurité. Cependant, il existe de nombreuses

situations dans lesquelles le flambement distorsionnel doit être pris en compte, principalement dans une routine systématique de conception.

- ✓ Le mode de flambement distorsionnel implique une déformation membranaire des raidisseurs de bord, le coefficient de flambement n'est pas alors indépendant de l'épaisseur de la plaque comme il est le cas pour le mode local pur.
- ✓ Si la semelle est trop étroite, le flambement local de l'âme est à des longueurs d'onde proches du flambement distorsionnel de la semelle et le mode distorsionnel se forme facilement à de faibles contraintes. En revanche, si la semelle est excessivement large, le flambement local n'est pas une préoccupation mais plutôt la taille du raidisseur nécessaire pour maintenir la semelle en place. Pour des longueurs de raidisseurs pratiques, les larges semelles entraînent également de faibles contraintes distorsionnelles. Cette idée discutait auparavant par Schafer a été mise en évidence et approfondie plus loin dans une autre dimension dans le chapitre qui va suivre.

Des données expérimentales et numériques indiquent que le flambement local est le mode de rupture le plus courant pour la majorité des colonnes de sections en C et en Z. Cela est dû au fait que ces éléments possèdent généralement des âmes élancées, et par conséquent le flambement local est un état limite plus fréquent que le flambement distorsionnel. Les sections en forme de (rack) très industrialisées, les éléments ayant un rapport h/b voisin de 1, les sections avec raidisseurs intermédiaires au niveau de l'âme et les éléments avec raidisseurs de bord particulièrement réduits sont tous en l'occurrence des colonnes sujettes aux mécanismes de ruine du type distorsionnel.

De surcroît, des analyses numériques et expérimentales sur la résistance ultime des éléments en acier formés à froid conduites par Hancock (Hancock et al., 1994), Davies (Davies, 2000) et Schafer (Schafer, 1997) et présentant diverses dimensions géométriques ont montré que :

- Le mode distorsionnel est doté d'une capacité post-flambement inférieure à celle propre au mode local (figure 3.11).
- Le flambement distorsionnel peut contrôler la résistance du profilé même lorsque la contrainte de flambement élastique de ce mode est supérieure à la contrainte de flambement élastique locale.
- L'instabilité distorsionnelle présente une grande sensibilité aux imperfections géométriques et matérielles (figure 3.12).

En raison de ces facteurs, la courbe de résistance du mode distorsionnel est inférieure à celle du flambement local (la courbe de Winter n'est donc pas rationnelle), des facteurs ϕ plus faibles peuvent être nécessaires en vue de prévoir la résistance en mode distorsionnel et le flambement élastique n'est pas un indicateur direct de la perte de résistance.

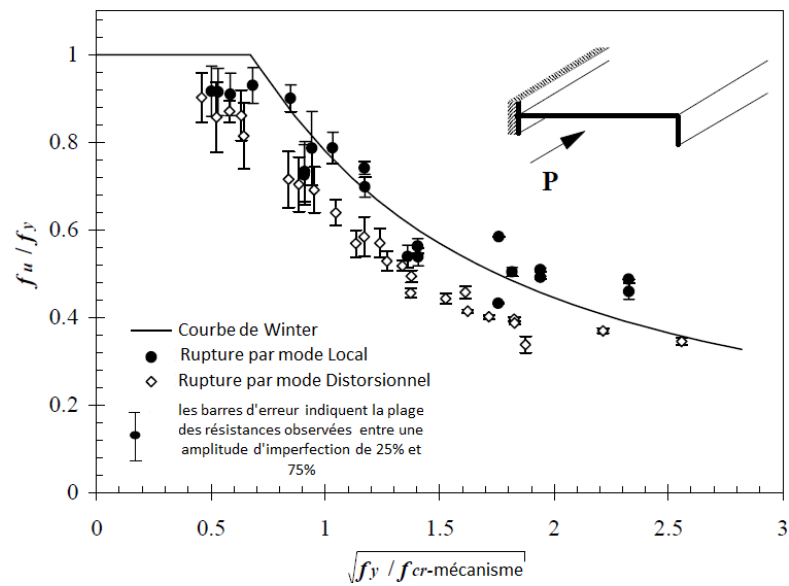


Figure 3.11 Analyse par élément finis du comportement post-flambement distorsionnel et local

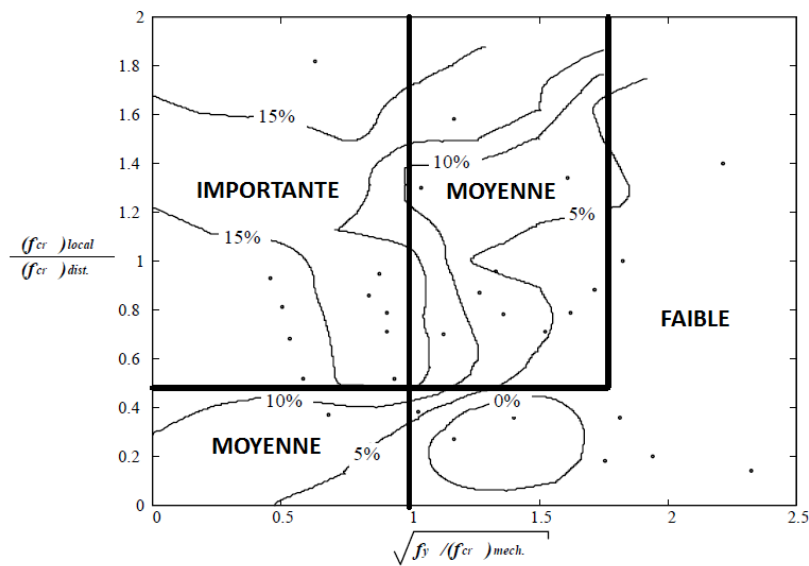


Figure 3.12 Sensibilité de l'instabilité distorsionnelle aux imperfections

L'instabilité distorsionnelle peut être directement examinée avec une analyse par la méthode des bandes finies (FSM). L'analyse procède à la recherche du mode de flambement le plus faible pour une variété de demi-ondes sinusoïdales longitudinales (demi-longueurs d'onde). Les minima de la courbe présentée par la figure 3.13 révèlent les différents modes de flambement existants pour l'élément structural analysé. Pour le cas de ce profilé, le flambement distorsionnel existe à une demi-longueur d'onde intermédiaire, entre celle du mode local et la plus longue longueur de demi-onde, celle du

mode global du type flexionnel ou flexionnel-torsionnel. Précisant que cette longueur intermédiaire est une caractéristique fondamentale du flambement distorsionnel.

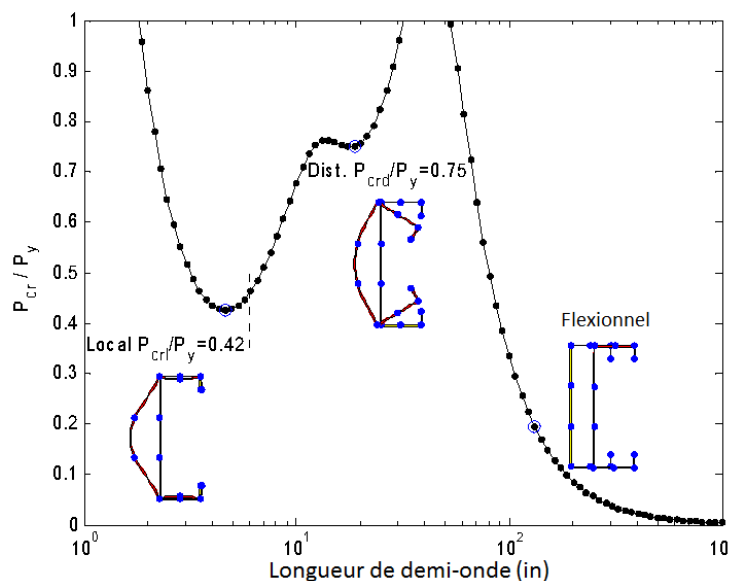


Figure 3.13 Analyse des modes purs de flambement d'un élément comprimé par la FSM

Par ailleurs, un sujet qui n'a pas été explicitement abordé dans la majorité des travaux de recherche est la restriction du mode distorsionnel par le biais des appuis ou d'autres moyens de restrictions. Des attaches aux couvertures (toitures ou bardage), ainsi que d'autres types d'appuis peuvent être utilisées afin d'entraver l'apparition du mode distorsionnel et augmenter ainsi la résistance structurelle du profilé. L'élément de renfort doit restreindre la rotation de la semelle et par conséquent provoquer la déformation du flambement dans la paroi non renforcée.

3.4 L'interaction du flambement distorsionnel avec d'autres types d'instabilité

Il est bien connu depuis longtemps que les profilés en acier formés à froid présentent des comportements post-flambement stables au niveau : local et global, avec des réserves de résistance clairement différentes : significative dans le premier cas et assez faible dans le second. Par ailleurs, des études assez récentes ont montré que (i) le comportement distorsionnel post-flambement se situe quelque part au milieu des deux précédents. Et (ii) il présente une asymétrie non négligeable par rapport au sens du mouvement de la semelle et du raidisseur (extérieur ou intérieur) (Prola and Camotim, 2002a, Prola and Camotim, 2002b, Silvestre and Camotim, 2006). Cependant, étant donné que plusieurs géométries d'éléments en acier formés à froid peuvent entraîner des contraintes globales et distorsionnelles similaires, le comportement post-flambement correspondant (élastique ou élasto-plastique), la résistance à la rupture et les mécanismes

de défaillance, sont susceptibles d'être fortement affectés par l'interaction entre ces deux modes de flambement.

Cependant, ceux impliquant l'interaction entre le flambement local et global sont de loin les mieux compris et les plus maîtrisés. Ceci est attesté par le fait que leurs effets sont déjà pris en compte dans pratiquement tous les codes de conception des aciers laminés à chaud et formés à froid, soit par le fameux concept de la *largeur effective de la plaque*, ou par la *méthode de résistance directe*, beaucoup plus récente et de plus en plus populaire. D'autre part, l'influence des effets de l'interaction du mode local/distorsionnel sur le comportement post-flambement et la résistance des colonnes de section en C a attiré l'attention de plusieurs chercheurs ces dernières années. Il convient de noter que certaines des recherches effectuées ont déjà abouti au développement et à la calibration de nouvelles applications (courbes de calcul) de la méthode de résistance directe.

L'objectif de cette section est de donner un aperçu sur l'état actuel des travaux de recherche menés sur l'interaction des modes dans des colonnes d'acier formées à froid susceptibles à subir le flambement distorsionnel. Cette investigation inclut les tests expérimentaux et les simulations numériques. Cependant, tous les résultats numériques présentés ont été obtenus soit par la théorie des poutres généralisée GBT (analyses de flambement), soit par des analyses éléments finis FEM (analyses de flambement et de post-flambement) en utilisant les codes GBTUL (Silvestre et al., 2008) et ABAQUS (ABAQUS, 2015). En outre la section suivante présente également un recensement des références bibliographiques les plus pertinentes traitant la problématique en question.

Dans les colonnes et les poutres sujettes au flambement distorsionnel, les modes couplés local/distorsionnel (L-D), local-distorsionnel-global (L-D-G) et distorsionnel-global (D-G) sont une source potentielle supplémentaire de rupture et d'érosion de la charge/moment résistant. De plus ces types d'interaction ne sont pas encore suffisamment couverts par la majorité des codes de calcul des profilés en acier formés à froid à travers le monde (Camotim et al., 2018).

Les courbes illustrées aux figures. 3.14 (a), 3.15 (a) et 3.16 (a) concernent des colonnes de section en C avec des conditions aux limites simplement appuyées, sélectionnées afin d'illustrer les phénomènes d'interaction des modes L-D, L-D-G et D-G. Chaque courbe fournit la variation de la charge critique d'instabilité P_{cr} en fonction de la longueur de colonne L (échelle logarithmique). Quant aux figures. 3.14 (b), 3.15 (b) et 3.16 (b), elles présentent les modes de flambement (i) local et/ou distorsionnel et (ii) global (flexionnel-torsionnel) des colonnes en C simplement appuyées.

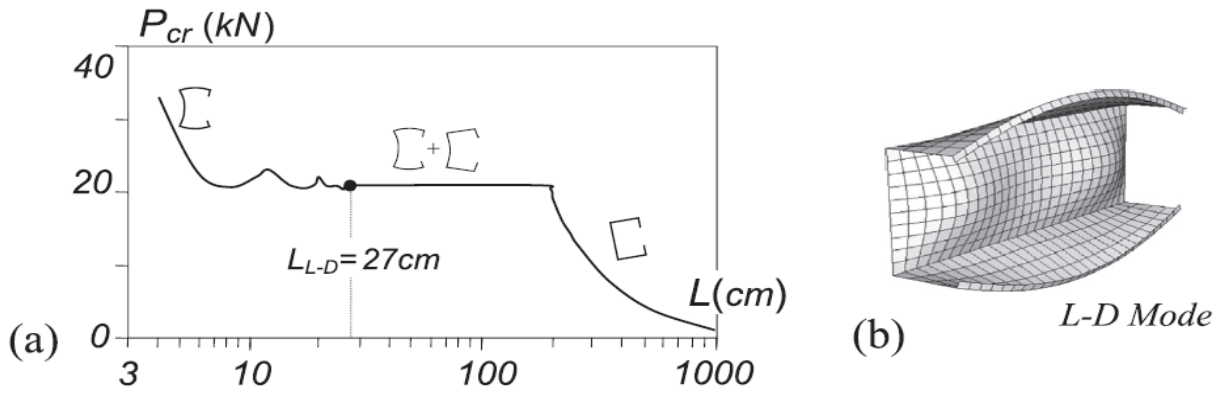


Figure 3.14 (a) Analyse de la stabilité d'une colonne en C, (b) mode combiné L-D

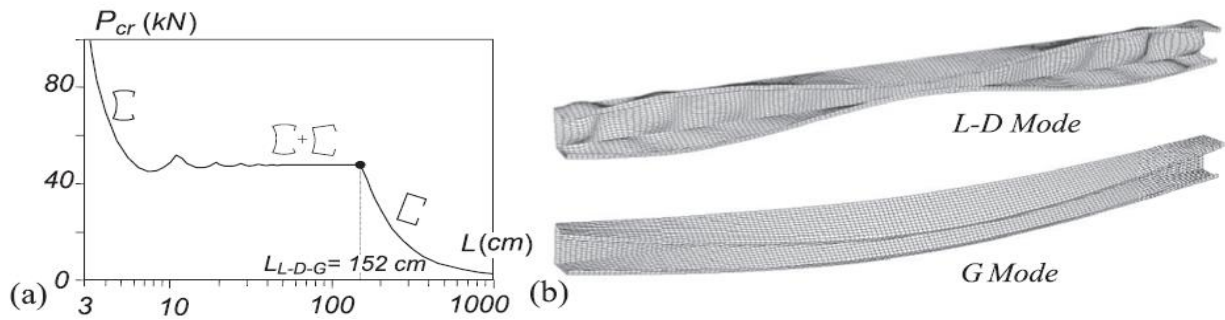


Figure 3.15 (a) Analyse de la stabilité d'une colonne en C, (b) mode combiné L-D, et le mode G

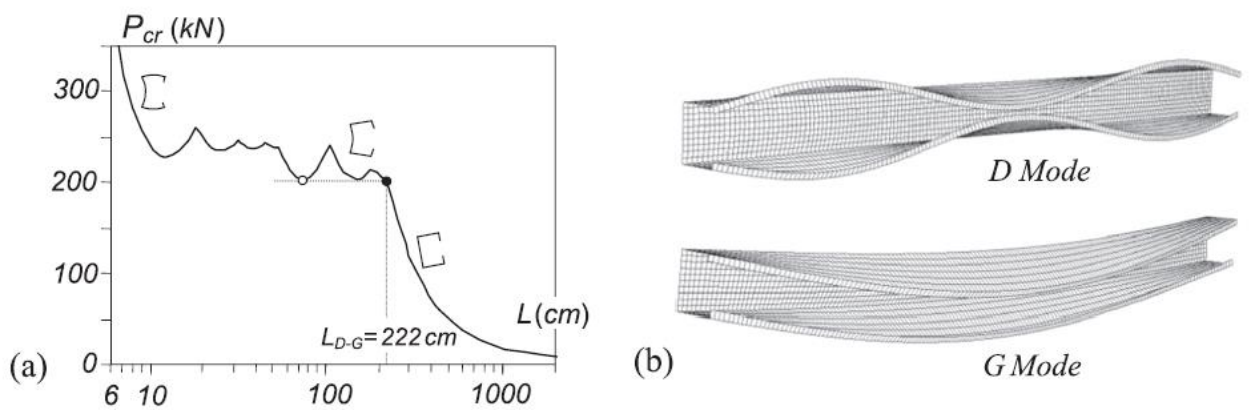


Figure 3.16 (a) Analyse de la stabilité d'une colonne en C. (b) le mode de flambement D et le mode G

En effet, le mode de flambement L-D se produit à une charge critique $P_{cr.L-D} = 21.1 \text{ kN}$, L-D-G à $P_{cr.L-D-G} = 48 \text{ kN}$, et le mode couplé D-G à $P_{cr.D-G} = 203.9 \text{ kN}$, associé à l'apparition simultanée des modes de flambement suivants: (i) 3 demi-ondes du mode local + une seule demi-onde du mode distorsionnel (voir la figure 3.14 (b)), (ii) 19 demi-ondes du mode local + 3 demi-ondes du mode distorsionnel + une seule demi-onde du mode global (voir la figure 3.15 (b)) et (iii) 3 demi-ondes du mode distorsionnel + une seule demi-onde du mode global (voir la figure 3.16 (b)).

3.4.1 Interaction du mode local-distorsionnel des colonnes en acier formées à froid

Des travaux de recherche considérables ont été consacrés à l'étude de l'interaction L-D dans les colonnes en acier formées à froid, particulièrement au cours de la dernière décennie, comprenant des investigations expérimentales, des simulations numériques et des propositions de conception. Les plus récents impliquent principalement les développements et les améliorations de la DSM. La majorité des recherches entreprises dans ce sens concernent des colonnes de section simple sans raidisseurs intermédiaires, principalement des sections en C, on évoque les travaux de Kwon et Hancock (Kwon and Hancock, 1992), Loughlan (Loughlan et al., 2012), Young (Young et al., 2012). Dinis et ses collaborateurs (Dinis et al., 2014), ont réussi à fournir des évidences expérimentales sur l'interaction du mode L-D. D'autre part, Silvestre, Dinis et Camotim (Silvestre et al., 2012, Dinis and Camotim, 2015), Kumar et Martins (Kumar, 2012) (Martins et al., 2015), ont employé la SFEA² afin d'investiguer ce phénomène d'interaction. Les résultats obtenus ont conduit à la mise en place d'une approche de conception basée sur la DSM, capable de mettre en évidence l'interaction du type L-D. Dans les colonnes de section transversale simple, le flambement local est presque toujours déclenché par l'âme, où se déroule principalement l'interaction L-D, en revanche, la présence des raidisseurs intermédiaires au niveau de cette paroi permet de restreindre ce mode. En outre, Kwon et Hancock (Kwon and Hancock, 1992), Yap et Hancock (Yap and Hancock, 2010), He et son groupe (He et al., 2014), ont rapporté des évidences expérimentales sur le phénomène d'interaction L-D déclenché par la semelle, tandis que Martins et ses collaborateurs (Martins et al., 2016) ont mené une étude numérique permettant d'évaluer l'influence de l'interaction L-D sur le comportement et la conception des colonnes en C avec des raidisseurs au niveau de l'âme. L'aboutissement de cette étude a permis de présenter plusieurs combinaisons des rapports de contraintes entre le flambement local, le flambement distorsionnel et la limite d'élasticité.

3.4.1.1 Conception par la méthode de résistance directe

Il est aujourd'hui largement admis par la communauté scientifique que les courbes/expressions de conception actuellement codifiées de la DSM, fournissent une méthodologie efficace pour la conception des colonnes et des poutres en acier formées à froid subissant : le mode distorsionnel P_{nD} , le mode local P_{nL} , le mode global P_{nG} et l'interaction entre le mode local-global.

² Shell finite element analysis

En outre, il a été bien démontré que cette méthode présente des résultats fiables et précis dans l'estimation de la résistance ultime des colonnes et des poutres en acier formées à froid. En se basant uniquement sur la limite d'élasticité de l'acier et des contraintes critiques du flambement élastiques appropriées. Pour les colonnes, les courbes de conception du mode local et distorsionnel de la DSM, ont été essentiellement calibrées par rapport aux résultats des colonnes simplement appuyées. Elles sont fournies essentiellement par des expressions du type Winter.

De plus, Schafer (Schafer, 2002) a proposé deux stratégies distinctes afin d'estimer les charges nominales des colonnes confrontées à une interaction du type L-D : en remplaçant P_y par (i) P_{nD} dans les équations P_{nL} (l'approche P_{nLD}) ou bien (ii) P_{nL} dans les équations P_{nD} (l'approche P_{nDL}). Ces approches ont déjà été utilisées par plusieurs chercheurs, par exemple, He et son groupe (He et al., 2014), Yang et Hancock (Yang and Hancock, 2004). Plus tard, Silvestre et ses collaborateurs (Silvestre et al., 2012) ont proposé une nouvelle approche de conception basée sur la DSM, développée dans le contexte des colonnes en C à extrémités fixes subissant une interaction L-D. Cette approche a été ultérieurement étendue afin de couvrir également les colonnes en H, Z et Rack par Dinis et Camotim (Dinis and Camotim, 2015).

3.4.2 Interaction du mode local-distorsionnel-global des colonnes en acier formées à froid

Les activités de recherche consacrées à l'étude de l'interaction L-D-G dans les colonnes en acier formées à froid sont relativement rares et concernent uniquement les colonnes de section en C, la plupart du temps à extrémités fixes. En effet, des tests expérimentaux et des simulations numériques sur ce sujet ont été rapportés par Young et Rasmussen (Young and Rasmussen, 1998), Young et Yan (Young and Yan, 2002), Kwon et son groupe (Kwon et al., 2009), Dinis et Camotim (Dinis and Camotim, 2011), Dinis et son groupe (Dinis and Camotim, 2011, Dinis et al., 2012), Santos et ses collaborateurs (Santos dos et al., 2012, Santos et al., 2014), Young (Young et al., 2013, Young et al., 2018), Cava et son groupe (Cava et al., 2016). Cependant, les travaux ci-dessus sont axés sur des considérations de conception dans un stage initial et ce n'est que très récemment que Dinis et son équipe (Dinis et al., 2018, Dinis et al., 2012) ont proposé une approche de conception correctement validée basée sur la DSM afin de traiter les colonnes subissant des modes interactifs distorsionnel-global-local. Toutefois, cette approche de conception a été développée exclusivement dans le contexte des colonnes de section en C. De plus, des travaux de recherche sont en cours afin d'étendre cette approche à des colonnes présentant d'autres formes de sections transversales. Les résultats numériques initiaux concernant des colonnes de section en chapeau, zed et rack, sont assez prometteurs et sont rapportés dans le travail de Martins et son groupe (Martins et al., 2015).

3.4.2.1 Conception par la méthode de résistance directe

La courbe de conception des colonnes de la DSM actuellement codifiée, concernant l'interaction du type global-local f_{nLG} est obtenue par le remplacement de f_y par f_{nG} dans les expressions fournissant la résistance locale f_{nL} . Cependant, aucune courbe de

résistance similaire n'est encore disponible pour les interactions impliquant le flambement distorsionnel. En suivant la procédure adoptée afin de considérer les interactions globales locales, il est possible de développer des approches de conception basées sur la DSM pour estimer la résistance ultime des colonnes soumises à des modes interactifs de type distorsionnel local ou global, en remplaçant (i) f_y par f_{nD} dans les équations de f_{nL} (l'approche NLD) ou (ii) f_y par f_{nG} dans les équations f_{nD} (l'approche NDG), comme il a été suggéré pour la première fois par Schafer (Schafer et al., 2010). Une version modifiée de la première procédure a été proposée par Silvestre et ses collaborateurs (Silvestre et al., 2012), dans le contexte des colonnes de section en C soumises à une interaction locale-distorsionnelle L-D, puis elle a été étendue aux colonnes de section en H, Z et R. Quant à la deuxième procédure, elle a été utilisée par Yap et Hancock (Yap and Hancock, 2010), dans le contexte des colonnes de section en C, comportant des âmes raides et faisant l'objet d'une interaction distorsionnelle-locale. En outre, ces auteurs ont suivi le même raisonnement et ont soutenu l'idée qu'il est possible de prédire les charges de rupture des colonnes en acier formées à froid affectées par l'interaction L-D-G en utilisant les valeurs de f_{nLDG} , obtenues à partir des expressions f_{nL} en remplaçant f_y par f_{nDG} . Ainsi, les résistances nominales des colonnes subissant un comportement interactif impliquant le flambement global sont f_{nLG} , f_{nDG} et f_{nLDG} .

3.4.3 Interaction du mode distorsionnel-global des colonnes en acier formées à froid

La quantité des travaux de recherche disponible sur les colonnes en acier formées à froid qui subissent une interaction du type D-G est plutôt rare. En fait, les travaux de recherche traitant l'influence de ce phénomène d'interaction sur le comportement post-flambement et la résistance à la rupture des colonnes en acier formées à froid consistent en (i) des études expérimentales sur des montants de section en rack (R) avec et sans perforations, et plus récemment, des colonnes en C renforcées par des raidisseurs au niveau de l'âme, (ii) des investigations numériques par la méthode des éléments finis sur des colonnes de section en C à extrémités fixes (encastrées). Il paraît opportun de souligner que beaucoup de travaux de recherche manquent afin de pouvoir proposer une approche de conception rationnelle traitant les interactions du type D-G. En particulier, il est indispensable d'identifier les combinaisons des rapports entre les contraintes de flambement critiques impliquées (f_{crD} et f_{crG}) et la limite d'élasticité entraînant des effets d'interaction les plus défavorables. Cependant, il convient de noter que Camotim et son groupe mènent actuellement une investigation numérique concernant le comportement, la résistance et la conception basée sur la DSM pour les colonnes en acier formées à froid affectées par une interaction du type D-G.

3.4.4 Interaction du mode local-distorsionnel des poutres en acier formées à froid

La quantité des travaux de recherche disponible sur les poutres soumises à une interaction du type L-D est également assez rare. La plupart des résultats disponibles traitant ce phénomène d'interaction concernent des colonnes à extrémité fixe en acier

formées à froid. En effet, un nombre réduit d'études numériques et expérimentales existe concernant l'influence de l'interaction L-D sur le comportement post-flambement et la résistance à la rupture des poutres en acier formées à froid. Cependant, les principales études sur cette question concernent des éléments poutres de section en C et en Z simplement appuyées présentant l'interaction L-D, déclenchée par la semelle ou l'âme sous une flexion uniforme autour de l'axe principal d'inertie. Quant aux investigations expérimentales, elles se limitent aux tests conduits par Bernard et al, sur des tôles minces simplement appuyées en acier formées à froid, avec et sans raidisseurs intermédiaires sous une flexion par rapport à l'axe mineur d'inertie. Toutefois, des investigations systématiques visant à identifier les combinaisons des rapports M_{crL} ou M_{crD} , et M_y conduisant à d'importants effets d'interaction L-D sont toujours en cours, afin de parvenir à une approche de conception efficace et fiable basée sur la DSM.

3.5 Conclusion

La plupart des éléments en acier formés à froid présentent des sections transversales ouvertes très élancées à paroi mince, ce qui les rend très sensibles à plusieurs phénomènes d'instabilité, à savoir : local, distorsionnel, global et leur interaction éventuelle. En fonction de la longueur de l'élément et des dimensions de la section transversale, l'un de ces modes de flambement peut être critique. En outre, la complexité liée à la conception des profilés en acier formés à froid est justifiée par le nombre croissant des travaux de recherche entrepris afin de fournir une méthode intégrant les mécanismes de ruine du type local, distorsionnel, global dans une procédure de dimensionnement simple et rationnelle.

Ce chapitre a mis en relief les investigations entreprises sur le phénomène de flambement distorsionnel et les travaux de recherche destinés à améliorer la résistance et la conception vis-à-vis de ce mode d'instabilité.

La partie initiale de son contenu s'est intéressée à la présentation d'un aperçu sur l'historique de recherche du mode distorsionnel des structures à parois minces formées à froid. L'instabilité en question est jeune son introduction dans les codes et les spécifications de conception ne remonte qu'au 1990, et par conséquent c'est la dernière instabilité à avoir été codifiée par rapport aux deux autres modes de flambement local et global.

On peut conclure que, la résistance ultime des colonnes subissant le mode distorsionnel mérite davantage d'attention, car d'une part ce mode possède une capacité de réserve post-flambement appréciable mais qui reste inférieure à celle du mode local. Et d'autre part, le flambement distorsionnel peut contrôler la résistance ultime de l'élément même lorsque la contrainte de flambement élastique distorsionnelle est supérieure à la contrainte de flambement élastique locale.

La seconde partie de ce chapitre s'est consacrée à la présentation des différents travaux théoriques, expérimentaux et numériques traitant les diverses questions liées au mode distorsionnel.

Par la suite une revue a été entreprise au sujet de l'interaction de ce mode avec d'autres types de flambement et sur la prise en compte de ce concept d'interaction dans une démarche de conception des éléments structuraux à parois minces.

Le chapitre suivant va s'articuler autour d'une nouvelle approche simplifiée régissant le mode distorsionnel par un mécanisme novateur, établi à la lumière d'un processus de classification des modes de flambement affectant la forme de section des colonnes en C simplement appuyées, uniformément comprimées

Chapitre 4

Proposition d'une méthode de conception des colonnes à parois minces sujettes au mode distorsionnel

*Se donner du mal pour les petites choses,
c'est parvenir aux grandes, avec le temps.*
Samuel Beckett

4.1 Introduction

Au cours de ces dernières décennies, les éléments en acier formés à froid en tant qu'éléments porteurs et non porteurs, ont connu un développement intense en matière d'utilisation dans les constructions de faible à moyenne hauteur. Et principalement pour les structures à caractère résidentiel et non résidentiel. Il a été rapporté qu'un pourcentage important d'acier utilisé aujourd'hui dans le domaine de la construction métallique est par excellence l'acier formé à froid (AFF). Sa part de marché a augmenté de manière significative depuis quelques années. Ce potentiel résulte essentiellement des prestations constructives dont il dispose. Parmi les qualités majeures à souligner : un bon rapport résistance/poids, un assemblage facile, un comportement satisfaisant vis-à-vis des forces sismiques et des composants recyclables. Cependant, l'usage de l'acier formé à froid conduit souvent à des éléments structuraux présentant un rapport largeur/épaisseur relativement grand. Toutefois, lorsqu'ils sont soumis à des efforts de compression, ils nécessitent une considération appropriée. Dans la plupart des cas, les éléments formés à froid présentent un comportement complexe régi par les phénomènes de stabilité de type : local, distorsionnel, global et leur potentielle interaction.

Le mode de flambement local est caractérisé par la flexion des plaques, les angles ne subissent aucune translation ni rotation. Ce phénomène de flambement entraîne une réduction de la résistance du fait du décalage du centre de gravité de la section efficace, la

longueur de flambement est jugée inférieure à la plus grande dimension caractéristique de l'élément. Le flambement distorsionnel se produit à une longueur d'onde intermédiaire. C'est un mode d'instabilité des sections à parois minces comprimées ou fléchies, la forme déformée de ce mode est définie par la rotation et la translation de la semelle raidie (semelle-raidisseeur) par rapport à la jonction âme-semelle, comme illustrée sur la figure 4.1, ce phénomène se produit fréquemment par le flambement global de l'ensemble comprimé semelle-raidisseeur (Yu and Yan, 2011).

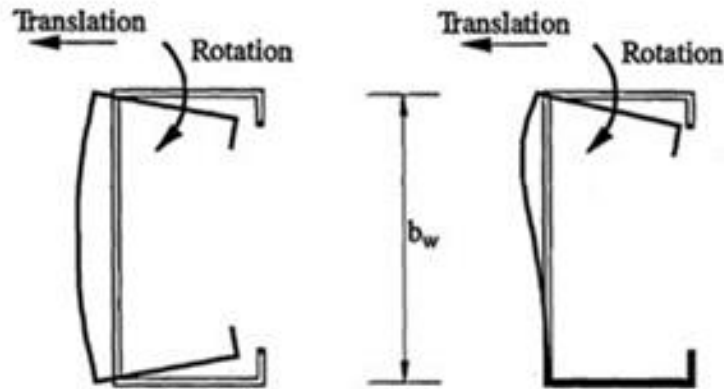


Figure 4.1 La forme déformée du mode distorsionnel d'une section en C sous la compression et la flexion (Pala, 2008)

Quant au flambement d'Euler, à des longueurs d'onde relativement longues, la section toute entière subit une translation ou une rotation sans aucune distorsion significative de la forme de la section transversale. Selon les déformations et le type de chargement, d'autres sous-classes d'instabilité peuvent être définies : flexionnelle, torsionnelle, flexionnelle - torsionnelle et latérale - torsionnelle. Il faut noter que ces modes peuvent être dérivés analytiquement, au moins pour certains types de sections transversales et de conditions aux limites (Djafour, 2007).

D'autre part, il est bien connu que les éléments à parois minces présentent des comportements stables post flambement aux niveaux : local et global, avec des réserves de résistance postcritiques respectivement élevées et faibles (Silvestre and Camotim, 2004b, Silvestre and Camotim, 2004a). En outre, des analyses numériques et investigations expérimentales indiquent que le comportement distorsionnel post flambement se situe entre les deux précédents et présente une sensibilité accrue aux différents types d'imperfections (Bešević et al., 2017).

En effet, l'évaluation correcte de la charge critique (ou le moment critique) élastique des trois modes de flambement, joue un rôle crucial dans l'évaluation de la capacité portante d'un élément structural à paroi mince (Mahi et al., 2018). Cela peut être effectué en utilisant des formules analytiques ou des méthodes numériques (par exemple, la méthode des éléments finis (Casafont et al., 2009) ou la méthode des bandes finies (Djafour et al., 2010). Les expressions analytiques pour l'évaluation des contraintes critiques de flambement local et d'Euler ont été déjà fournies par Timoshenko et Gere en 1973 (Timoshenko, 1973) et sont régies par la théorie des plaques de Kirchhoff pour le

mode local et la théorie des poutres de Vlassov pour le mode global. En revanche, la prédiction de la contrainte critique distorsionnelle reste généralement basée sur des approches analytiques fondées sur la notion de rotation de l'ensemble semelle-raideur ; d'où la contribution de l'âme est représentée par une rigidité rotationnelle et translationnelle au point de jonction âme-semelle (Ajeesh and Jayachandran, 2016). Par ailleurs, plusieurs recherches ont fourni des formules explicites afin de prédire la contrainte critique du flambement distorsionnel. Des modèles analytiques sont disponibles pour les colonnes (Lau and Hancock, 1987), ainsi que les poutres par (Hancock, 1997). Dans l'article de (He and Zhou, 2014), une nouvelle méthode de calcul de la résistance en faveur de ce mode, basée sur la courbe de résistance de Hancock, a été proposée afin de prédire la capacité portante des sections engendrant le mode distorsionnel.

Les méthodes réglementaires de conception des éléments de structures en (AFF) sujettes au flambement distorsionnel demeurent relativement compliquées pour la stratégie de dimensionnement. Néanmoins, une approche de conception simple et pratique de ce mode reste nécessaire à notre avis pour les ingénieurs et les chercheurs afin de résoudre les problèmes complexes d'instabilités auxquelles ils sont habituellement confrontés, et principalement en concevant les éléments enclins au mode distorsionnel.

L'objectif majeur de cette étude est le développement d'une approche de conception permettant d'évaluer la contrainte critique élastique distorsionnelle. Cette procédure est basée principalement sur une technique d'identification des instabilités des colonnes à parois minces uniformément comprimées. Cette méthode originale a été développée par le professeur Djafour dans sa thèse de doctorat en 2007 (Djafour, 2007). Ce scientifique a suggéré qu'il est possible d'identifier la zone où le voilement d'un élément plan est déterminant en calculant son coefficient de voilement et en le comparant à des valeurs-limites. Il est important, en l'occurrence, de noter que la section des profilés a été considérée dans son ensemble, autrement dit, l'interaction entre les parois planes de cette dernière a été évidemment prise en compte.

Dès lors, il a été constaté que la performance des sections en C ayant un rapport $0.1 \leq b_2/b_1 \leq 1$ et un rapport $0 \leq b_3/b_1 \leq 0.5$ est classée en huit catégories. Par ailleurs, une étude comparative a été mise en œuvre entre les approches analytiques, stipulées dans les normes de conception actuelles des structures en acier formées à froid: (AISI-S100, 2007), (AS/NZS-4600, 2005), (CEN, 2006a) et les résultats de l'analyse numérique, en ayant recours à la méthode des bandes finies (MBF) ; en vue d'évaluer la contrainte critique distorsionnelle notée σ_{crd}^{MBF} des colonnes en C uniformément comprimées simplement appuyées.

Dans ce qui suit nous allons d'abord présenter un rappel théorique portant sur le principe et les hypothèses de chaque méthode réglementaire, de calcul de la contrainte critique distorsionnelle. On entamera ultérieurement la procédure de classification et les résultats de l'étude comparative.

4.2 Les méthodes analytiques simplifiées de prédiction de la contrainte critique distorsionnelle

L'intuition pour le mode local est relativement simple et basique : à mesure que l'élançement de la paroi augmente, la contrainte critique du mode local diminue. Cela fut très utile aux ingénieurs concevant des sections enclines au mode local. Une approche similaire basée sur la géométrie de la section à l'égard du mode distorsionnel n'est pas simple à y arriver.

Pendant plusieurs années, le mode distorsionnel des profilés à parois minces disposant des raidisseurs de bord dans leurs sections a été gouverné par le concept de la rigidité à la rotation au niveau de la jonction âme/semelle, pour la majeure partie des méthodes analytiques en vigueur. Toutefois, les sections caractérisées par des âmes élancées induisent à la réduction de la rigidité à la rotation à la jonction âme/semelle. Il en résulte dans ce cas une déformation matérialisant le mode distorsionnel.

Concernant les semelles, si celles-ci sont de largeur réduite, le voilement de l'âme se produit à des longueurs d'onde proches de celles du mode distorsionnel initié par la semelle ; en l'occurrence, le mode en question apparaît à des niveaux de contraintes inférieurs à celles du mode local.

Quant aux semelles de largeur excessive, dans ce cas, l'approche est orientée vers la taille du raidisseur nécessaire pour le maintien de la semelle.

Pour des longueurs de raidisseur pratiques, les semelles larges entraînent également de faibles contraintes distorsionnelles. Les raidisseurs longs sont bénéfiques contre l'instabilité distorsionnelle mais deviennent trop sensibles au mode local.

C'est dans cette perspective, que des efforts de recherches ont été déployés afin de s'atteler aux problèmes liés à la compréhension du mode distorsionnel. C'est ainsi que des modèles analytiques approximatifs ont été proposés en vue d'élaborer des formules simples de calcul manuel des charges critiques, on évoque les travaux de : (Sharp, 1966), (Desmond, 1978), (Lau and Hancock, 1987), (Jiang and Davies, 1997), (Schafer and Peköz, 1999). Un nouveau modèle analytique, similaire à (Lau and Hancock, 1987), a été proposé par (Li and Chen, 2008) à travers une disposition différente des ressorts et a montré de meilleurs résultats pour prédire les charges critiques de flambement distorsionnel.

Des formules empiriques pour le calcul de la contrainte de flambement distorsionnel ont également été proposées, en utilisant les données obtenues à partir des modèles analytiques susmentionnés, ou des solutions numériques telles que GBT et MBF, en utilisant des programmes génériques (Pala, 2008), ou des réseaux neuronaux (Pala and Caglar, 2007). Bien qu'elles soient dépourvues de base mécanique, ces formules empiriques présentaient l'avantage de la simplicité dans la prévision des charges de flambement distorsionnelle.

Cependant, les méthodes de calcul manuel pour le flambement distorsionnel sont relativement lourdes. Les méthodes numériques, telles que la méthode des éléments finis (MEF) ou la méthode des bandes finies (MBF) se sont révélées comme des méthodes efficaces dans la détermination des contraintes de flambement élastique du type local et distorsionnel.

La théorie des poutres généralisées (GBT) est une extension de la théorie des poutres classique. Elle permet de prendre en compte la distorsion de la section transversale (Silvestre and Camotim, 2002a, Silvestre and Camotim, 2002b, Silvestre and Camotim, 2003). Le temps de résolution de cette méthode est court et s'applique à la fois aux membres ayant des conditions aux limites simplement appuyées et encastées. L'Université technique de Lisbonne a mis au point un programme GBT convivial, baptisé GBTUL (<http://www.civil.ist.utl.pt/gbt/>) qui effectue des analyses de flambement élastique et de vibrations des éléments prismatiques à paroi mince.

La méthode des bandes finies MBF s'est révélée être une approche très utile car elle présente un temps de résolution court comparé à la méthode des éléments finis et ne nécessite pas de discrétisation dans le sens longitudinal (figure 4.2). La méthode des bandes finies prend également en compte l'interaction entre les éléments plans de la section.

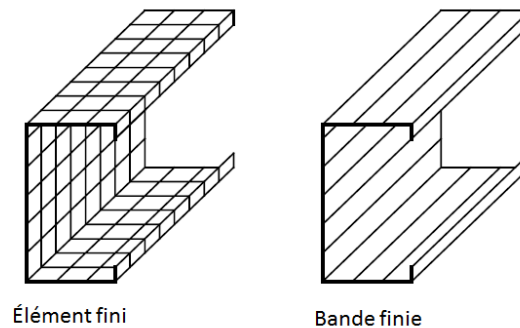


Figure 4.2 La discrétisation par éléments finis et par bandes finies

Développée à l'origine par Y.K. Cheung (Cheung, 1968). Cependant l'utilisation de la méthode des bandes finies pour comprendre et prévoir le comportement des éléments en acier laminé à chaud et des éléments en acier formés à froid a été considérablement développée par G. Hancock. Par l'introduction de la courbe signature, il a permis le traçage de la contrainte critique de flambement, en fonction de la longueur de la demi-onde de flambement. Autrement dit, en forçant l'élément de structure à se déformer lors de l'instabilité en ne produisant qu'une seule demi-sinusoïde tel qu'il est montré par la figure 4.3. Par conséquent, cette courbe signature a accordé la mise en évidence des trois classes d'instabilité : locale L (ou voilement), par distorsion D et globale G (ou Eulérienne). En outre, plusieurs progiciels à base de la méthode des bandes finies sont disponibles, on peut désigner (CFS), (Thin Wall), (SSS) et le plus populaire (CUFSM).

Le CUFSM est un programme informatique permettant d'effectuer l'analyse du flambement élastique des éléments à parois minces. CUFSM emploie la méthode des bandes finies semi-analytique afin de fournir des solutions pour la stabilité de la section transversale des éléments à parois minces (Ádány and Schafer, 2006).

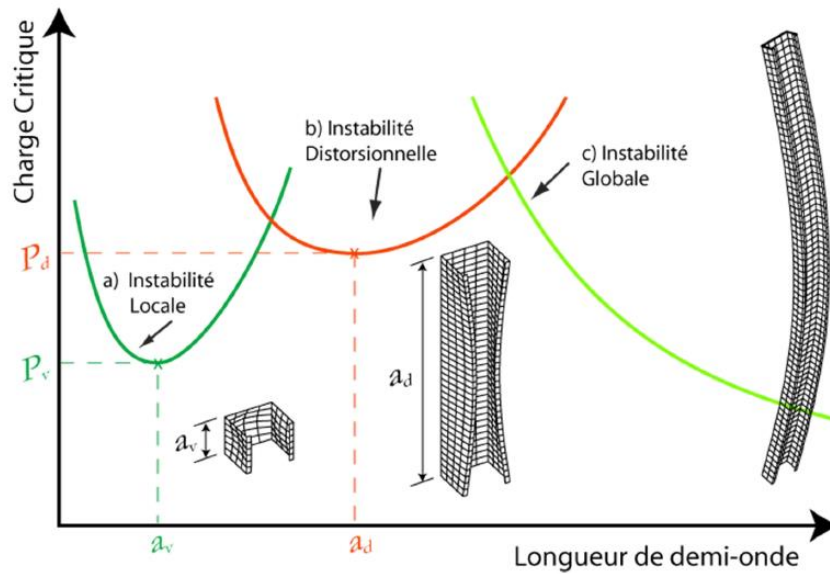


Figure 4.3 Charges critiques et formes déformées d'un profilé de section en C

4.2.1 Méthode Européenne EC3 EN 1993-1-3 : 2006

La norme EN1993-1-3 (CEN, 2006a) ne prévoit pas de dispositions explicites pour le flambement distorsionnel. Cependant, une procédure de calcul peut être obtenue à partir de l'interprétation des règles données par ce code, pour les éléments plans avec des renforts (raidisseurs) de bord ou intermédiaires en compression. Le dimensionnement des éléments comprimés avec des raidisseurs de bord ou intermédiaires repose sur l'hypothèse affirmant que le raidisseur se comporte comme un élément comprimé avec une retenue partielle. Cette retenue est représentée par une rigidité de ressort qui dépend des conditions aux limites et de la rigidité flexionnelle des éléments plans adjacents de la section transversale. Cette rigidité du raidisseur peut être déterminée en appliquant une charge unitaire par unité de longueur à l'emplacement du raidisseur, comme le montre la figure 4.4. La rigidité de rotation du ressort C_θ caractérise la rigidité flexionnelle de l'âme. La rigidité du ressort K par unité de longueur peut être déterminée à partir de :

$$K = u/\delta \quad (4.1)$$

Où δ est le déplacement du raidisseur dû à la charge unitaire u .

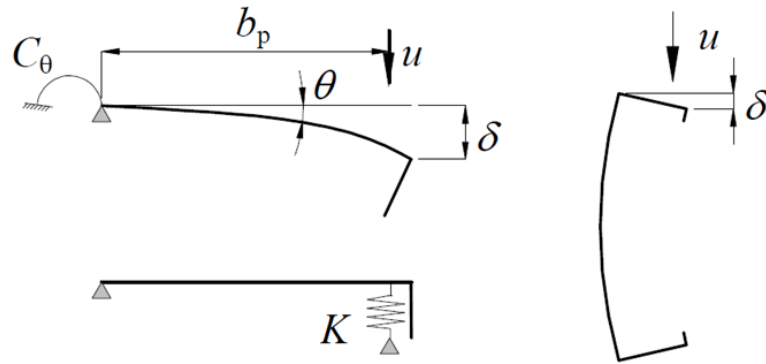


Figure 4.4 Détermination de la rigidité du ressort K selon EN1993-1-3 (CEN, 2006a)

La contrainte de flambage critique élastique est donnée par Timoshenko et Gere (Gere and Timoshenko, 1961) :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_s}{A_s \cdot \lambda^2} + \frac{I}{A_s \cdot \pi^2} K \cdot \lambda^2 \quad (4.2)$$

Où A_s et I_s sont l'aire de la section efficace et le second moment d'inertie du raidisseur conformément à l'EN 1993-1-3 (CEN, 2006a), comme illustré dans la figure 4.5 pour une section avec un raidisseur de bord.

$\lambda = L/m$ est la longueur de demi-onde; m est le nombre de demi-onde.

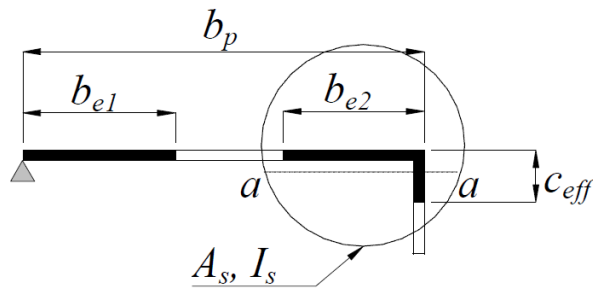


Figure 4.5 L'aire efficace d'une section transversale avec raidisseur de bord

La longueur de demi-onde de flambement peut être dérivée de l'équation. (4.2) en minimisant la contrainte critique :

$$\lambda_{cr} = \sqrt[4]{\frac{E \cdot I_s}{K}} \quad (4.3)$$

La contrainte critique du flambement du raidisseur, peut-être dérivée, après substitution, comme :

$$\sigma_{cr} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} \quad (4.4)$$

Le mode distorsionnel est considéré d'une manière implicite dans ce code, dans la vérification de résistance vis-à-vis du mode local. La figure 4.6 présente le modèle distorsionnel de l'Eurocode et les formes déformées associées pour le cas des sections en C et en Z sous des contraintes de compression et de flexion.

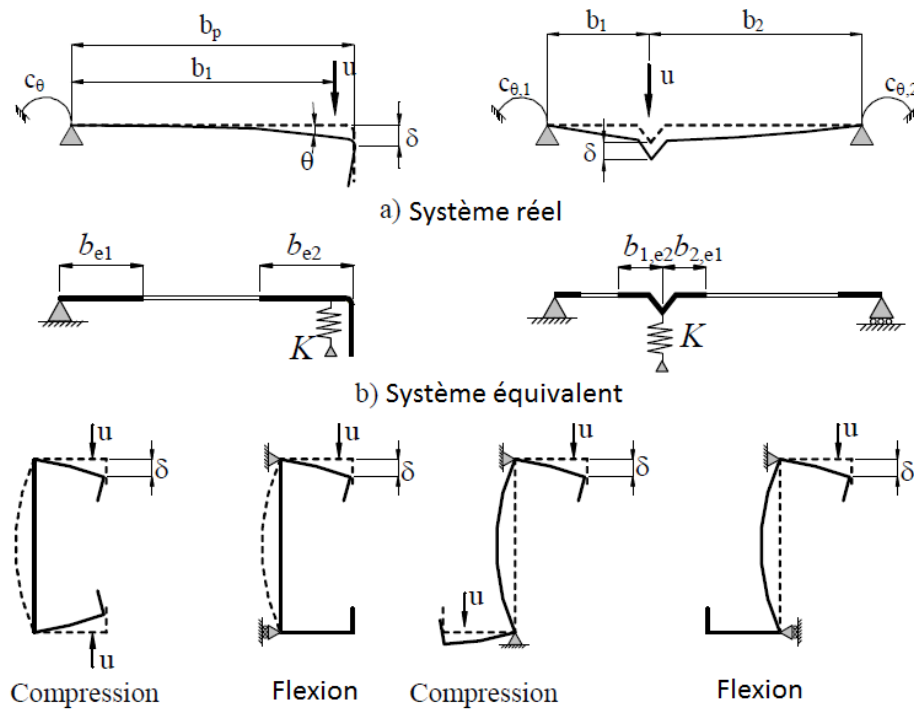


Figure 4.6 Détermination de la rigidité des ressorts

Dans ce qui suit nous allons présenter les recommandations de la norme Européenne pour les sections de forme C avec raidisseur de bord, qui ont d'ailleurs fait l'objet du travail en question. Toutefois, le cas des sections avec raidisseurs intermédiaires est présenté dans les paragraphes §5.5.3.3 de l'EN 1993-1-3 (CEN, 2006a).

La flèche δ doit être obtenue par :

$$\delta = \theta \cdot b_p + \frac{u \cdot b_p^3}{3} \cdot \frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{E \cdot t^3} \quad (4.5)$$

Avec

$$\theta = u \cdot b_p / C_\theta \quad (4.6)$$

Dans le cas des raidisseurs de bord des sections en C et des sections en Z, C_θ doit être déterminée avec les charges unitaires u appliquées conformément à la figure 4.6. Il en résulte l'expression suivante pour la raideur du ressort K_1 pour la semelle 1 :

$$K_1 = \frac{E.t^3}{4.(1-\nu^2)} \cdot \frac{1}{b_1^2.h_w + b_1^3 + 0.5.b_1.b_2.h_w.k_f} \quad (4.7)$$

$k_f = 0$ Si la semelle inférieure est en traction (par exemple pour une poutre en flexion autour de l'axe y-y).

$k_f = A_{s2}/A_{s1}$ Si la semelle inférieure est en compression (par exemple pour un élément en compression axiale).

$k_f = 1$ Pour une section symétrique en compression.

Le facteur de réduction χ_d de la résistance au flambement distorsionnel (flambement flexionnel du raidisseur), peut-être obtenu à partir de l'élanement relatif λ_d :

$$\text{Si } \bar{\lambda}_d \leq 0.65 \quad \chi_d = 1 \quad (4.8)$$

$$\text{Si } 0.65 < \bar{\lambda}_d < 1.38 \quad \chi_d = 1.47 - 0.732\bar{\lambda}_d \quad (4.9)$$

$$\text{Si } \bar{\lambda}_d \geq 1.38 \quad \chi_d = \frac{0.66}{\bar{\lambda}_d} \quad (4.10)$$

Où

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb}/\sigma_{cr,s}} \quad (4.11)$$

$\sigma_{cr,s}$ Est la contrainte critique élastique du raidisseur, donnée par l'équation (4.4)

Un raidisseur de bord ne sera pas pris en compte dans la détermination de la résistance de l'élément si les conditions suivantes ne soient remplies :

- L'angle entre le raidisseur et l'élément plan doit être compris entre 45° et 135°.
- La largeur du raidisseur c ne doit pas être inférieure à 0,2b, où b et c sont indiqués à la figure 4.7.
- Le rapport b/t ne doit pas être supérieur à 60 pour un raidisseur à pli unique, et à 90 pour un raidisseur à double pli.

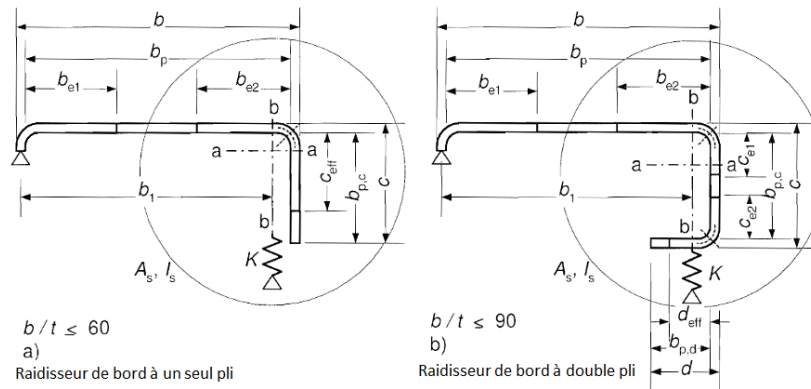


Figure 4.7 Définition des principales dimensions des raidisseurs de bord

Il paraît opportun de rappeler que la section transversale du raidisseur doit comprendre les parties effectives du raidisseur (élément c ou les éléments c et d comme le montre la figure 4.7 plus la partie efficace adjacente, b_{e2} , de l'élément plan b_p .

Si les critères susmentionnés sont remplis, la résistance du raidisseur peut être déterminée à partir de la procédure générale suivante :

Étape 1 : l'obtention d'une section efficace initiale du raidisseur en utilisant des largeurs efficaces déterminées, tout en supposant que le raidisseur procure une retenue complète et que :

$$\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0} \quad (4.12)$$

Étape 2 : utilisation de la section efficace initiale du raidisseur pour déterminer le facteur de réduction du flambement distorsionnel (flambement flexionnel du raidisseur), en tenant compte des effets de la contrainte continue du ressort.

Étape 3 : des itérations éventuelles afin d'affiner la valeur du facteur de réduction pour le flambement du raidisseur.

Les valeurs initiales des largeurs effectives b_{e1} et b_{e2} indiquées à la figure 4.7 doivent être déterminées à partir de § 5.5.2 en supposant que l'élément plan b_p est simplement appuyé sur les deux bords longitudinaux voir le tableau 4.1 de l'EN 1993-1-5 (CEN, 2006b).

Les valeurs initiales des largeurs effectives c_{eff} et d_{eff} indiquées à la figure 4.7 doivent être obtenues comme suit :

- a) Pour un raidisseur de bord à pli simple :

$$c_{eff} = \rho \cdot b_{p,c} \quad (4.13)$$

Avec ρ obtenu selon EN1993-1-5 (CEN, 2006b), en utilisant une valeur du facteur de flambement k_σ donnée comme suit :

$$\text{Si } b_{p,c}/b_p \leq 0.35 \quad k_\sigma = 0.5 \quad (4.14)$$

$$\text{Si } 0.35 < b_{p,c}/b_p \leq 0.6 \quad k_\sigma = 0.5 + \sqrt[3]{(b_{p,c}/b_p - 0.35)^2} \quad (4.15)$$

b) Pour un raidisseur de bord à double pli :

$$c_{eff} = \rho \cdot b_{p,c} \quad (4.16)$$

Avec ρ obtenu, en utilisant une valeur du facteur de flambement k_σ pour un élément simplement appuyé donné selon le tableau 4.1 de l'EN1993-1-5 (CEN, 2006b):

$$d_{eff} = \rho \cdot b_{p,d} \quad (4.17)$$

Avec ρ obtenu, en utilisant une valeur du facteur de flambement k_σ pour un élément externe donnée selon le tableau 4.2 de l'EN1993-1-5 (CEN, 2006b):

La section efficace du raidisseur A_s doit être obtenue à partir de :

$$A_s = t \cdot (b_{e2} + c_{eff}) \quad \text{Ou} \quad A_s = t \cdot (b_{e2} + c_{e1} + c_{e2} + d_{eff}) \quad (4.18)$$

Le facteur de réduction χ_d du mode distorsionnel doit être obtenu à partir de la valeur de $\sigma_{cr,s}$ de l'équation (4.4) en utilisant la méthode indiquée précédemment.

Si $\chi_d < 1$, le calcul de la section effective peut être affiné de manière itérative, en commençant l'itération par les valeurs modifiées de ρ obtenues à l'aide des formules de la section §3.7.2 avec $\sigma_{com,Ed,i} = f_{yb}/\gamma_{M0}$ de sorte que :

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \cdot \sqrt{\chi_d} \quad (4.19)$$

La section efficace réduite du raidisseur $A_{s,red}$ tenant compte du flambement flexionnel du raidisseur doit être considérée comme :

$$A_{s,red} = \chi_d \cdot A_s \cdot \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{comp,Ed}} \quad \text{Mais} \quad A_{s,red} \leq A_s \quad (4.20)$$

Où

$\sigma_{comp,Ed}$ Est la contrainte de compression appliquée au CDG du raidisseur, et calculée en se basant sur la section transversale efficace.

Pour déterminer les propriétés efficaces, l'aire effective réduite $A_{s,red}$ doit être représentée en utilisant une épaisseur réduite $t_{red} = t \cdot A_{s,red}/A_s$.

4.2.2 Commentaires :

Cette méthode ne tient pas compte de l'effet de la longueur de la colonne, mais suppose qu'elle est suffisamment longue pour que des demi-ondes entières se produisent. Dans le cas des raidisseurs intermédiaires, la procédure est similaire, mais la rigidité rotationnelle due aux éléments plans adjacents est ignorée et l'élément plan raidi est supposé être simplement appuyé. En effet, pour les éléments avec raidisseurs de bord ou intermédiaires, le dimensionnement vis-à-vis du mode distorsionnel est limité à la vérification de l'efficacité du raidisseur. Pour une analyse plus complète, le code donne au concepteur la liberté d'utiliser des méthodes numériques.

Cependant, le règlement américain (AISI-S100, 2007), et le code australien (AS/NZS-4600, 2005), adoptent dans leurs procédures d'évaluation de la résistance, la méthode de la DSM, qui utilise des courbes de résistance pour la section complète afin de prédire la capacité portante des éléments en (AFF). Ces courbes sont initialement élaborées par Winter, et au fur et à mesure des modifications y ont été apportées par un certain nombre de résultats expérimentaux. Il en résulte des formules d'évaluation de la capacité nominale des différents modes purs de flambement impliqués dans la démarche de dimensionnement.

4.2.3 Méthode de Schafer (1999)

Pour un dimensionnement pratique, les méthodes analytiques de prédiction de la charge ou du moment de flambement élastique sont souvent souhaitées. Étant donné que le flambement distorsionnel implique principalement la rotation de la semelle raidie (semelle-raisseur), le mode distorsionnel de la section peut être obtenu en considérant le flambement latéral-torsionnel de la semelle comprimée (Schafer and Peköz, 1999). Comme le montre la figure 4.8, la semelle est modélisée par une colonne indéformable ayant des ressorts au point de jonction de l'âme. Cependant, les trois ressorts représentent l'effet apporté par la retenue de l'âme. En considérant l'équilibre entre les forces dans les directions x et y et l'équilibre entre les moments par rapport à l'axe passant par le centre de cisaillement, les équations différentielles qui régissent le comportement sont les suivantes :

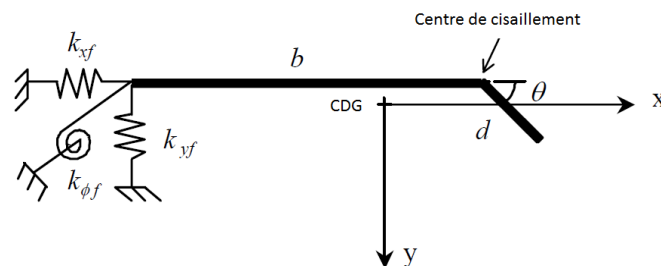


Figure 4.8 Le modèle analytique de la semelle raidie

$$EI_{yf} \frac{d^4 u}{dz^4} + EI_{xyf} \frac{d^4 v}{dz^4} + P \left(\frac{d^2 u}{dz^2} + y_0 \frac{d^2 \phi}{dz^2} \right) + K_{xf} (u + (y_0 - h_y) \phi) = 0 \quad (4.21)$$

$$EI_{xf} \frac{d^4 v}{dz^4} + EI_{xyf} \frac{d^4 u}{dz^4} + P \left(\frac{d^2 v}{dz^2} - x_0 \frac{d^2 \phi}{dz^2} \right) + K_{yf} (v - (x_0 - h_x) \phi) = 0 \quad (4.22)$$

$$EC_{wf} \frac{d^4 \phi}{dz^4} - \left(GJ_f - \frac{I_{of}}{A_f} P \right) \frac{d^2 \phi}{dz^2} - P \left(x_0 \frac{d^2 v}{dz^2} - y_0 \frac{d^2 u}{dz^2} \right) + K_{xf} (u + (y_0 - h_y) \phi) (y_0 - h_y) - K_{yf} (v - (x_0 - h_x) \phi) (x_0 - h_x) + K_{\phi f} \phi = 0 \quad (4.23)$$

La contrainte de flambement élastique distorsionnelle (σ_{crd}) vaut :

$$\sigma_{crd} = \frac{k_{\phi fe} + k_{\phi ve}}{\tilde{k}_{\phi fg} + \tilde{k}_{\phi vg}} \quad (4.24)$$

Les termes qui apparaissent dans cette formule sont définis ci-dessous. Il faut prendre comme valeur de L, le résultat de l'équation suivante :

$$L = \min (L_{cr}, L_m) \quad (4.25)$$

Les rigidités à la rotation de la semelle :

$$k_{\phi fe} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^4 \left(EI_{xf} (x_0 - h_x)^2 + EC_{wf} - E \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) + \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 GJ_f \quad (4.26)$$

$$k_{\phi fg} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \left[A_f \left((x_0 - h_x)^2 \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right)^2 - 2y_0 (x_0 - h_x) \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}} \right) + h_x^2 + y_0^2 \right) + I_{yf} + I_{yf} \right] \quad (4.27)$$

Longueur critique et rigidités à la rotation de l'âme pour les colonnes comprimées :

$$L_{cr} = \left(\frac{6\pi^4 h(1-\nu^2)}{t^3} \left(I_{xf} (x_0 - h_x)^2 + C_{wf} - \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} (x_0 - h_x)^2 \right) \right)^{1/4} \quad (4.28)$$

$$k_{\phi ve} = \frac{Et^3}{6.h.(1-\nu^2)} \quad (4.29)$$

$$\tilde{k}_{\phi vg} = \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \frac{th^3}{60} \quad (4.30)$$

Il faut noter que d'autres expressions de L_{cr} , $k_{\phi ve}$ et $\tilde{k}_{\phi vg}$ sont à utiliser dans le cas des poutres (profilés soumis à la flexion). On peut les trouver dans le manuel de la DSM (Schafer, 2002a). Les autres paramètres intervenant dans les expressions ci-dessus sont :

E=module de Young

G=module de Cisaillement

ν = coefficient de Poisson

L_m = distance entre raidisseurs servant à empêcher l'instabilité distorsionnelle

t = épaisseur des parois

h = hauteur de l'âme

b = largeur de la semelle

A_f , I_{xf} , I_{yf} , I_{xyf} , C_{wf} , J_f , x_o et h_x sont les propriétés de la semelle comprimée (semelle avec son raidisseur) par rapport aux axes x et y . Ces axes prennent pour origine le centre de gravité ; l'axe x est dirigé vers la droite et l'axe y vers le bas. Pour le cas d'une semelle avec un raidisseur simple (c à d, les semelles des sections en C ou en Z), Schafer a calculé les valeurs appropriées et on les rappelle dans la figure 4.9.

A_f = aire de la section transversale de la semelle

I_{xf} = moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe x

I_{yf} = moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe y

I_{xyf} = produit d'inertie de la semelle

C_{wf} = constante de la torsion gauchie de la semelle

J_f = constante de la torsion de St. Venant de la semelle

x_o = position du centre de torsion de la semelle par rapport à l'axe x ($x_o = b - \bar{x}$)

h_x = coordonnée x de la jonction âme – semelle ; elle vaut $h_x = -\bar{y}$.

Le cas d'une paroi raidie possédant un raidisseur intermédiaire est traité à part. Pour les deux possibilités de chargement, la compression simple et la flexion composée, des formules aussi compliquées que celles présentées ci-dessus, sont données par Schafer (Schafer, 2002b).

À cette étape, il nous semble important de rappeler que ces méthodes approchées ont, à chaque fois été validées par rapport à la méthode des bandes finies conventionnelle. (Djafour, 2007)

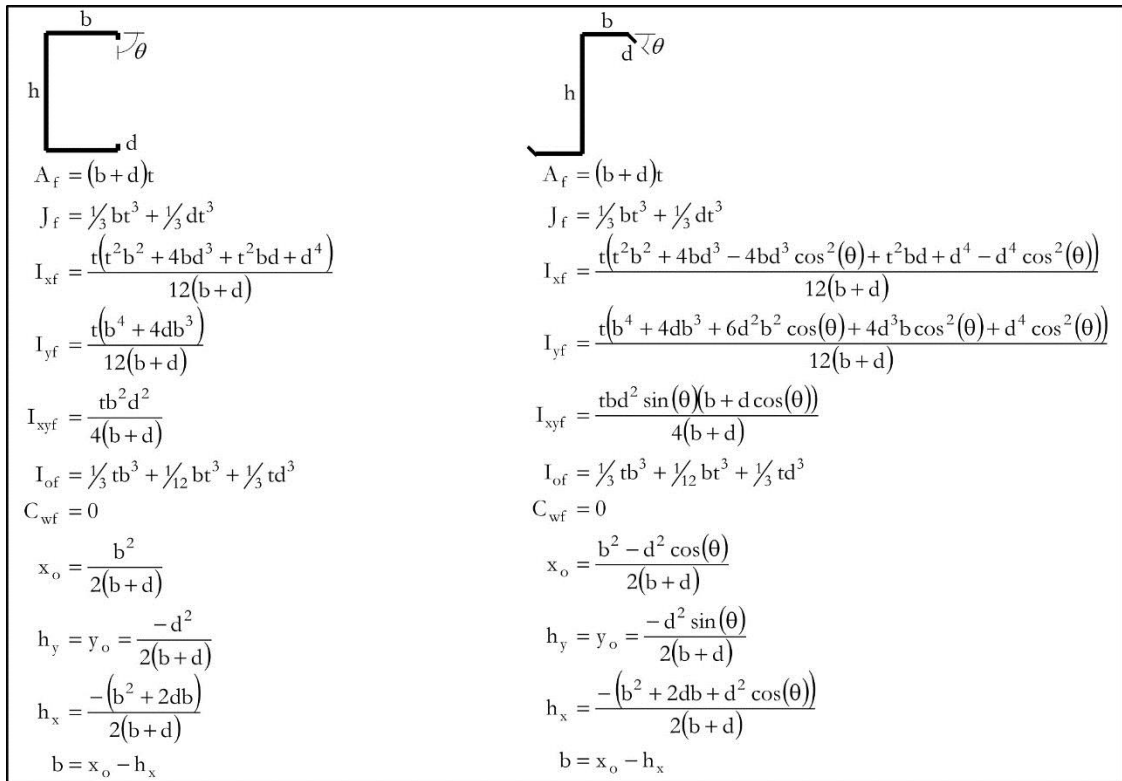


Figure 4.9 Caractéristiques géométriques des semelles des sections en C et en Z (Schafer, 2002a)

4.2.4 Calcul de la contrainte critique distorsionnelle par la méthode de Hancock (1987)

Des expressions analytiques rigoureuses pour un modèle théorique approché ont été développées en utilisant la théorie du flambement flexionnel-torsionnel d'une colonne à paroi mince indéformable développée par Timoshenko (Timoshenko and Woinowsky-Krieger, 1959) et Vlassov (Vlasov and Beams, 1961). La validité du modèle approché et sa simplification ont été vérifiées numériquement par une analyse issue de la méthode des bandes finies. D'autre part, il est assez compliqué de dériver une expression explicite pour le mode distorsionnel si l'ensemble de la section transversale doit être considéré. Cependant, étant donné que l'instabilité distorsionnelle implique principalement la rotation et la flexion latérale des semelles, une expression approximative peut être obtenue en considérant les semelles isolément, et en supposant qu'elles sont indéformables. La figure 4.10 schématise le modèle approché de Hancock (Lau and Hancock, 1987), l'effet de l'âme sur les semelles est représenté par un ressort latéral et un ressort rotationnel.

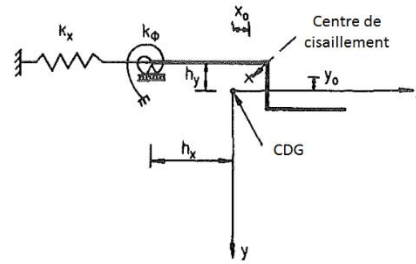


Figure 4.10 Le modèle théorique approché de Hancock

La charge de flambement élastique P peut être déterminée à partir des trois équations différentielles, considérant l'équilibre des forces dans les directions x et y et l'équilibre des moments autour de l'axe passant par le centre de cisaillement. En faisant les substitutions nécessaires, la contrainte du flambement distorsionnel peut être écrite explicitement à partir des étapes suivantes :

La première estimation de la contrainte critique distorsionnelle vaut :

$$\sigma' = \frac{E}{2.A_f} [(\alpha_1 + \alpha_2) - ((\alpha_1 + \alpha_2)^2 - 4.\alpha_3)^{1/2}] \quad (4.31)$$

Si cette racine est négative, on prend une valeur nulle de σ' .

Avec l'estimation de la contrainte critique ci-dessus, on peut évaluer la rigidité à la rotation :

$$k_\phi = \frac{E.t^3}{5.46.(h+0.06.\lambda_d)} \left[1 - \frac{1.11.\sigma'}{E.t^2} \left(\frac{h^2.\lambda_d}{h^2 + \lambda_d^2} \right) \right] \quad (4.32)$$

Avec cette rigidité on corrige les paramètres α_1 et α_3 qui deviennent :

$$\alpha_1 = \frac{\eta}{\beta_1} \cdot (I_{xf} \cdot b^2 + 0.039.J_f \cdot \lambda_d^2) + \frac{k_\phi}{\beta_1 \cdot \eta \cdot E}; \quad \alpha_3 = \eta \cdot \left(\alpha_1 \cdot I_{yf} - \frac{\eta}{\beta_1} \cdot I_{xyf}^2 \cdot b^2 \right) \quad (4.33. a,b)$$

Et on recalcule la racine de l'équation quadratique pour trouver la contrainte critique distorsionnelle avec la condition qu'elle ne doit pas être négative. Si tel est le cas on prend zéro.

$$\sigma_{crd} = \frac{E}{2.A_f} [(\alpha_1 + \alpha_2) - ((\alpha_1 + \alpha_2)^2 - 4.\alpha_3)^{1/2}] \quad (4.34)$$

Les paramètres intervenant dans les expressions ci-dessus sont :

E =Module de Young

t =épaisseur des parois

h =hauteur de l'âme

b =largeur de la semelle

A_f = Aire de la section transversale de la semelle

I_{xf} = Moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe x

I_{yf} = Moment d'inertie de la semelle par rapport à l'axe y

I_{xyf} = le produit d'inertie de la semelle

J_f = Constante de la torsion de St. Venant de la semelle

\bar{x} = distance entre la jonction âme – semelle et le CDG de la semelle.

\bar{y} = distance entre la paroi plane de la semelle et le CDG

4.2.5 Commentaires

La méthode de Schafer et celle de Hancock abordées précédemment, sont les plus simples et celles qui donnent des résultats suffisamment fiables. À cet égard, il est à noter que ces méthodes ont été validées et vérifiées chaque fois par la méthode conventionnelle MBF. La méthode indiquée dans la norme EN 1993-1-3 (CEN, 2006a) est basée principalement sur le calcul des largeurs efficaces, afin de fournir une approche de conception dans le domaine postcritique. En effet, cela peut induire à des calculs itératifs lourds et contraignants.

Cependant, il est apparu clairement que la prédiction du flambement élastique distorsionnel (charge ou moment critique élastique) et de la résistance ultime peut être assez compliquée. Développer des solutions manuelles pour la prévision du flambement élastique nécessite une application extensive de la mécanique classique. Par conséquent recourir aux méthodes numériques semble plus judicieux, afin de tenir compte de la non-linéarité géométrique et matérielle, qui joue un rôle important dans la prédiction de la résistance des éléments structuraux même ordinaires. Les solutions numériques de la résistance ultime nécessitent en ce cas, la robustesse totale de la méthode des éléments finis.

Dans ce qui suit nous allons exposer une méthode d'identification des modes de flambement des structures à parois minces. Cette méthode a été développée et mise en évidence par le professeur Djafour Mustapha dans sa thèse de doctorat (Djafour, 2007). Comme démarche originale de recherche, elle permet de lever les incertitudes et les confusions liées à la définition et la classification des modes d'instabilité de base des profilés formés à froid. Ainsi, en tant que problème de recherche, cet accomplissement s'avère très intéressant et important.

4.3 La classification des modes de flambement des sections en C soumises à la compression

Les définitions des modes d'instabilité évoquées dans la littérature, peuvent sembler claires de prime abord, cependant des confusions et des incertitudes persistent en permanence. Ce besoin de parvenir à des définitions précises à chaque mode de

distorsionnel indique que ce mode n'est pas envisageable pour ce type de sections. Dans le même sillage, il a souligné l'importance de ne pas commettre l'erreur traditionnelle consistant à classer toute instabilité qui n'est pas clairement locale, ou globale en mode distorsionnel.

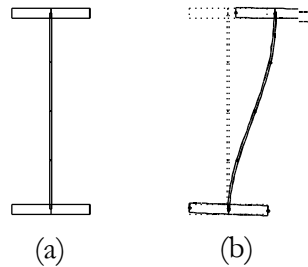


Figure 4.12 Exemple 3 : Instabilité distorsionnelle d'une section en I (Adany, 2004)

- Les profilés en C, un autre type de sections largement utilisées dans l'industrie de l'acier sont toujours présumés comme être régis par le mode local, même si l'instabilité de ces parois implique souvent la translation des lignes de bord (figure (4.13)). Cela mènerait au raisonnement suivant : l'instabilité locale pure ne peut pas avoir lieu dans les sections ouvertes, ce qui est, à nouveau, incohérent avec la classification classique des modes d'instabilité. Cependant, on peut avancer qu'on est en présence d'un problème de discontinuité dans la classification des modes d'instabilité.

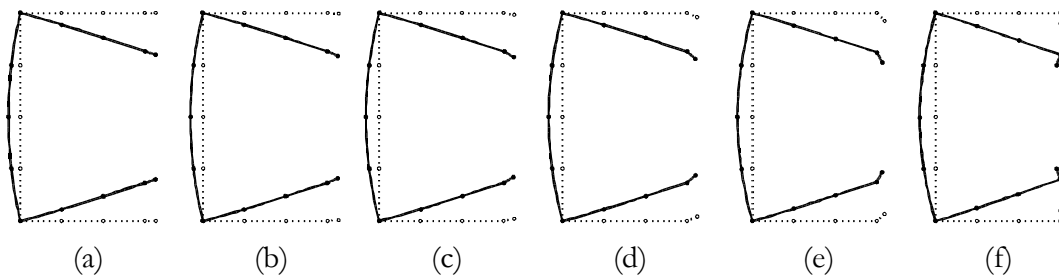


Figure 4.13 Formes d'instabilité de l'exemple 2 correspondants à la charge critique minimum (distorsionnelle) (Adany, 2004)

Compte tenu des problèmes abordés précédemment, Il nous semble opportun de signaler que l'objectif de la méthode suivante permet de répondre à cette question de classification des instabilités des sections à parois minces.

Tout d'abord, il semble intéressant d'avancer, que les profilés en C ou en U peuvent être considérés comme un ensemble de parois liées le long de leurs intersections. Ces liaisons font que les plaques ne sont pas isolées mais interagissent entre elles (travaillent en synergie). Toutefois, si on suppose que la rigidité entre ces plaques est infinie cette liaison peut être considérée comme un encastrement partiel apportant la rigidité à la rotation aux parois de la section. Si, par contre, on néglige cette rigidité, la liaison est jugée comme un appui simple.

En d'autres termes, l'évaluation du coefficient du voilement met en avant un aperçu sur la rigidité de la plaque. Les coefficients de voilement des différentes plaques constituant un profilé simplement appuyé et uniformément comprimé, sont compris dans la plage des valeurs du tableau 4.1. Dans sa thèse de doctorat le professeur Djafour a proposé une méthode de classification des modes d'instabilités affectant la forme de la section transversale des profilés en U et en C, dont l'idée principale a été inspirée des travaux de Batista sur le voilement des profilés en U 1989 (De Miranda Batista, 1989). Ce chercheur a calculé le coefficient de voilement des profilés en U et en C permettant de tenir compte de l'interaction entre les parois. Cependant il utilisa alors les contraintes critiques de voilement, σ_{cr}^{MBF} , calculées par son programme informatique INSLO basé sur la méthode des bandes finies afin d'estimer le coefficient de voilement K_{v1} , en utilisant la hauteur de l'âme b_1 comme largeur de référence (voir figure 4.11).

$$K_{v1} = \frac{12(1-\nu^2) \sigma_{cr}^{MBF}}{\pi^2 E} \left(\frac{b_1}{t}\right)^2 \quad (4.35)$$

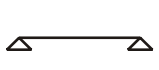
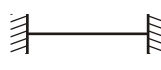

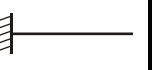
Le coefficient de voilement, K_v , est un coefficient adimensionnel qui permet de calculer la contrainte critique de voilement des plaques rectangulaires isolées par la formule de Timoshenko et Gere (Gere and Timoshenko, 1961) :

$$\sigma_{crv} = K_v \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (4.36)$$

Où, b est la largeur de la plaque, t son épaisseur, E le module de Young et ν le coefficient de Poisson.

Pour des plaques suffisamment longues, le coefficient K_v ne dépend que des conditions aux limites et du chargement appliqué. Le tableau 4.1 évoque les valeurs du coefficient de voilement des plaques uniformément comprimées dans un sens et simplement appuyées le long des bords chargés (Gere and Timoshenko, 1961).

Tableau 4.1: Les valeurs du coefficient de voilement de quelques types de plaques

Conditions d'appuis				
K_v	4.00	6.97	0.425	1.28

Pour calculer les coefficients de voilement des profilés à sections en C et en vertu de la règle de l'enveloppe inférieure, nous avons utilisé la contrainte critique élastique des minima locaux calculés par CUFMS, notés σ_{cr}^{MBF} . Le coefficient de voilement, k_{v1} , de la section est calculé en utilisant la hauteur de l'âme b_1 comme largeur de référence, c'est-à-dire que nous utilisons la formule (4.35).

La démarche retenue de l'analyse par MBF consiste à tracer pour chaque profilé la courbe accordant la charge critique, ou plutôt le facteur de charge critique λ_{cr} , en fonction de la longueur de la demi-onde. Plusieurs formes de courbes ont été obtenues. En

fonction de la géométrie de la section, elles peuvent présenter un ou deux minima locaux avant d'entamer une partie strictement décroissante. Un exemple de courbe à deux minima locaux est donné dans la figure 4.14.

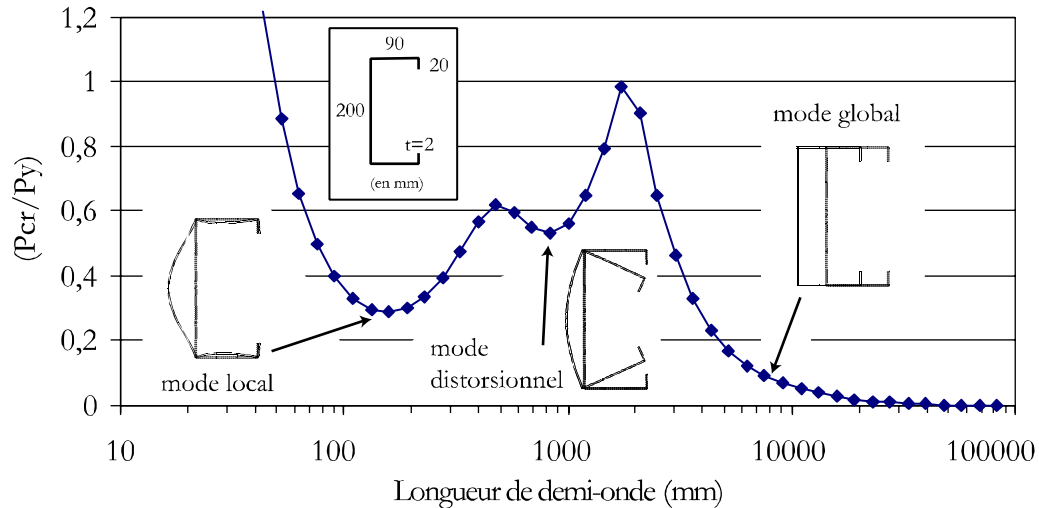


Figure 4.14 Charges critiques d'une section en C

L'ensemble des sections analysées sont des profilés en C avec une géométrie qui couvre les intervalles suivants : $0 \leq c/h \leq 0.5$ et $0.1 \leq b/h \leq 1$. $0.31 \leq b/c \leq 31.75$. Il est évident, en l'occurrence de signaler que les limites du domaine considéré sont les cas extrêmes. En outre, il convient de préciser, qu'en aucun cas, ces profilés n'ont possédé un raidisseur nul $c = 0$. Cependant, le chargement appliqué est une compression uniforme et les profilés sont simplement appuyés.

Le travail du professeur Djafour sur le voilement des profilés en U et C (Djafour, 2007) a permis de mettre en évidence le raisonnement suivant : le type d'instabilité qui contrôle le comportement d'un élément et sa capacité portante peut être évaluée en déterminant les coefficients de voilement des différentes plaques formant la section et les comparant ultérieurement à des valeurs-limites. Ces valeurs-limites des coefficients de voilement sont identifiées par rapport au type de liaison entre les plaques, autrement dit, les conditions aux limites des parois planes. Pour des raisons de symétrie, nous n'avons que trois types de plaques dans un profil en C. Les liaisons sont définies et catégorisées :

- Soit en simplement appuyées (paroi raidie), impliquant dans ce cas un coefficient de voilement $k_v = 4$; c'est généralement le cas des parois internes tel que l'âme.
- Soit en une paroi ayant une extrémité libre, désignée comme non raidie, où le coefficient de voilement prend la valeur $k_v = 0.425$, c'est l'occurrence du raidisseur de bord des sections ouvertes.
- Le troisième type de liaison, c'est le cas de la semelle avec un raidisseur de bord dont la dimension tend vers zéro, baptisée semelle inefficacement raidie. Cependant, la semelle ne peut être définie ni comme suffisamment raidie, avec un $k_v = 4$, ni en paroi libre, où, $k_v = 0.425$; par conséquent, la valeur du coefficient du voilement prend, dans ce cas, des valeurs intermédiaires $0.425 \leq k_v \leq 4$.

Le travail qu'a mené le Professeur Djafour (Djafour, 2007) a abouti à l'approche suivante : si k_{vi} est inférieur à 0.425, alors on peut affirmer que l'instabilité de la section entière ne peut pas être due au voilement de la plaque i . De même, si k_{vi} est inférieur à 4, c'est le voilement en tant que plaque raidie qui est alors exclu.

Pour le cas des sections en C, objet de cette thèse, l'âme est un élément plan raidi. La limite de son voilement est donc définie par un coefficient de voilement égal à 4. Le raidisseur, de largeur c , est une paroi d'extrémité et elle est évidemment une plaque non raidie. Son voilement ne peut pas être déterminant dans l'instabilité de la section si k_{v3} est inférieur à 0.425. Quant à la semelle, on peut directement imaginer qu'en fonction de la dimension du raidisseur, son bord commun avec ce dernier peut être considéré soit libre soit appuyé. Ainsi, si k_{v2} est inférieur à 0.425 le voilement de la semelle est exclu et la semelle ne peut pas être à l'origine de l'instabilité de la section en C. Si $0.425 \leq k_{v2} \leq 4$, alors le voilement de la semelle avec inefficacité du raidisseur est probable et c'est son voilement en tant que plaque raidie qui est exclu, on peut avancer que c'est la zone privilégiée de l'instabilité distorsionnelle. Dans le dernier cas $k_{v2} \geq 4$, le voilement de la semelle avec efficacité du raidisseur devient probable. En éliminant ainsi les voilements improbables, nous arrivons à mieux délimiter l'instabilité de la section en ne conservant que les instabilités probables. Ce raisonnement a conduit à huit zones qui correspondent à huit types d'instabilités numérotés de 1 à 8, des sections en C simplement appuyées uniformément comprimées ayant un rapport $0.1 \leq b/h \leq 1$ et $0 \leq c/h \leq 0.5$.

La figure 4.15, manifeste simultanément les huit zones qui correspondent au type de comportement spécifique aux sections de chaque zone, lors de l'instabilité élastique des colonnes courtes à moyennement longues. Les modes d'instabilité des colonnes élancées qui sont des modes globaux n'interviennent pas dans ce classement.

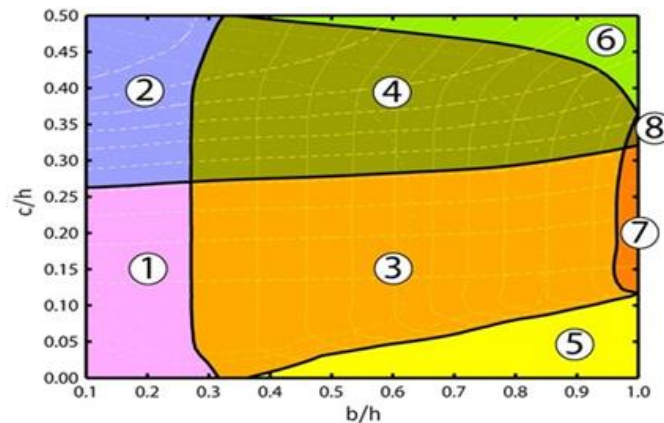


Figure 4.15 Les zones correspondant à différents types d'instabilité des profils en C

Ce résultat a été étayé en analysant des échantillons de section en C par zone, les modes d'instabilité obtenus par la MBF sur les minima locaux ont été coordonnés et rassemblés, dans le tableau 4.2.

Dans la zone 1, le seul voilement possible est celui de l'âme. L'interaction avec le mode global flexionnel fait chuter la contrainte critique pour de faibles valeurs de b et de c .

La zone 2 l'instabilité locale peut être engendrée par le voilement de l'âme ou le raidisseur.

Dans les zones 3 et 4, les instabilités des sections en C peuvent être entraînées par le voilement de l'âme, en tant qu'élément raidi, et/ou le voilement de la semelle, en tant qu'élément non raidi. Dans la zone 4, il faut rajouter l'intervention probable du voilement du raidisseur qui est une plaque non raidie. Ces deux domaines sont caractérisés par une quasi-indépendance de k_{v2} par rapport à c/h .

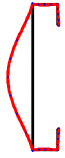

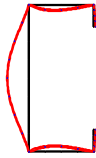
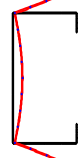
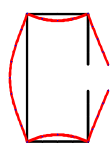
La zone 5 regroupe les formes des sections en C dont l'instabilité est induite par insuffisance de raidissage de la semelle. L'instabilité est similaire à la ruine des sections en U par « voilement » des semelles en tant qu'éléments plans non raidis. La simple présence du raidisseur dans les sections en C, fait passer progressivement ce mode vers l'instabilité distorsionnelle.

La zone 6 rassemble les sections en C dont le voilement ne peut être causé que par l'instabilité prématurée du raidisseur ou de la semelle. L'observation de la forme d'instabilité obtenue au niveau du seul minimum de la courbe MBF confirme cette classification (voir tableau 4.2). Le mode distorsionnel n'est pas très distinct, il est couplé au mode global.

Dans la zone 7, les instabilités locales probables sont le voilement de l'âme et celui des semelles comme éléments raidis. Dans la zone 8, il faut rajouter le voilement du raidisseur en tant qu'élément non raidi. Dans ces deux domaines, les courbes de la MBF présentent deux minima locaux.

Pour conclure, la technique d'identification du voilement des structures à parois minces, basée sur la procédure d'élimination des voilements improbables qui a été déduite en faisant des raisonnements sur des situations limites. Proposée par le professeur (Djafour, 2007), cette procédure se distingue par sa simplicité, et elle accorde de ce fait un classement et une catégorisation de l'instabilité locale des sections en C.

Tableau 4.2: Les modes d'instabilité, locale, distorsionnelle, correspondants aux 8 zones de la classification

Zone 1		Zone 2		Zone 3		Zone 4	
	Minimum distorsionnel indistinct		Minimum distorsionnel indistinct				Minimum distorsionnel indistinct
Local	Distorsionnel	Local	Distorsionnel	Local	Distorsionnel	Local	Distorsionnel

	Zone 5		Zone 6		Zone 7		Zone 8	
Minimum Local indistinct								
	Local	Distor	Local	Distor	Local	Distorsionnel	Local	Distorsionnel

4.3.1 Remarques :

Ce processus de classement des modes d'instabilité a été initialement mené sur la base des conclusions établies lors des investigations sur la stabilité des sections en U. Cette méthode résulte principalement des constatations qui peuvent se définir succinctement ainsi :

Pour des largeurs de semelles réduites (tendent vers zéro), la courbe de la MBF des sections en U est devenue strictement décroissante. L'observation des modes a montré que l'instabilité est progressivement passée du voilement qui est un comportement individuel de plaques vers le flambement flexionnel, c'est-à-dire vers un comportement d'ensemble.

Le cas des profilés ayant un nombre de parois inférieur à 3 comme les cornières et les sections symétriques à trois parois telles que les sections en U ne peuvent pas présenter le mode distorsionnel car on ne peut envisager que le comportement individuel des parois ou celui de l'ensemble.

Il semble tout à fait paradoxal de classer toute instabilité harmonique, impliquant le déplacement du raidisseur des sections en C en mode distorsionnel, indépendamment de la dimension du raidisseur. Et de catégoriser en même temps les instabilités harmoniques induisant le déplacement de la semelle des sections en U en mode local figure 4.16. En conséquence, deux approches liées au comportement du raidisseur sont mises en évidence :

- Lorsque la dimension du raidisseur est faible, l'instabilité est plutôt voilement de la semelle qui s'appuie sur un appui élastique : le raidisseur
- Pour des dimensions plus grandes de celui-ci, l'instabilité bascule vers le flambement du sous-ensemble (semelle-raisseur) qui s'appuie élastiquement sur l'âme.

L'âme dans ces cas joue simplement le rôle d'un encastrement partiel.



Figure 4.16 Le mode local d'un profilé en U, et le mode distorsionnel d'un profilé en C

Pour conclure, on peut affirmer qu'il y a une corrélation étroite entre cette logique de classement et les discontinuités sur la formulation du mode distorsionnel dans les normes de calcul en vigueur. En d'autres termes, il est clair maintenant qu'on peut définir le mode distorsionnel par rapport à un concept de rigidité. En outre, le mode distorsionnel est communément connu sous le vocable instabilité du raidisseur, cependant, ce raidisseur accorde une certaine raideur à la section. Toutefois, si l'ensemble semelle-raisseur a un comportement rigide par rapport à l'âme, cela induit à l'entraînement de cette partie de la section par rapport à l'âme. Il s'agit en l'occurrence de la définition typique du modèle américain. Il est généralement, engendré par les âmes élancées par rapport aux semelles.

En revanche, si la semelle est suffisamment élancée, elle ne peut pas entraîner le comportement rigide de l'ensemble. Ce dernier ne sera possible qu'au voisinage du raidisseur, on évoque alors, le modèle européen.

Ces facteurs ont été considérés à fortiori comme source potentielle du développement de l'approche de classement élaborée par le professeur Djafour. Afin de promouvoir ce concept et consolider les conclusions antérieures, une étude comparative a été entreprise en vue d'évaluer les contraintes critiques distorsionnelles des différentes méthodes réglementaires (EC3, AISI/NAS, AS/NZS). Une comparaison a été opérée a posteriori avec la contrainte critique distorsionnelle issue de l'analyse de la méthode des bandes finies.

4.4 Méthode de conception du mode distorsionnel des colonnes de section en C

La procédure de classification présentée ci-dessus recherche à éliminer les instabilités locales improbables, qui sont donc certainement des modes distorsionnels. Ce travail a conduit à une meilleure compréhension du comportement complexe des profilés en acier formés à froid ; manifestement ce dernier dépend fortement de la configuration géométrique du profilé. En outre, il est nécessaire de mettre l'accent sur l'approche décelée de la section précédente, indiquant : qu'il est irrationnel de classer toute instabilité caractérisant un déplacement en mode rigide de l'ensemble semelle-raisseur, systématiquement en mode distorsionnel. Du moment où la forme géométrique du profilé peut régir le comportement structurel de la section, il a été trouvé cependant, que le mode en question est le résultat d'un changement progressif de l'état de déformations locales vers un état de déformation matérialisant le mode distorsionnel.

Par conséquent, cette étude porte sur l'élaboration d'une expression analytique simplifiée de la contrainte critique distorsionnelle. Cette approche a été fondée sur la notion du mode local qui a été découlée de la classification précédente. La théorie de Timoshenko et Gere a été suivie dans la formulation de cette équation. À cette fin, une étude paramétrique a d'abord été mise en œuvre sur l'ensemble des sections étudiées ; afin d'évaluer la fiabilité des résultats des méthodes réglementaires. En conséquence une nouvelle formule de $\sigma_{cr,d}$ a été mise en évidence (Mahi et al., 2019).

4.4.1 Étude comparative entre les méthodes de calcul de la contrainte critique distorsionnelle

Une étude paramétrique a été réalisée sur 364 sections en C (SSMA, 2011) (AISI, 2002) . Les charges critiques élastiques, des différents modèles définissant le mode distorsionnel, ont été comparées aux charges critiques élastiques distorsionnelles de la méthode des bandes finies. Les sections considérées couvrent un intervalle de géométrie relativement large, mais seules les sections qui répondent aux critères géométriques des codes de calcul, ont été prises en compte. La géométrie de la section du profilé est définie par : h la profondeur de l'âme, b la largeur de la semelle, c la longueur du raidisseur de bord, t est l'épaisseur du matériau. La définition de ces dimensions est illustrée par la figure 4.17. Les géométries appliquées sont les suivantes :

$$0 \leq c/h \leq 0.5$$

$$0.1 \leq b/h \leq 1.0$$

$$0.031 \leq c/b \leq 3.27$$

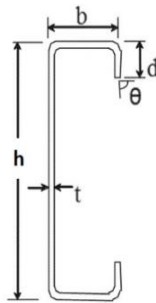


Figure 4.17 Définition des dimensions de la section en C

Il est à noter que ces dimensions sont toutes (out-to-out), et que tous les éléments de la section transversale sont perpendiculaires les uns aux autres. De plus, les sections étudiées ont une épaisseur $0.48 \leq t \leq 2.67$ et comportent des coins arrondis avec un rayon interne de 2 mm. Cependant, le matériau utilisé est un acier conforme à la norme ISO 4997 CR 320 $f_{yb} = 320 \text{ N/mm}^2$ $f_u = 400 \text{ N/mm}^2$: $E = 210 \text{ GPa}$, $\nu = 0.3$.

D'autre part, les charges critiques élastiques de flambement distorsionnel ont été calculées par CUFSM (v4.5), qui est un logiciel en open-source développé par Schafer, et rendu public en octobre 2006 (<http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm>) (Schafer, 2012).

Le CUFSM (Schafer, 2012) adopte comme méthode d'analyse, la méthode semi-analytique des bandes finies (MBF). Les contraintes critiques distorsionnelles ne dépendent pas de la discrétisation appliquée. Cependant, le mode distorsionnel peut interagir avec d'autres modes qui sont très sensibles au maillage appliqué (par exemple, les modes locaux). Par conséquent, les calculs par la MBF sont réalisés en utilisant 4, 4, 4 bandes pour chaque paroi : les raidisseurs, les semelles, et l'âme et pour chacun des coins, soit 35 bandes au total avec 36 lignes nodales. Les analyses par la MBF ont été effectuées

avec une seule demi-onde de flambement, et le nombre de degrés de liberté est donc de 144 DDL.

Il est par ailleurs, important de rappeler que la méthode des bandes finies (MBF) est souvent incapable de fournir des minima locaux distincts, et principalement lorsqu'il s'agit du flambement distorsionnel. Au fait, le phénomène d'instabilité couplé est naturellement inclus dans la solution de la MBF conventionnelle, ce qui rend la tâche de l'identification des modes purs de flambement assez problématique et spécialement pour le mode distorsionnel. Pour remédier à ce problème, Schafer et son équipe ont développé en 2006 (Ádány and Schafer, 2006) une méthode qui permet la décomposition et l'identification modale qui est la cFSM (Constraint Finite Strip Method)(Beregszászi and Ádány, 2019) figure 4.18. L'objectifs initial de ces chercheurs était de garder les caractéristiques générales de la MBF conventionnelle comme méthode numérique, à savoir, la construction des matrices globales de rigidité et de stabilité par assemblage de matrices élémentaires, et par la suite introduire les hypothèses de la GBT pour forcer les modèles à se déformer en modes purs (local, distorsionnel, et global).

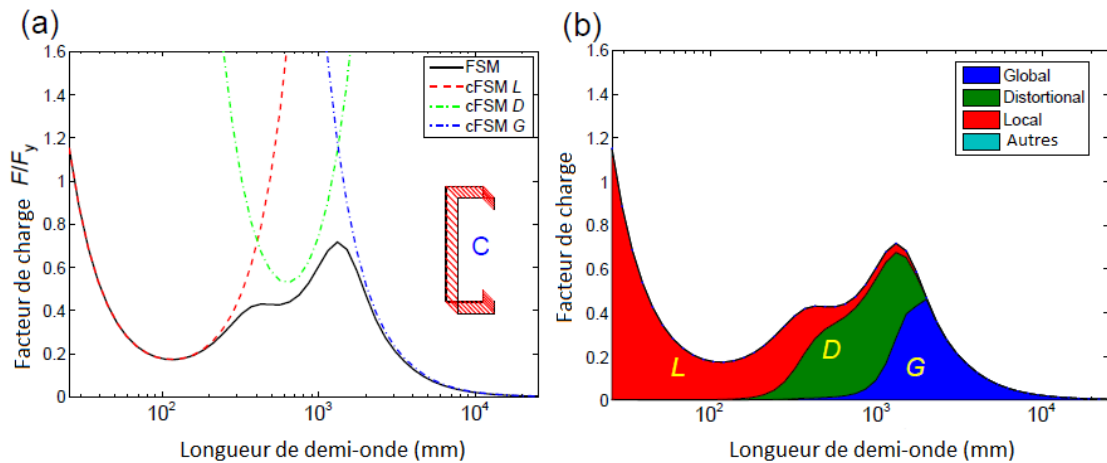


Figure 4.18 Décomposition et identification modale d'une colonne (600S200-43) simplement appuyée : (a) décomposition et (b) identification

Dans le présent travail, et afin d'éviter un processus d'identification subjectif, la méthode des bandes finies contrainte (cFSM) a été utilisée pour calculer le mode pur distorsionnel. À cet égard, il est important de souligner que les contraintes élastiques des modes purs de la cFSM, sont légèrement différentes de celles obtenues par la MBF voir la figure 4.19 et ne peuvent pas être rigoureusement utilisées pour les sections avec des coins arrondis. Cette limitation provient du fait que les méthodes de conception actuelles des profilés à parois minces, particulièrement la DSM ont été calibrées par rapport aux résultats de la MBF. Deux approches ont été dressées afin de répondre à cette question.

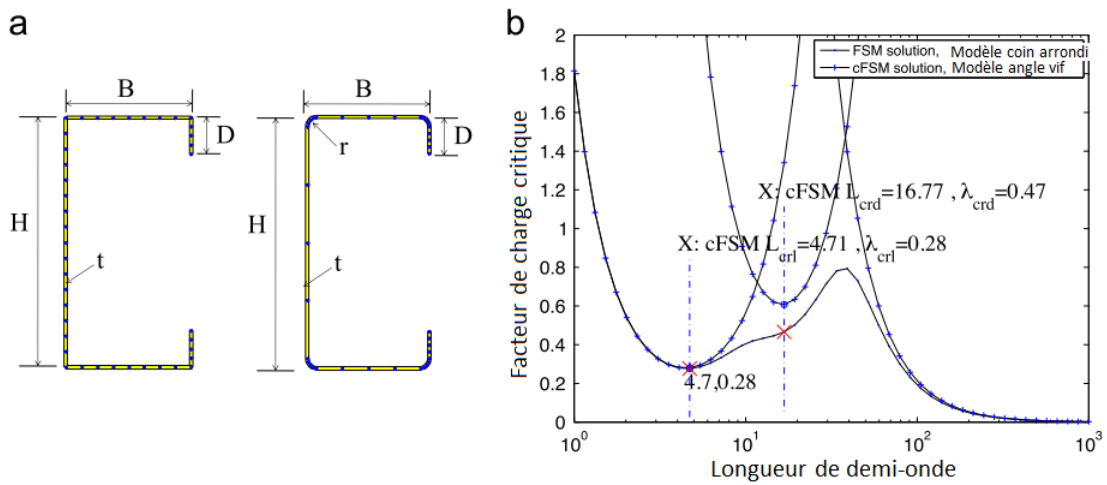


Figure 4.19 Illustration de l'approche basée sur les longueurs critiques : (a) modèles à coins à angles vifs et arrondis, (b) évaluation de la charge critique

Pour certains types de section l'approche exploitée est celle de la longueur critique de flambement ; élaborée par Schafer et Li (Li and Schafer, 2010), cette méthode consiste en l'occurrence à identifier la longueur de demi-onde du mode distorsionnel $L_{cr,d}$, obtenue par la méthode des bandes finies contrainte cFSM, puis utilisé cette longueur dans le modèle MBF à coins arrondis, afin de calculer la contrainte critique distorsionnelle. L'intérêt de cette approche découle du fait que les longueurs critiques de la cFSM et celles de la MBF sont pratiquement similaires.

En outre, pour d'autres sections, la seconde approche a été appliquée. Proposée par Beregszászi et Ádány (Beregszászi and Ádány, 2009, Beregszászi and Ádány, 2011), elle consiste à utiliser uniquement la solution de la cFSM, afin de définir les modes purs de flambement pour un modèle à angle vif. Des facteurs de correction appropriés sont employés ensuite afin de prendre en compte l'effet des angles arrondis et les différences entre la MBF conventionnel et cFSM en mode pur. Pour des fins de dimensionnement, des études paramétriques ont été effectuées sur les sections transversales présentées dans la figure 4.20, et les résultats obtenus ont été validés par des résultats expérimentaux sur différentes sections transversales, pour les modes de flambement local et distorsionnel.

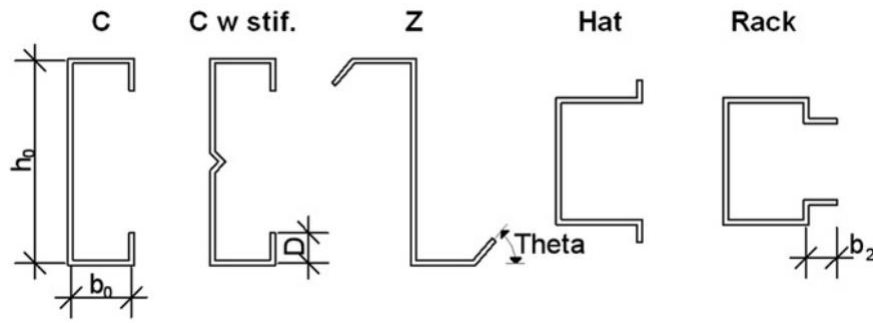


Figure 4.20 Formes des sections examinées pour la détermination des facteurs de correction

Le calcul des contraintes critiques du flambement distorsionnel, en considérant l'effet des angles arrondis et de l'effet de couplage est mis en évidence par la formule suivante :

$$\sigma_{crD} = \frac{\bar{\sigma}_{crD}}{k_{c,D} * k_{m,D}} \quad (4.37)$$

La charge critique distorsionnelle est par conséquent :

$$P_{crd} = \frac{\bar{\sigma}_{crD}}{k_{c,D} * k_{m,D}} * \frac{\bar{A}}{k_{c,A}} \quad (4.38)$$

Où :

σ_{crD} : est la contrainte critique du flambement distorsionnel utiliser pour la prévision de la résistance.

$\bar{\sigma}_{crD}$: est la contrainte critique du flambement distorsionnel calculer via cFSM pour un modèle à angle vif.

$k_{c,D}, k_{m,D}, k_{c,A}$: sont les facteurs de correction.

\bar{A} : est l'air de la section transversale calculée avec des angles vifs.

Par ailleurs, les résultats entrainés par cette analyse, pour les 8 zones sont illustrés dans les figures 4.21 à 4.30 et résumés dans le tableau 4.3. L'observation des figures et du tableau ont conduit aux remarques suivantes :

Les figures 4.21, et 4.22 indiquent globalement que le modèle américain, présente les meilleurs résultats dans pratiquement toutes les zones, cependant, le modèle européen et le modèle australien affirme une bonne performance uniquement pour certains types de profilés.

Le modèle américain présente la meilleure qualité des résultats, ceci a été clairement attesté par une faible dispersion pour la majorité des zones.

Le modèle américain présente des résultats équivalents dans les zones quatre figure 4.26, six et huit figure 4.28, figure 4.30, désignés par une dispersion condensée autour de 1 ; pour ces occurrences, la charge critique reste relativement plus grande que celle de la méthode des bandes finies.

Le modèle américain (AISI-S100, 2007) présente l'écart-type le plus élevé pour la zone une et pour la zone cinq, avec une valeur exhibée de 0,09, 0,16. Cependant, la meilleure performance de ce modèle a été confirmée pour toutes les autres zones.

Les deux modèles américain et australien ont dévoilé des performances similaires dans la troisième et cinquième zones figure 4.25, figure 4.27, ainsi pour la septième et huitième zone figure 4.29, figure 4.30. En revanche, des comportements différents pour les zones 1, 2, 4, 6 ont été manifestés.

Il a été constaté que le modèle australien pour la zone trois, figure 4.25, sept et huit, figure 4.29, figure 4.30, révèle les meilleures valeurs de l'écart-type soit 0,07, 0,05, 0,07.

Les figures 4.23 et 4.24 indiquent que la méthode australienne n'atteste pas une bonne concordance avec le résultat de la méthode des bandes finies, particulièrement pour certaines sections de la zone 1 et de la zone 2.

Le modèle européen a révélé une bonne congruence avec les résultats numériques, seulement pour certaines géométries de la troisième zone, figure 4.25 et la première zone, figure 4.23. Ces constatations illustrent le fait que le modèle de l'EC3 (CEN, 2006a) correspond uniquement à cet intervalle de configurations géométriques. Il faut cependant préciser que la géométrie de ces sections est caractérisée par des semelles larges et des raidisseurs relativement réduits. De plus, les sections de la zone 2, figure 4.24, et d'autres émanant des zones 4, 5, 6, figures 4.26, 4.27, 4.28, n'ont donné aucun résultat.

Tableau 4.3: Performances des méthodes de calcul de la charge critique distorsionnelle

Zone	PcrMBF/PcrEC3			PcrMBF/PcrAISI S100			PcrMBF/PcrAS-NZS		
	Nombre	Moyenne	Ecart type	Nombre	Moyenne	Ecart type	Nombre	Moyenne	Ecart type
1	65	0.59	0.17	67	0.94	0.09	30	1.67	1.87
2	/	/	/	30	0.91	0.02	30	1.79	0.24
3	112	1.28	0.32	112	0.97	0.06	112	0.98	0.07
4	19	3.53	1.86	30	0.84	0.05	30	1.23	0.20
5	8	3.59	0.37	30	1.17	0.16	30	1.23	0.20
6	18	1.68	0.35	30	0.87	0.03	30	1.31	0.16
7	35	3.32	1.96	35	0.90	0.03	35	1.13	0.05
8	30	4.38	2.36	30	0.83	0.01	30	1.14	0.07
Total	287	2.62	1.05	364	0.92	0.05	327	1.31	0.35

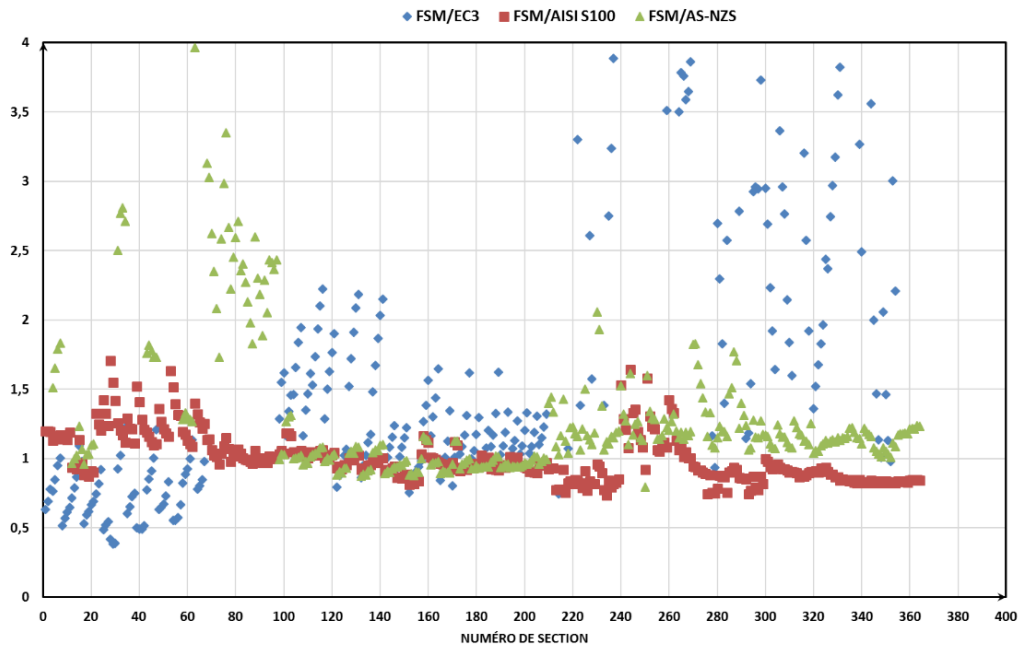


Figure 4.21 Performances des méthodes règlementaires pour l'ensemble de section

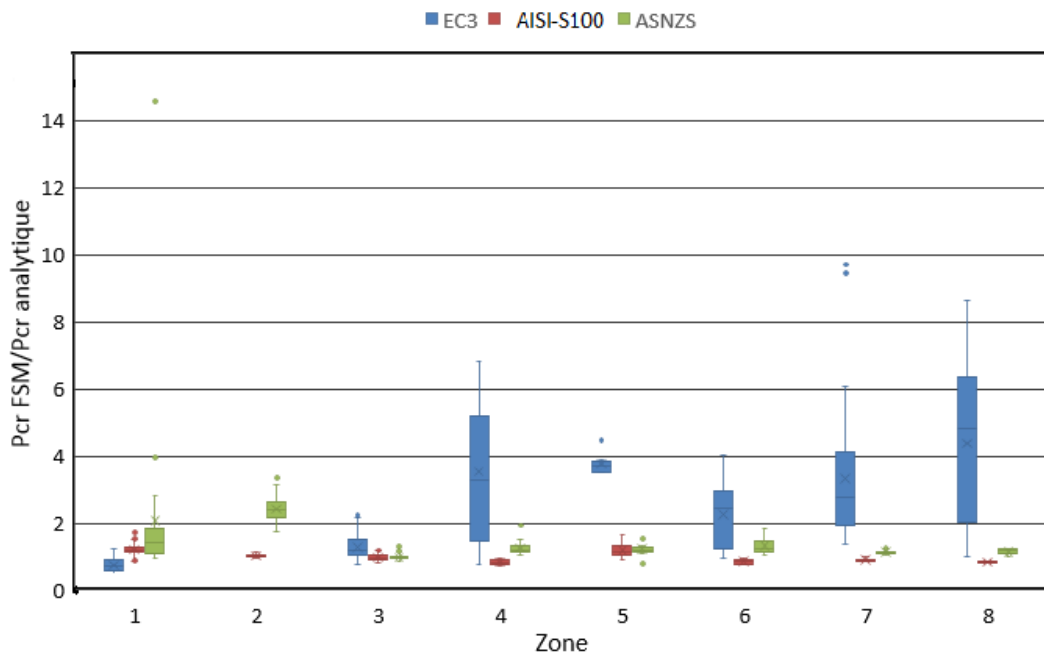


Figure 4.22 Visualisation statistique du rapport Pcr FSM/Pcr analytique par zone

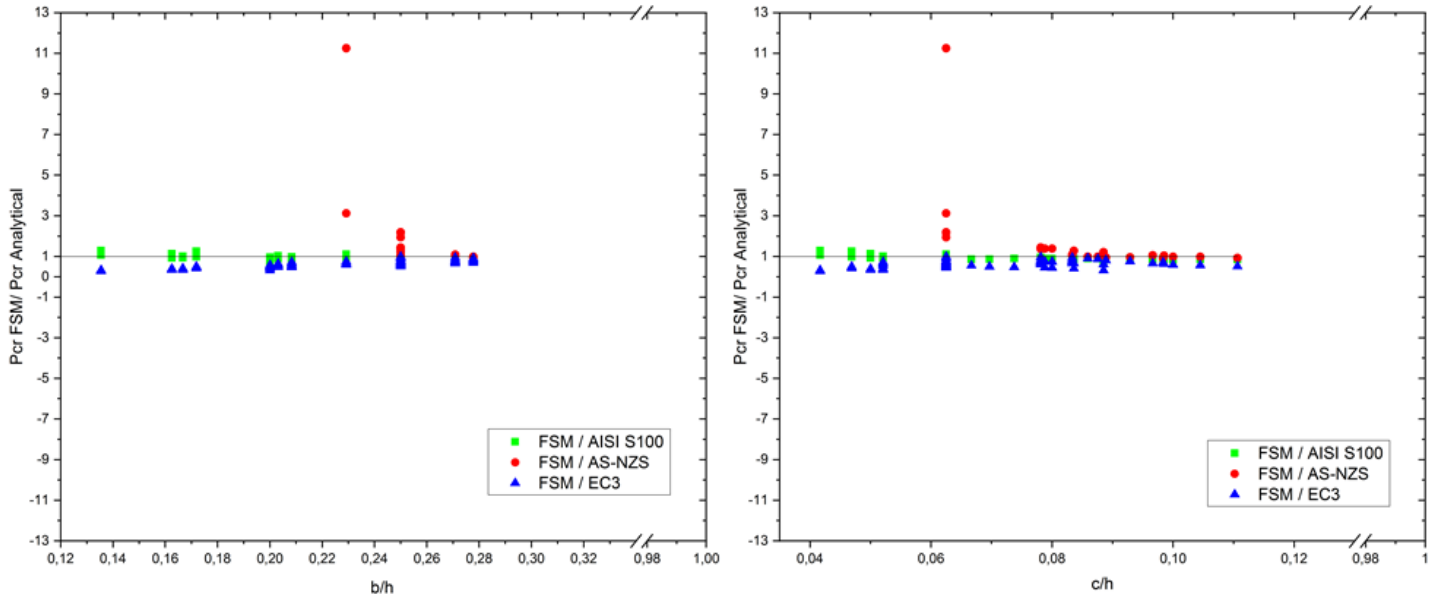


Figure 4.23 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 1

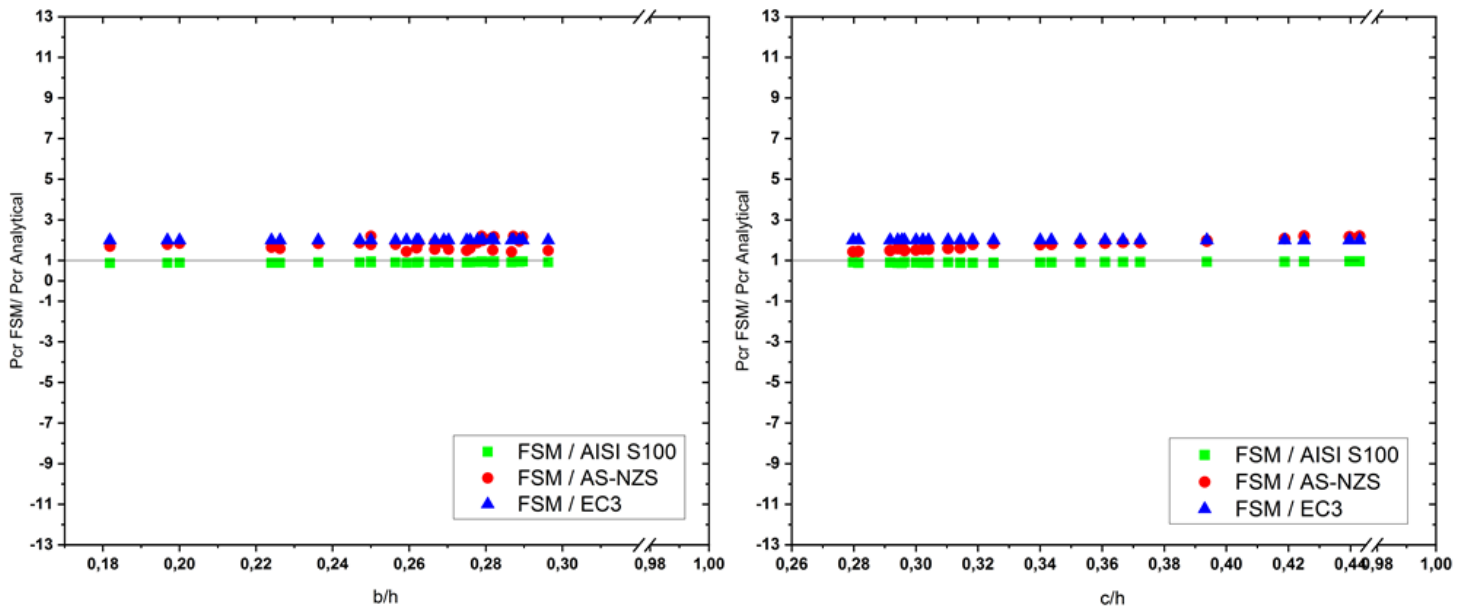


Figure 4.24 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 2

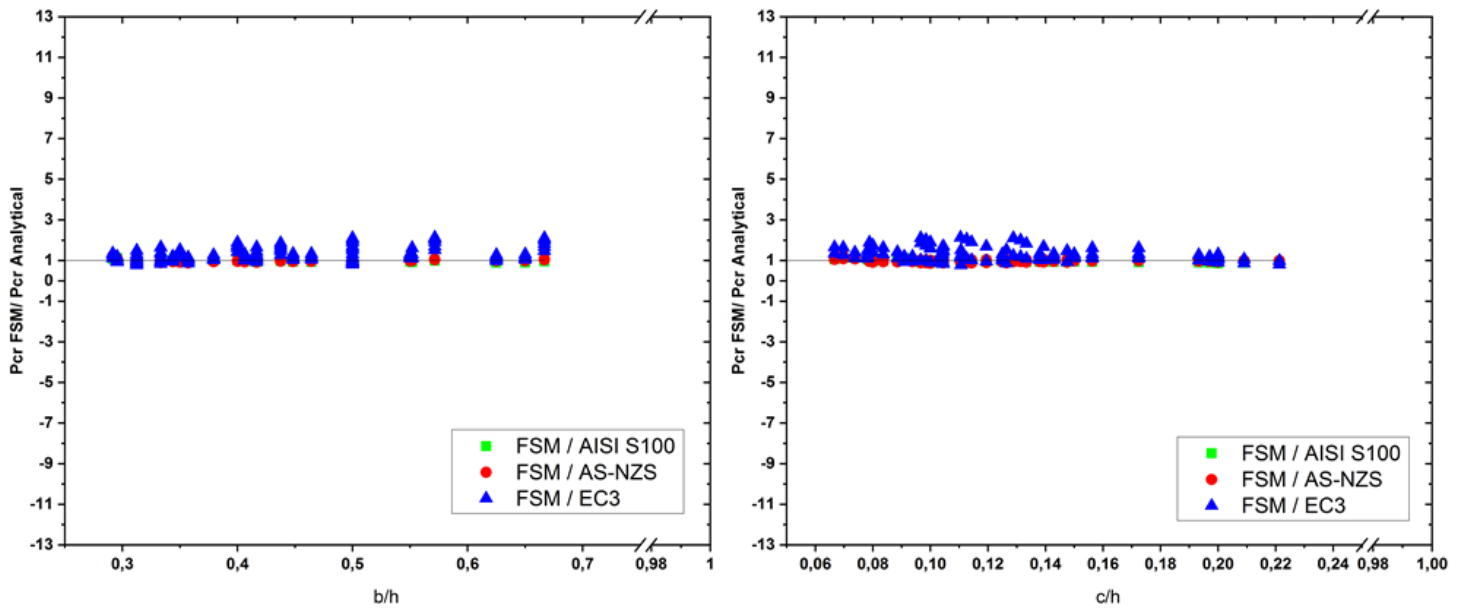


Figure 4.25 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 3

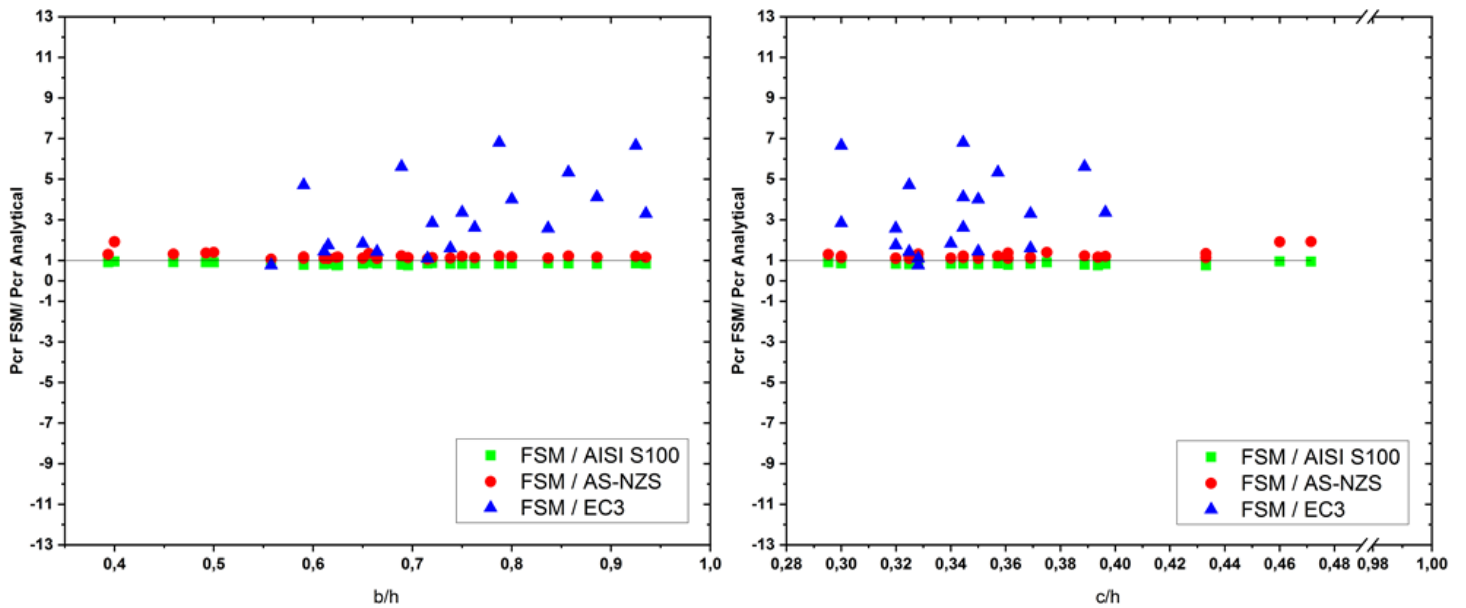


Figure 4.26 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 4

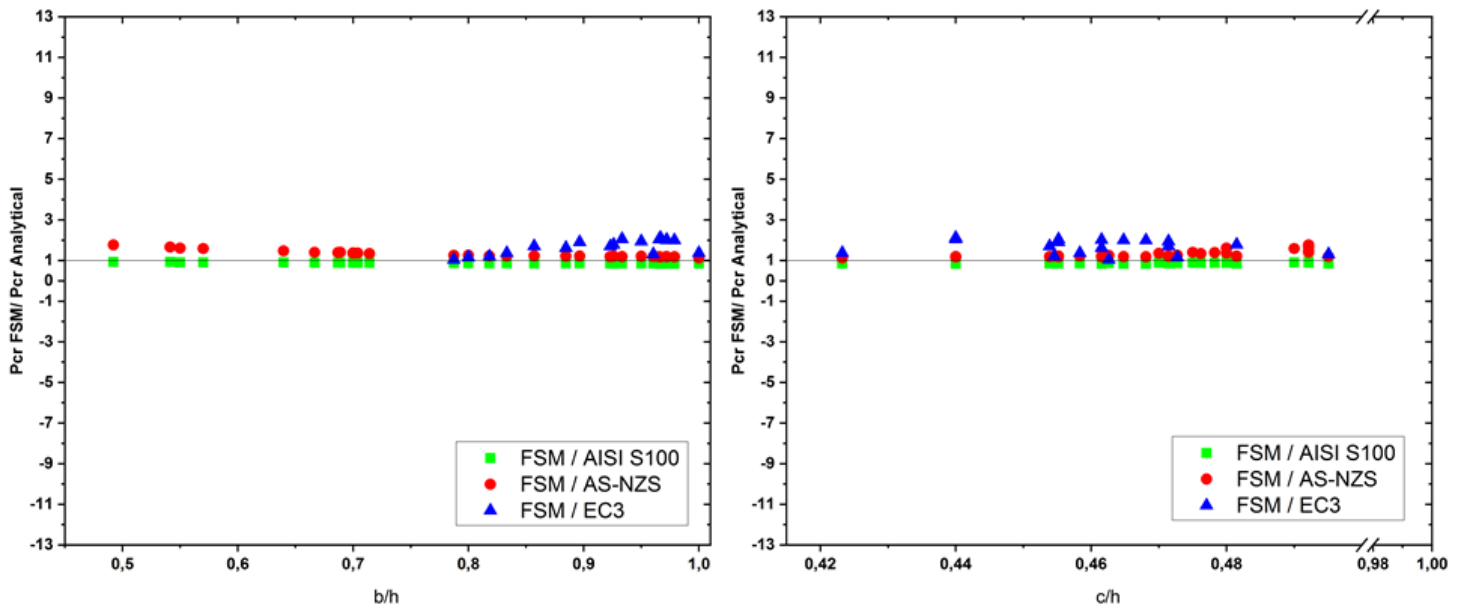


Figure 4.27 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 5

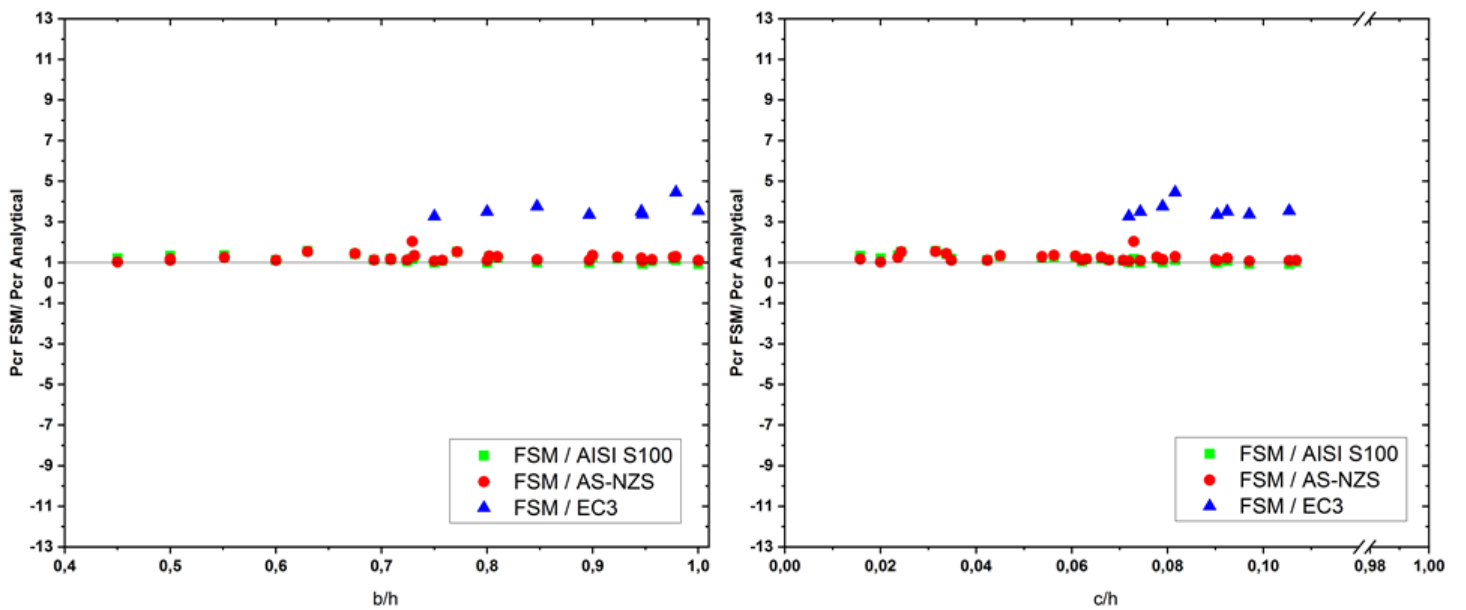


Figure 4.28 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 6

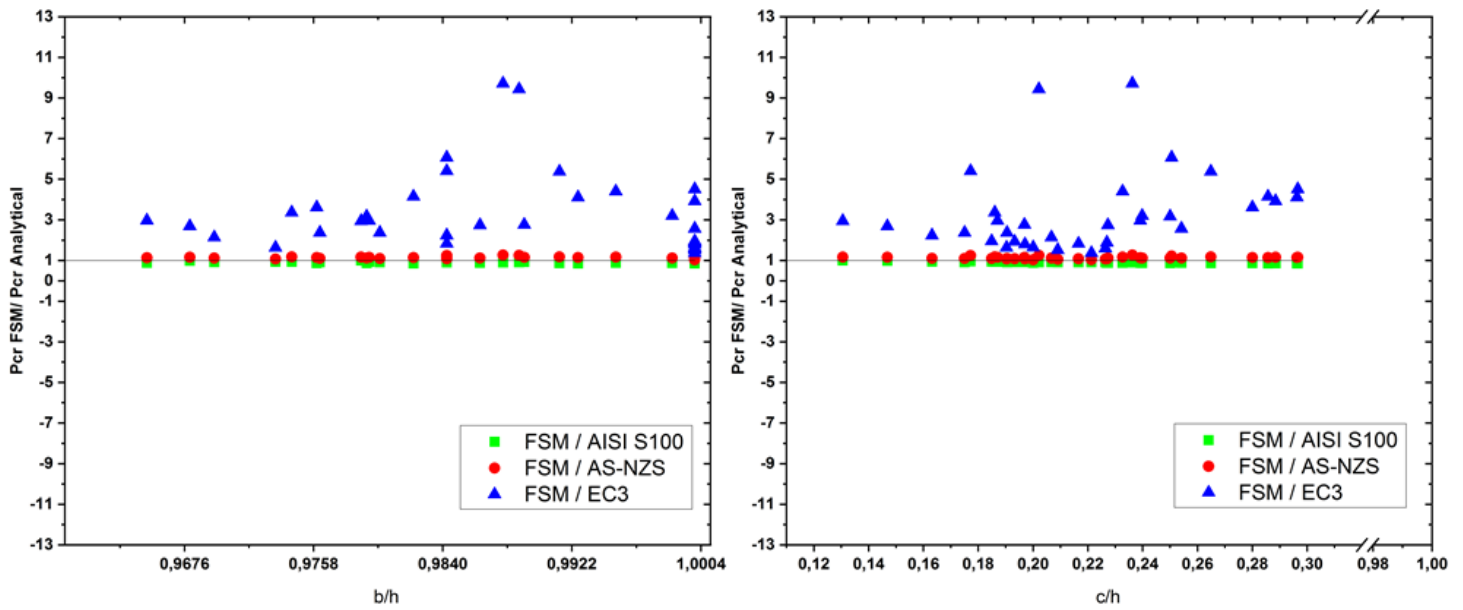


Figure 4.29 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 7

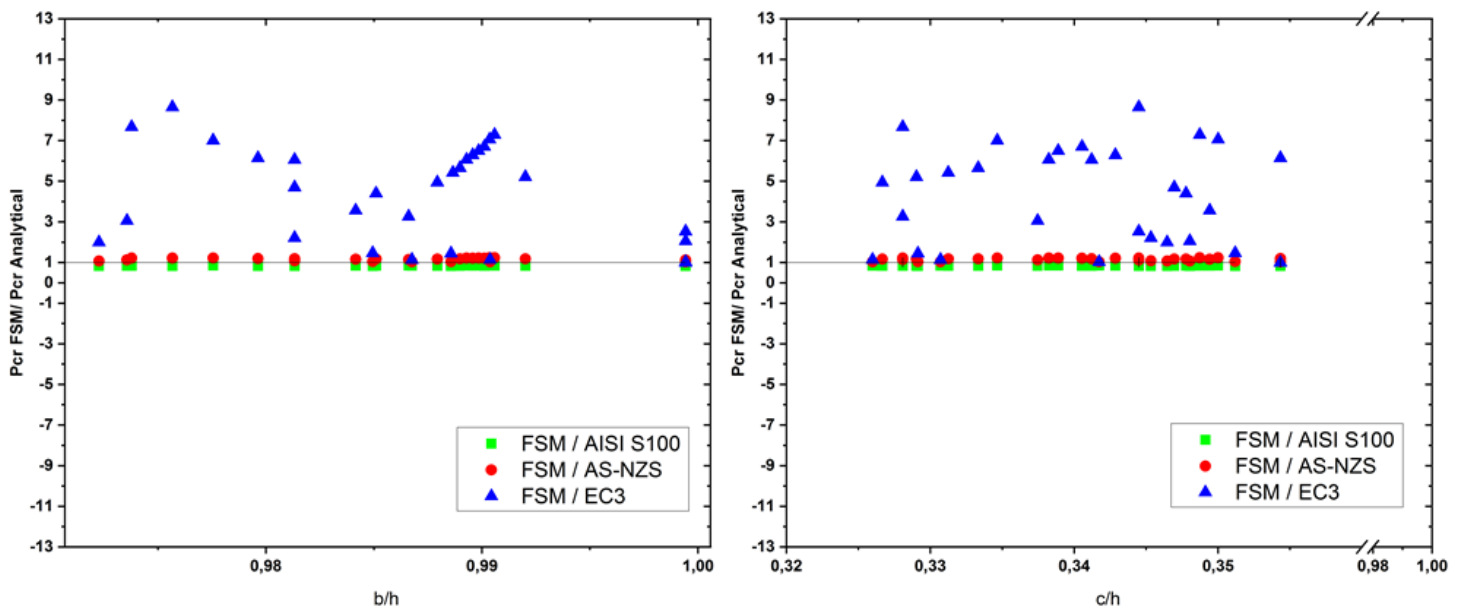


Figure 4.30 Comparaison entre les modèles analytiques existants et les résultats numériques pour les sections de la zone 8

Selon les résultats obtenus dans ce travail, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

En fonction des dimensions de la section, le type de comportement est classifié soit en un comportement individuel (flambement local), soit en un comportement global (flambement distorsionnel) du sous-ensemble semelle-raideur, ou éventuellement en un comportement combiné. En d'autres termes, il est possible de proposer une nouvelle

approche définissant le flambement distorsionnel basé sur les perspectives de la classification des modes de flambement abordée en amont.

D'autre part, le modèle américain et le modèle australien approchant le mode distorsionnel reposent sur le flambement flexionnel-torsionnel de la semelle raidie, cependant, l'âme subit une déformation flexionnelle de type plaque. Toutefois, l'approche suggérée implique que le flambement local de l'âme induit à ce mécanisme, en d'autres termes, c'est l'évolution de l'instabilité locale de l'âme qui engendre la rotation du sous-ensemble semelle-raidisser.

Dans l'esprit des conclusions de la classification, l'explication la plus plausible octroyait au modèle européen, dénote que le mode local des semelles élancées peut induire à un flambement flexionnel du raidisseur et de la partie adjacente de la semelle. Par conséquent, cette approche pourrait également être utile pour mettre en évidence la nuance qui existe entre les deux approches indiquées dans les codes de conception : (AISI-S100, 2007), (AS/NZS-4600, 2005), (CEN, 2006a). En synthétisant ces résultats, on peut conclure que le flambement distorsionnel est un autre type de déformation du mode de flambement local.

4.4.2 Expressions simplifiées pour la prédiction du mode distorsionnel des colonnes à parois minces

Nous nous sommes appuyés sur l'approche conceptuelle présentée ci-dessus afin d'élaborer les expressions simplifiées formulées ci-après. Compte tenu de ce qui précède, il a été conclu que le mécanisme du mode distorsionnel n'est pas unique, et il dépend fermement des dimensions des éléments plans de la section transversale (raidisseur, semelle, âme). Le comportement se bascule alors, du voilement local de la semelle ou de l'âme vers le flambement global du sous-ensemble (semelle-raidisser) qui s'appuie élastiquement sur l'âme. Comme il a été indiqué préalablement, dans la section 4.4.1, le modèle américain a présenté certaines insuffisances liées au calcul de la contrainte critique distorsionnelle des zones 1 et 5. Le comportement des sections de la zone 1 est défini par le mode local de l'âme, et qui a entraîné par la suite, la rotation du sous-ensemble semelle-raidisser. Cependant, pour la zone 5, c'est le voilement local de la semelle qui a induit au flambement global du sous-ensemble semelle-raidisser, qui s'appuie élastiquement sur l'âme.

Donc en conclusion, on peut avancer que même si la forme déformée résultante lors de l'analyse de stabilité des sections appartenant à ces zones a désigné le mode distorsionnel, le comportement réel en l'occurrence est régi par le flambement local.

4.4.2.1 Coefficient de flambement distorsionnel de la zone1

Partant du raisonnement de l'approche de la classification, le comportement de la première zone est considéré comme régi par le mode local de l'âme.

Sur cette base, une analyse a été menée en utilisant la théorie du flambement de Timoshenko et Gere, 1961, qui permet de tenir compte du comportement de l'âme, et qui est contrôlée par l'équation (4.39), comme suit :

$$\sigma_{cr} = k_d \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{h}\right)^2 \quad (4.39)$$

L'expression du coefficient de flambement distorsionnel k_d de la paroi âme est dérivée d'une procédure statistique basée sur un modèle de régression linéaire multiple, avec un coefficient de détermination multiple $R^2 = 0.986$ (figure 4.31), pour une plage relativement large de sections transversales. Cette formulation (équation (4.40)) a révélé bonne conformité en comparaison avec les résultats numériques, comme le montre la figure 4.32. Toutefois, la moyenne du rapport MBF/ méthode proposée est de 1,004, et un écart-type de 0,061 pour les 67 sections de la zone 1 a été attesté.

$$k_d = 20.433 \left(\frac{b}{h}\right) + 0.782 \left(\frac{c}{t}\right) - 2.351 \quad (4.40)$$

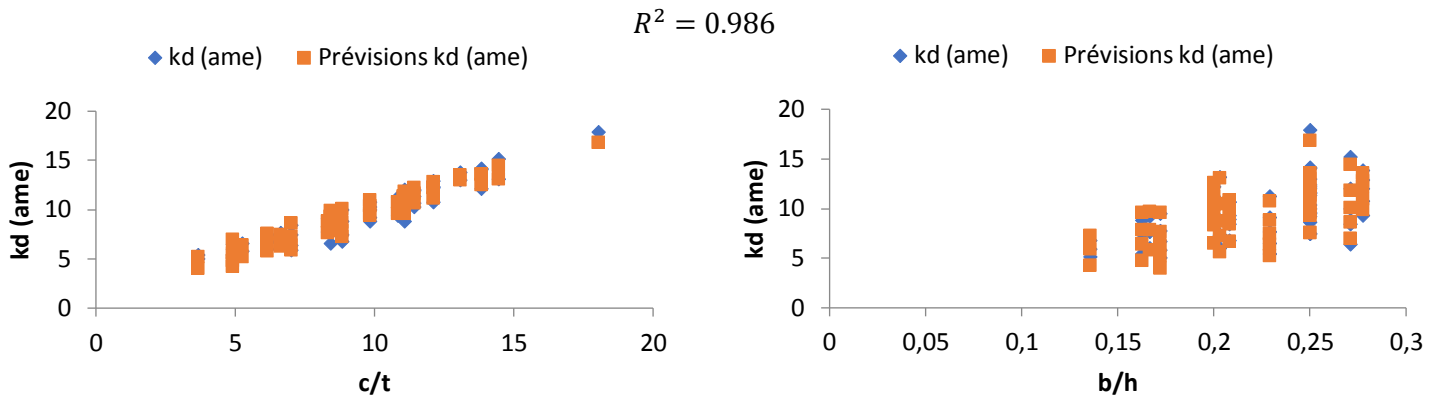


Figure 4.31 Visualisation de la qualité de la régression multiple

Afin d'évaluer la pertinence de l'équation proposée, on a eu recours à 30 autres sections transversales afin de calculer la charge critique élastique du flambement distorsionnel, via le modèle proposé. Les résultats obtenus ont été comparés aux résultats de la méthode des bandes finies. Cependant, le modèle proposé prédit régulièrement des contraintes critiques distorsionnelles équivalentes aux résultats de la méthode des bandes finies pour les 30 sections utilisées. Étayés par une moyenne de 0,96 et un écart-type de 0,04.

En outre, la formule proposée du coefficient de flambement distorsionnel k_d de la semelle (équation (4.40)) est linéaire par rapport à l'équation (4.42) de la méthode stipulée dans le code américain (AISI-S100, 2007), et elle améliore par conséquent, la qualité des résultats, et réduit les résultats de nature éparés.

$$F_d = \alpha k_d \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (4.41)$$

$$k_d = 0.05 \leq 0.1 \left(\frac{bcsin\theta}{ht}\right)^{1.4} \leq 8 \quad (4.42)$$

α est une valeur qui peut être prise d'une manière conservatrice égale à 1, θ , l'angle de l'inclinaison du raidisseur.

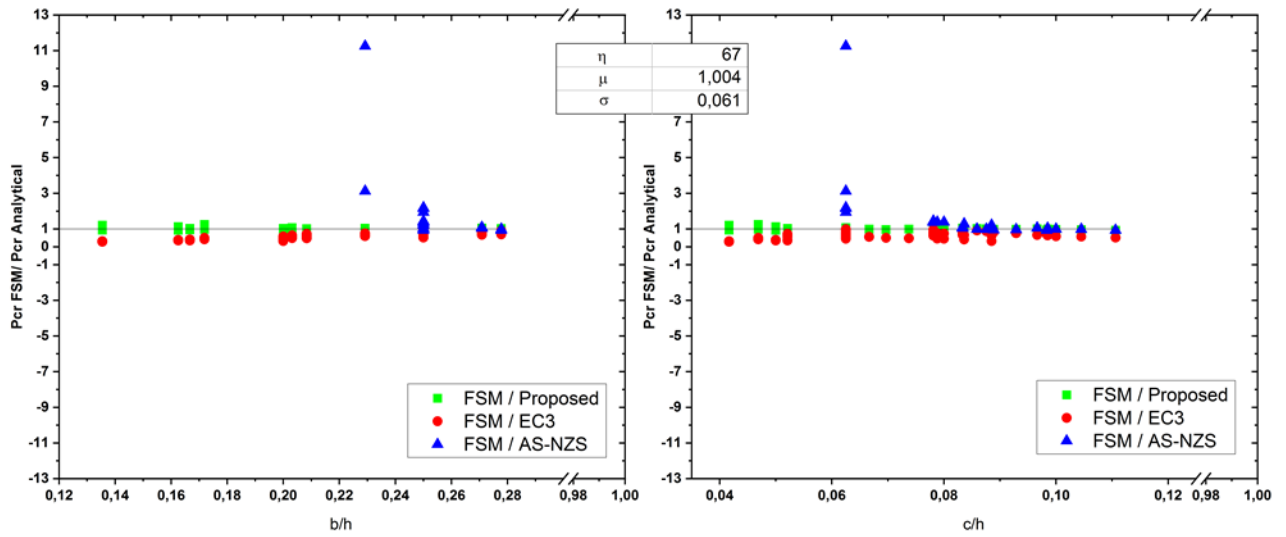


Figure 4.32 Performances du modèle proposé pour les sections de la première zone

D'autre part, le comportement de la plage géométrique de la zone 1 est présumé gouverné par le mode local (voilement) de la semelle par le règlement américain (AISI-S100, 2007). Toutefois, l'équation (4.41) a été mise en œuvre afin de calculer la contrainte critique du mode distorsionnel. Néanmoins, ce modèle a dispensé une moyenne de 1,76 et un écart-type de 0,50, comme indiqué à la figure 4.33. Cependant, l'approche de classification a révélé que le mode local de l'âme est l'aspect principal du comportement des sections dans la zone 1. La nouvelle formulation a donc été développée conformément à cette approche. Le nouveau modèle est direct, simple, linéaire et permet de prédire, entre autres, des contraintes critiques du mode distorsionnel équivalentes aux résultats numériques.

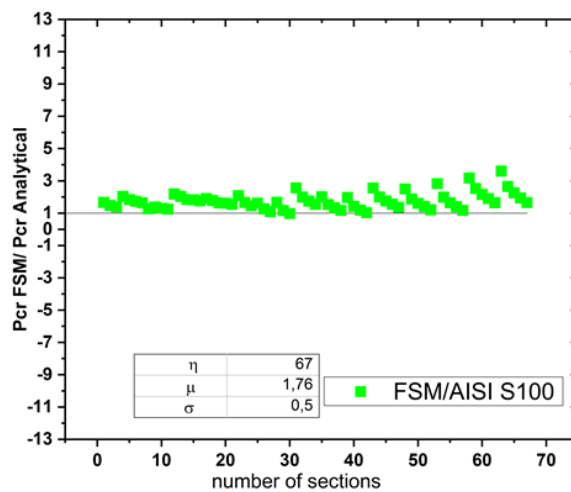


Figure 4.33 Comparaison des résultats du modèle AISI S100 avec les résultats de la méthode des bandes finies pour la zone 1

Le modèle proposé est basé sur des profilés sélectionnés en acier formés à froid. Il convient de prendre en compte les limitations géométriques suivantes lorsque cette nouvelle approche est appliquée :

Le modèle proposé	AISI/NAS S100, 2007
$50 \leq h/t \leq 384.60$	$50 \leq h/t \leq 200$
$13.5 \leq b/t \leq 98.33$	$25 \leq b/t \leq 100$
$3.68 \leq c/t \leq 35$	$6.25 \leq c/t \leq 50$
$0.2 \leq b/h \leq 0.28$	$0.125 \leq b/h \leq 0.5$
$0.04 \leq c/h \leq 0.11$	$0.005 \leq c/h \leq 0.25$
$0.16 \leq c/b \leq 1$	$0.04 \leq c/b \leq 0.5$

Il semble que la plage de validité du modèle proposé soit pratiquement équivalente à celle du modèle américain (AISI-S100, 2007).

4.4.2.2 Coefficient de flambement distorsionnel de la zone5

En effet, c'est le flambement local de la semelle qui correspond au comportement caractéristique des sections de la cinquième zone, comme indiqué ci-dessus. Ces sections sont définies par une large semelle et un petit raidisseur, qu'on peut les dénommer par des sections avec des semelles insuffisamment raidies. En conséquence, les sections se distordent en mode voilement local.

Le coefficient de flambement distorsionnel, qui prend en compte l'interaction qui existe entre les éléments plans constituant la section et permettant en l'occurrence une estimation appropriée de la contrainte critique distorsionnelle est donné par l'équation (4.44) et représenté à la figure 4.35. Ainsi, l'équation suivante est obtenue à partir d'une analyse statistique basée sur un modèle de régression linéaire simple avec un coefficient de détermination $R^2 = 1$ (figure 4.34).

$$\sigma_{cr} = k_d \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (4.43)$$

$$k_d = 0.3038 \left(\frac{bc}{ht}\right) + 0.8011 \quad (4.44)$$

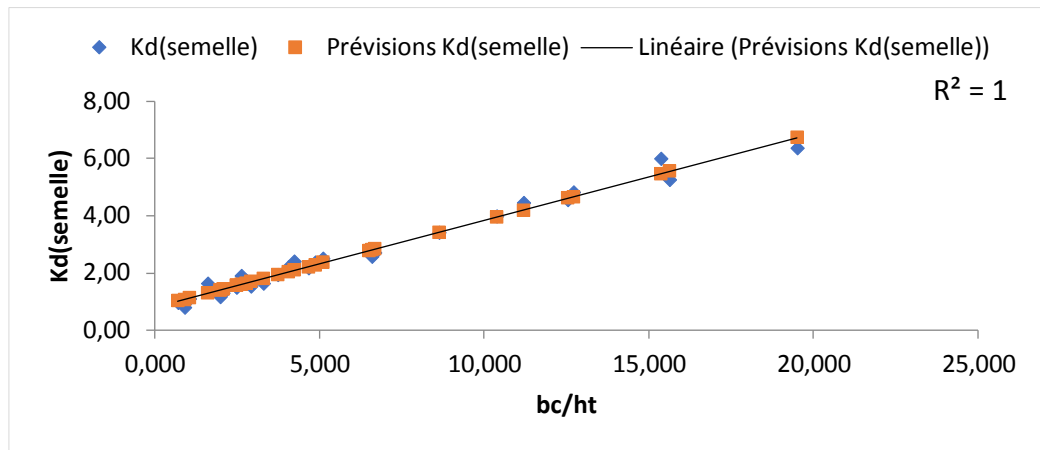


Figure 4.34 Régression linéaire effectuée sur les données de Kd (semelle) et le rapport (bc/ht)

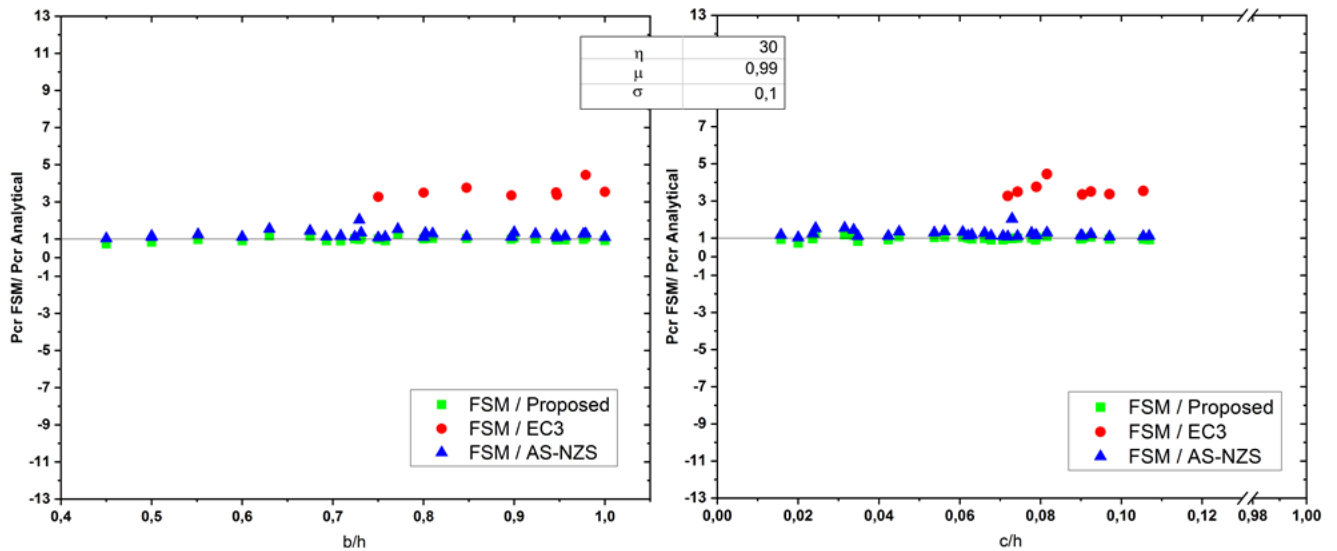


Figure 4.35 Performances du modèle proposé pour la cinquième zone

Afin de vérifier la validité du modèle proposé, une analyse a été mise en œuvre sur d'autres 31 sections transversales, afin d'estimer la contrainte de flambement distorsionnel prodiguée par l'équation (4.43). Par ailleurs, il faut souligner que les résultats obtenus sont compatibles avec ceux de la méthode des bandes finies pour l'ensemble des échantillons. Ceci peut être observé par une moyenne de 0,99 et à un écart-type de 0,10. Toutefois, l'utilisation de la formulation proposée permet une prédiction directe, précise et linéaire de la contrainte critique élastique distorsionnelle.

Pour parachever cette approche une comparaison a été mise au point entre les limitations géométriques de cette zone et celles du code américain (AISI-S100, 2007), elles sont du coup, répertoriées comme suit :

Le modèle proposé AISI/NAS S100, 2007

$0.4 \leq b/h \leq 1$ $0.125 \leq b/h \leq 0.5$

$0.03 \leq c/b \leq 0.12$ $0.04 \leq c/b \leq 0.5$

$0.05 \leq c/h \leq 0.10$ $0.005 \leq c/h \leq 0.25$

Nous pouvons avancer, à cet égard que l'intervalle de validité du modèle proposé et du modèle américain (AISI-S100, 2007), correspondent bien.

4.5 Conclusion

Il est souvent présumé que le mode de flambement joue un rôle dominant dans le comportement et la résistance des structures en acier formées à froid. De nos jours, il est bien connu que les approches analytiques sont disponibles pour le dimensionnement, cependant, les méthodes numériques demeurent plus efficaces et robustes afin d'analyser le comportement des éléments à parois minces. Au plan théorique du présent chapitre, une analyse des dispositions des codes de conception relatives à la résistance du mode distorsionnel a été accomplie. Par ailleurs, une procédure de classification des modes d'instabilité des sections en C simplement appuyées uniformément comprimées, a été mise en valeur. En outre, une étude comparative entre les différentes méthodes réglementaires a été effectuée, et par conséquent les résultats ont été comparés à ceux de la méthode des bandes finies. La phase finale de ce travail a été consacrée par conséquent, à l'instauration des formules analytiques simplifiées de la contrainte critique distorsionnelle.

Globalement, cette étude, dans ses conclusions finales, avance quelques conclusions intéressantes qui sont listées comme suit :

- (i) Le mode de flambement des sections en C peut être évalué par un processus de classification, basé sur la détermination du coefficient de voilement k_v qui tient compte de l'interaction entre les éléments plans constituant la section transversale.
- (ii) Un autre mécanisme du mode distorsionnel a été mis en évidence, défini par un changement évolutif du comportement structurel, il est manifesté alors, par un basculement du mode local d'une paroi à faible raideur vers un mode global d'un sous-ensemble de parois à raideur non négligeable.
- (iii) Ainsi, le comportement des sections de la première zone est désigné par le voilement local de l'âme, qui conduit conséquemment à la rotation du sous-ensemble semelle-raidisseeur par rapport à la jonction âme-semelle.
- (iv) D'autre part, la cinquième zone est caractérisée par le flambement local de la semelle déclenchant le déplacement longitudinal de la semelle raidiee ou du raidisseeur et de la partie adjacente de la semelle.

- (v) Les expressions proposées permettent aux ingénieurs de concevoir un élément subissant le mode distorsionnel, avec une procédure simple, et linéaire.
- (vi) Les expressions proposées sont calibrées par la méthode des bandes finies, cependant elles ont présenté une bonne performance en comparaison à la méthode stipulée dans la norme américaine (AISI-S100, 2007).

En dernier lieu, il convient de préciser que des recherches ultérieures sur des méthodes de prévision du mode distorsionnel, reposant sur l'approche de classification antérieure, et correspondant à d'autres configurations géométriques et type de chargement, font l'objet de nombreuses futures études.

Conclusion

*La vérité scientifique a pour signe
la cohérence et l'efficacité.
La vérité poétique a pour signe la beauté.
Aimé Césaire*

Les sections en acier formées à froid ont été largement utilisées dans les pratiques d'ingénierie. Afin d'améliorer la capacité portante de ces sections, sans compromettre toutefois la consommation de matériau, les sections ont tendance à être plus diversifiées et complexes. Ces sections, lorsqu'elles sont soumises à une compression et/ou à une flexion, peuvent subir un mode de flambement dénommé le mode distorsionnel qui implique une rotation de l'ensemble semelle/raideur autour du coin âme/semelle avec une demi-longueur d'onde supérieure à celle du flambement local, mais beaucoup plus courte que la longueur physique de l'élément structurel. Contrairement au flambement local et global qui ont été bien définis et peuvent être analysés à l'aide des théories classiques des plaques et des poutres, le flambement distorsionnel n'est pas pleinement reconnu et son analyse est plutôt compliquée.

Par ailleurs, chacun de ces trois modes de flambement est caractérisé par un comportement et une capacité de réserve post-flambement spécifiques. Et par conséquent ces modes de flambement engendrent souvent une réponse différente au cours de la rupture. Il est donc important lors du dimensionnement de calculer correctement la contrainte critique élastique associée aux différents modes (classes) d'instabilité, afin d'empêcher la perte de stabilité inhérente aux éléments comprimés à parois minces formés à froid. Par ailleurs, l'importance de considérer l'impact des modes de flambement sur le comportement ultime est également reflétée dans les codes de conception actuels qui utilisent directement ou indirectement la contrainte ou la charge critique de l'élément, afin de déterminer la résistance des profilés en acier formés à froid.

Actuellement pour dimensionner les profilés en acier formés à froid, il existe deux approches principales de conception : la méthode de la largeur efficace et la méthode de la résistance directe. La première approche suppose que toute la charge est supportée par une largeur fictive réduite soumise à une distribution uniforme de contrainte. Cependant,

la distribution réelle de la contrainte est non uniforme et est répartie sur toute la largeur de l'élément. Bien que cette méthode soit directe et applicable pour tout type de configuration, elle devient cependant très compliquée et longue pour les sections de formes complexes, munies de raidisseurs de bords ou/et intermédiaires. En outre, cette méthode ignore toute interaction qui existe entre les différentes parois constitutives de la section du profilé. Pour remédier à ces problèmes, une nouvelle méthode a été développée par Schäfer et Peköz appelée la méthode de la résistance directe (DSM). Cette dernière emploie les caractéristiques de la section transversale entière dans la détermination de la résistance et déploie, toutefois, des dispositions spécifiques afin d'évaluer la capacité portante des trois modes d'instabilité : local, global et distorsionnel, des éléments structuraux à parois minces. Néanmoins, le calcul de la résistance par cette méthode exige l'estimation précise des contraintes critiques élastiques des trois modes purs d'instabilité.

D'autre part, dans l'approche de l'ingénierie les modes de flambement sont étudiés séparément. Le flambement global est analysé sur la base de la théorie de Vlassov, qui ne prend pas en compte l'instabilité locale. Alors que le voilement local est considéré sur la base du concept de la largeur efficace. En revanche, le flambement distorsionnel est analysé en utilisant des formules analytiques simplifiées dérivées pour des sections transversales équivalentes comportant une semelle avec un raidisseur de bord.

D'autre part, la procédure classique d'évaluation de la résistance de ces éléments consiste à calculer la charge critique d'instabilité puis la corriger afin de considérer l'influence des imperfections géométriques et matérielles et les effets d'une possible réserve post critique. Actuellement, le mode le plus compliqué à étudier et le moins maîtrisé est par excellence le mode distorsionnel. La majorité des codes de calcul utilisent soit la méthode classique de la largeur effective soit la méthode de la résistance directe (DSM). Des expressions empiriques ou semi-empiriques existent pour l'évaluation de la charge critique élastique distorsionnelle, conçues essentiellement pour des éléments individuels. En outre, ces formules règlementaires permettant le calcul de la charge critique des modes purs, sont souvent laborieuses et limitées dans leur applicabilité. Et principalement lorsqu'il s'agit du calcul de la charge critique élastique du mode distorsionnel des sections à formes complexes. Toutefois, le recours aux méthodes numériques devient inévitable, en raison de leur fiabilité considérable dans la détermination des charges critiques des modes purs de flambement. Parmi les méthodes numériques les plus couramment utilisées, on peut distinguer : la méthode des éléments finis, la méthode des bandes finies, la théorie des poutres généralisées.

Le modèle adopté par l'Eurocode 3 EN1993-1-3 (CEN, 2006a) dans l'analyse du flambement distorsionnel, est développé sur la base du flambement flexionnel d'un élément structural sur une base élastique. Cet élément, comprend les parties effectives du raidisseur et la partie efficace de la semelle adjacente à celui-ci. Le paramètre déterminant dans ce modèle est la base élastique qui reflète la retenue de la partie restante de la section sur l'élément lorsqu'il se déforme lors de l'instabilité. Quant aux règlements américain et australien (AISI-S100, 2007), (AS/NZS-4600, 2005), le mode distorsionnel est approché par une instabilité globale par flexion et torsion du sous-ensemble semelle-raideur qui s'appuie élastiquement sur l'âme.

Le présent travail a été structuré en quatre chapitres, en plus d'une introduction et une conclusion.

Le chapitre un de cette thèse a été consacré à la présentation générale des profilés formés à froid, nous avons exposé par la suite les caractéristiques, les particularités et les avantages concurrentielles octroyés par ce type d'éléments. La dernière partie de ce chapitre a souligné les principales applications des éléments à parois minces en acier formés à froid.

Le chapitre deux a eu pour objectif de présenter les deux méthodes de conception des éléments structuraux à parois minces à savoir : le concept de la largeur efficace qui est la procédure classique de calcul de la résistance ultime de ces profilés, il a été adopté comme méthode de dimensionnement principale par la majorité des codes de calcul à travers le monde. Par ailleurs, la nouvelle méthode de dimensionnement baptisée la méthode de la résistance directe, les capacités portantes nominales vis-à-vis des trois modes d'instabilité sont estimées directement à partir des charges critiques élastiques correspondantes calculées pour la section entière. Ce fait a permis de lever la complexité et la lourdeur qui accompagnent le calcul par la méthode de la largeur efficace. Par la suite, les différentes instabilités de base des profilés formés à froid ont été introduites avec les caractéristiques et les particularités liées à chacune. On a procédé après, à la présentation des différentes dispositions de calcul des contraintes critiques des modes purs de flambement, stipulées dans les trois codes de calcul mis en œuvre dans cette thèse (AISI-S100, 2007), (AS/NZS-4600, 2005) et EN1993-1-3 (CEN, 2006a). Dans la dernière partie de ce chapitre, nous avons dressé un aperçu sur les méthodes numériques d'analyse de la stabilité élastique des structures à parois minces.

Nous nous sommes intéressés dans la troisième partie de la thèse (chapitre trois), à l'élaboration d'une synthèse bibliographique exhaustive sur les différents aspects théoriques et expérimentaux relatifs à l'instabilité distorsionnelle, objet de cette thèse.

Nous avons commencé le chapitre quatre par la présentation des différents modèles analytiques simplifiés de calcul de la contrainte critique distorsionnelle. On a procédé ensuite, à une mise en relief d'une technique d'identification du voilement des structures à parois minces proposée par le Professeur Djafour dans sa thèse de doctorat. Cette technique originale de séparation des modes propres a permis d'éliminer les voilements improbables, qui a été établie en faisant des raisonnements sur des situations limites pour le cas des sections en C simplement appuyées uniformément comprimées. Par la suite, une étude comparative entre les différentes méthodes règlementaires a été effectuée, et par conséquent les résultats ont été comparés à ceux de la méthode des bandes finies. La phase finale de ce chapitre a été consacrée, à l'instauration des formules analytiques simplifiées de la contrainte critique distorsionnelle.

Perspectives

Comme perspective à ce travail, d'autres travaux de recherche devront se poursuivre dans le but d'élaborer des méthodes de prévision du mode distorsionnel, reposant sur l'approche de classification soulignée dans le quatrième chapitre, et correspondant à des configurations géométriques telles que les sections en Z et en sigma. Nous incitons également à étudier cette problématique sous d'autres types de sollicitation notamment la flexion.

Bibliographie

- ABAMBRES, M., CAMOTIM, D. & SILVESTRE, N. 2013. Physically non-linear GBT analysis of thin-walled members. *Computers & Structures*, 129, 148-165.
- ABAMBRES, M., CAMOTIM, D. & SILVESTRE, N. 2014. GBT-based elastic–plastic post-buckling analysis of stainless steel thin-walled members. *Thin-Walled Structures*, 83, 85-102.
- ABAMBRES, M., CAMOTIM, D., SILVESTRE, N. & RASMUSSEN, K. J. 2014. GBT-based structural analysis of elastic–plastic thin-walled members. *Computers & Structures*, 136, 1-23.
- ABAQUS, S. 2015. Version 6.14-2, SIMULIA. Inc., Providence, RI.
- ABAQUS STANDARD, F. Software Package. *Simulia Inc.*
- ABNT 2010. Brazilian Standard on Design of Cold-formed Steel Structures (NBR 14762:2010). *Brazilian Standards Association*. Rio de Janeiro.
- ADANY, S. 2004. Buckling mode classification of members with open thin-walled cross-sections by using the Finite Strip Method. Research Report, Johns Hopkins University, 2004.
- ADANY, S. & SCHAFER, B. 2006. Buckling mode decomposition of single-branched open cross-section members via finite strip method: derivation. *Thin-Walled Structures*, 44, 563-584.
- ADANY, S. & SCHAFER, B. W. 2008. A full modal decomposition of thin-walled, single-branched open cross-section members via the constrained finite strip method. *Journal of Constructional Steel Research*, 64, 12-29.
- AISI 1996. Cold-Formed Steel Design Manual. *American Iron and Steel Institute*. Washington, D.C.
- AISI 2001. North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members with Commentary. *American Iron and Steel Institute*. Washington, D.C.
- AISI 2002. *Commentary on North American specification for the design of cold-formed steel structural members*, American Iron and Steel Institute.
- AISI-S100-04 2004. North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members (NAS) + Respective Commentary. *American Iron and Steel Institute*. Washington, D.C.
- AISI-S100 2007. North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members (NAS). *American Iron and Steel Institute*. Washington, D.C.
- AISI-S100-12 2012. North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural

- Members (NAS)+ Respective Commentary. *American Iron and Steel Institute*. Washington, D.C.
- AJEESH, S. & JAYACHANDRAN, S. A. 2016. Simplified semi-analytical model for elastic distortional buckling prediction of cold-formed steel flexural members. *Thin-Walled Structures*, 106, 420-427.
- ANBARASU, M. 2016. Local-distortional buckling interaction on cold-formed steel lipped channel beams. *Thin-Walled Structures*, 98, 351-359.
- AS/NZS-4600 2005. Cold-formed Steel Structures. *Australian Standard / New Zealand Standard*. Sydney, Australia.
- BALDASSINO, N. & HANCOCK, G. Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Storage Rack Section including Perforations.”. Proc., 4th Int. Conf. on Steel and Aluminum Structures, 1999.
- BASAGLIA, C., CAMOTIM, D. & SILVESTRE, N. 2011. Non-linear GBT formulation for open-section thin-walled members with arbitrary support conditions. *Computers & Structures*, 89, 1906-1919.
- BECQUE, J. 2019. Optimization of cold-formed steel products: achievements, challenges and opportunities. *ce/papers*, 3, 211-218.
- BEREGSZÁSZI, Z. & ÁDÁNY, S. The effect of rounded corners of cold-formed steel members in the buckling analysis via the direct strength method. Proceedings of the twelfth International Conference on Civil, Structural and Environmental Engineering Computing, Edited by: BHV Topping, LF, Costa Neves and RC Barros, 2009.
- BEREGSZÁSZI, Z. & ÁDÁNY, S. 2011. Application of the constrained finite strip method for the buckling design of cold-formed steel columns and beams via the direct strength method. *Computers & Structures*, 89, 2020-2027.
- BEREGSZÁSZI, Z. & ÁDÁNY, S. 2019. Constrained Finite Strip Method with Rigid Corner Element for the Buckling Analysis of Thin-Walled Members with Rounded Corners. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 63, 192-205.
- BEŠEVIĆ, M., PROKIĆ, A., LANDOVIĆ, A. & KASAŠ, K. 2017. The Analysis of Bearing Capacity of Axially Compressed Cold Formed Steel Members. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 61, 88-97.
- CAMOTIM, D., DINIS, P. B., MARTINS, A. D. & YOUNG, B. 2018. Interactive behaviour, failure and DSM design of cold-formed steel members prone to distortional buckling. *Thin-Walled Structures*, 128, 12-42.
- CASAFONT, M., MARIMON, F. & PASTOR, M. M. 2009. Calculation of pure distortional elastic buckling loads of members subjected to compression via the finite element method. *Thin-Walled Structures*, 47, 701-729.
- CAVA, D., CAMOTIM, D., DINIS, P. & MADEO, A. 2016. Numerical investigation and direct

- strength design of cold-formed steel lipped channel columns experiencing local–distortional–global interaction. *Thin-Walled Structures*, 105, 231-247.
- CEN 2005a. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. *EN 1993-1-1:2005*. Brussels, Belgium.
- CEN 2006a. Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-3: General Rules. *Supplementary Rules for Cold-formed Members and Sheeting*. *EN 1993-1-3:2006*. Brussels, Belgium.
- CEN 2006b. Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-5: Plated Structural Elements. *EN 1993-1-5:2006*. Brussels, Belgium.
- CHEN, H., BROCKENBROUGH, R. & HAWS, R. 2010. Overview of recent changes and additions to AISI standards.
- CHEUNG, Y. 1968. The finite strip method in the analyze of elastic plates with two opposite simply supported ends. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 40, 1-7.
- CIESIELCZYK, K. & RZESZUT, K. 2016. Local and distortional buckling of axially loaded cold rolled sigma profiles. *acta mechanica et automatica*, 10, 218-222.
- DAVIES, J. 1998. Generalised beam theory (GBT) for coupled instability problems. *Coupled Instabilities in Metal Structures*. Springer.
- DAVIES, J. 2000. Recent research advances in cold-formed steel structures. *Journal of Constructional Steel Research*, 55, 267-288.
- DAVIES, J. & LEACH, P. 1994. First-order generalised beam theory. *Journal of Constructional Steel Research*, 31, 187-220.
- DAVIES, J., LEACH, P. & HEINZ, D. 1994. Second-order generalised beam theory. *Journal of Constructional Steel Research*, 31, 221-241.
- DE MIRANDA BATISTA, E. 1989. *Etude de la stabilité des profils a parois minces et section ouverte de types U et C*. Université de Liège, Faculté des sciences appliquées.
- DESMOND, T. 1977. The behavior and design of thin-walled compression elements with longitudinal stiffeners. *Cornell University, Ithaca, New York*.
- DESMOND, T. P. 1978. The behavior and strength of thin-walled compression elements with longitudinal stiffeners.
- DINIS, P. & CAMOTIM, D. 2011. Local/distortional/global mode interaction in simply supported cold-formed steel lipped channel columns. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, 11, 877-902.
- DINIS, P. & CAMOTIM, D. 2015. Cold-formed steel columns undergoing local–distortional coupling: behaviour and direct strength prediction against interactive failure. *Computers & Structures*, 147, 181-208.

- DINIS, P., CAMOTIM, D., YOUNG, B. & BATISTA, E. 2018. CFS lipped channel columns affected by LDG interaction. Part II: Numerical simulations and design considerations. *Computers & Structures*, 207, 200-218.
- DINIS, P. B., BATISTA, E. M., CAMOTIM, D. & DOS SANTOS, E. S. 2012. Local–distortional–global interaction in lipped channel columns: Experimental results, numerical simulations and design considerations. *Thin-Walled Structures*, 61, 2-13.
- DINIS, P. B., YOUNG, B. & CAMOTIM, D. 2014. Local–distortional interaction in cold-formed steel rack-section columns. *Thin-Walled Structures*, 81, 185-194.
- DJAFOUR, M. 2007. *Etude de la Stabilité Distorsionnelle des Profils en Acier Formés à Froid*. Abou Bekr BELKAID – Tlemcen.
- DJAFOUR, M., DJAFOUR, N., MEGNOUNIF, A. & KERDAL, D. 2010. A constrained finite strip method for open and closed cross-section members. *Thin-Walled Structures*, 48, 955-965.
- DJAFOUR, N. 2015. *Proposition d'une méthode de classification des modes d'instabilité des colonnes en acier formées à froid*. Abou Bekr BELKAID – Tlemcen.
- DUBINA, D. Coupled Instabilities in Bar Members. Proceedings of the Second International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures, Rondal, J, Dubina, D, Gioncu, V Editors, Liege, Belgium, 1996. 5-7.
- DUBINA, D. 2001. The ECBL approach for interactive buckling of thin-walled steel members. *Steel and Composite Structures*, 1, 75-96.
- DUBINA, D., LANDOLFO, R. & UNGUREANU, V. Design of cold-formed steel structures.: Eurocode 3: design of steel structures. Part 1-3, Design of cold-formed steel structures. 2012. Eccc.
- GERE, J. M. & TIMOSHENKO, S. P. 1961. *Theory of elastic stability*.
- GONÇALVES, R. & CAMOTIM, D. 2012. Geometrically non-linear generalised beam theory for elastoplastic thin-walled metal members. *Thin-Walled Structures*, 51, 121-129.
- HADJIPANTELIS, N., GARDNER, L. & WADEE, M. A. 2018. Prestressed cold-formed steel beams: Concept and mechanical behaviour. *Engineering Structures*, 172, 1057-1072.
- HANCOCK, G. 1997. Design for distortional buckling of flexural members. *Thin-Walled Structures*, 27, 3-12.
- HANCOCK, G. J. 1985. Distortional buckling of steel storage rack columns. *Journal of Structural Engineering*, 111, 2770-2783.
- HANCOCK, G. J. 2003. Cold-formed steel structures. *Journal of Constructional Steel Research*, 59, 473-487.
- HANCOCK, G. J., KWON, Y. B. & BERNARD, E. S. 1994. Strength design curves for thin-walled

- sections undergoing distortional buckling. *Journal of Constructional Steel Research*, 31, 169-186.
- HANCOCK, G. J., MURRAY, T. & ELLIFRIT, D. S. 2001. *Cold-formed steel structures to the AISI specification*, CRC Press.
- HE, Z. & ZHOU, X. 2014. Strength design curves and an effective width formula for cold-formed steel columns with distortional buckling. *Thin-Walled Structures*, 79, 62-70.
- HE, Z., ZHOU, X., LIU, Z. & CHEN, M. 2014. Post-buckling behaviour and DSM design of web-stiffened lipped channel columns with distortional and local mode interaction. *Thin-Walled Structures*, 84, 189-203.
- HETRAKUL, N. & YU, W. 1978. Structural behavior of beam webs subjected to web crippling and a combination of web crippling and bending. *Final report, civil engineering study*, 78-4.
- HUANG, X.-H., YANG, J., LIU, Q.-F., ZHU, J., BAI, L., WANG, F.-L. & WANG, J.-H. 2018. A simplified flange–lip model for distortional buckling of cold-formed steel channel-sections with stiffened web. *International Journal of Mechanical Sciences*, 136, 451-459.
- JGJ-227 2011. Technical specification for low-rise cold-formed thin-walled steel buildings. *China Architecture & Building Press; 2011 [in Chinese]*. Beijing.
- JIANG, C. & DAVIES, J. 1997. Design of thin-walled purlins for distortional buckling. *Thin-Walled Structures*, 29, 189-202.
- JOHNSTON, B. G. 1976. Guide to stability design criteria for metal structures.
- KESTI, J. & DAVIES, J. M. 1999. Local and distortional buckling of thin-walled short columns. *Thin-Walled Structures*, 34, 115-134.
- KUMAR, M. 2012. *Interaction of local, distortional and overall buckling in cold formed steel lipped channel compression members*. Ph D. thesis, IIT Madras, Chennai, India.
- KWON, Y. B. & HANCOCK, G. J. 1992. Tests of cold-formed channels with local and distortional buckling. *Journal of Structural Engineering*, 118, 1786-1803.
- KWON, Y. B. & HANCOCK, G. J. 1993. Post-buckling analysis of thin-walled channel sections undergoing local and distortional buckling. *Computers & Structures*, 49, 507-516.
- KWON, Y. B., KIM, B. S. & HANCOCK, G. J. 2009. Compression tests of high strength cold-formed steel channels with buckling interaction. *Journal of Constructional Steel Research*, 65, 278-289.
- LAU, S. C. & HANCOCK, G. J. 1987. Distortional buckling formulas for channel columns. *Journal of Structural Engineering*, 113, 1063-1078.
- LAU, S. C. W. & HANCOCK, G. J. 1988. Strength tests and design methods for cold-formed channel columns undergoing distortional buckling.

- LI, L.-Y. 2009. Analyses of distortional buckling of cold-formed sigma purlins using EN1993-1-3. *Journal of Constructional Steel Research*, 65, 2099-2102.
- LI, L.-Y. & CHEN, J.-K. 2008. An analytical model for analysing distortional buckling of cold-formed steel sections. *Thin-Walled Structures*, 46, 1430-1436.
- LI, Z., HANNA, M., ÁDÁNY, S. & SCHAFER, B. 2011. Impact of basis, orthogonalization, and normalization on the constrained Finite Strip Method for stability solutions of open thin-walled members. *Thin-Walled Structures*, 49, 1108-1122.
- LI, Z., JOÓ, A., ÁDÁNY, S. & SCHAFER, B. Approximate modal identification in nonlinear collapse analysis of thin-walled members. Proceedings of the 2011 Annual Stability Conference, Structural Stability Research Council, Pittsburg, PA, USA, 2011.
- LI, Z. & SCHAFER, B. 2010. Application of the finite strip method in cold-formed steel member design. *Journal of Constructional Steel Research*, 66, 971-980.
- LOUGHLAN, J. 2018. *Thin-walled structures: advances in research, design and manufacturing technology*, CRC Press.
- LOUGHLAN, J., YIDRIS, N. & JONES, K. 2012. The failure of thin-walled lipped channel compression members due to coupled local-distortional interactions and material yielding. *Thin-Walled Structures*, 61, 14-21.
- MAHI, I., DJAFOUR, N. & DJAFOUR, M. Study of Local and Distortional Stability of Thin-Walled Structures. MATEC Web of Conferences, 2018. EDP Sciences, 01089.
- MAHI, I., DJELIL, M., DJAFOUR, N. & DJAFOUR, M. 2019. Calculation of Critical Load for Pure Distortional Buckling of Lipped Channel Columns. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*.
- MARTINS, A., DINIS, P., CAMOTIM, D. & PROVIDÊNCIA, P. 2015. On the relevance of local-distortional interaction effects in the behaviour and design of cold-formed steel columns. *Computers & Structures*, 160, 57-89.
- MARTINS, A., DINIS, P., CAMOTIM, D. & PROVIDÊNCIA, P. 2015. On the relevance of local-distortional interaction effects in the behaviour and design of cold-formed steel columns. *Computers & Structures*, 160, 57-89.
- MARTINS, A. D., DINIS, P. B. & CAMOTIM, D. 2016. On the influence of local-distortional interaction in the behaviour and design of cold-formed steel web-stiffened lipped channel columns. *Thin-Walled Structures*, 101, 181-204.
- PALA, M. 2006. A new formulation for distortional buckling stress in cold-formed steel members. *Journal of Constructional Steel Research*, 62, 716-722.
- PALA, M. 2008. Genetic programming-based formulation for distortional buckling stress of cold-formed steel members. *Journal of Constructional Steel Research*, 64, 1495-1504.

- PALA, M. & CAGLAR, N. 2007. A parametric study for distortional buckling stress on cold-formed steel using a neural network. *Journal of Constructional Steel Research*, 63, 686-691.
- PAPANGELIS, J. P. & HANCOCK, G. J. 1995. Computer analysis of thin-walled structural members. *Computers & Structures*, 56, 157-176.
- PEKÖZ, T. 1986. Development of a unified approach to the design of cold-formed steel members (Draft).
- PEKÖZ, T. & SCHAFER, B. 1998. Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses. *Journal of Constructional Steel Research*, 47, 193-210.
- PIYAWAT, K., RAMSEYER, C. & KANG, T. H.-K. 2012. Development of an axial load capacity equation for doubly symmetric built-up cold-formed sections. *Journal of Structural Engineering*, 139, 04013008.
- PROLA, L. & CAMOTIM, D. On the distortional post-buckling behavior of cold-formed lipped channel steel columns. Proc. SSRC Stability Conference, 2002. 24-27.
- PROLA, L. C. & CAMOTIM, D. 2002. On the distortional post-buckling behaviour of cold-formed lipped channel steel beams. *Advances in Steel Structures (ICASS'02)*. Elsevier.
- RHODES, J. 1991. *Design of cold formed steel members*, Elsevier Applied Science London and New York.
- SANTOS DOS, E. S., BATISTA, E. M. & CAMOTIM, D. 2012. Experimental investigation concerning lipped channel columns undergoing local–distortional–global buckling mode interaction. *Thin-Walled Structures*, 54, 19-34.
- SANTOS, E., BATISTA, E. & CAMOTIM, D. Cold-formed steel columns under LDG interaction: experimental investigation. Proceedings of 7th European Conference on Steel and Composite Structures, 2014. 10-12.
- SCHAFER, B. 2002. Design manual for direct strength method of cold-formed steel design. *Report to the American Iron and Steel Institute, Washington, DC (available online [www. ce. jhu. edu/bschafer/direct_strength](http://www.ce.jhu.edu/bschafer/direct_strength))*.
- SCHAFER, B. 2002. Local, distortional, and Euler buckling of thin-walled columns. *Journal of Structural Engineering*, 128, 289-299.
- SCHAFER, B. 2006. *Direct strength method (DSM) design guide*, American Iron and Steel Institute.
- SCHAFER, B. 2012. CUFSM4. 05-Elastic buckling analysis of thin-walled members by the finite strip method and constained finite strip method for general end boundary conditions.
- SCHAFER, B. W. 1997. *Cold-formed steel behavior and design: Analytical and numerical modeling of elements and members with longitudinal stiffeners*. PH.D, Cornell University.

- SCHAFFER, B. W. 1998. Cold-formed steel behavior and design: Analytical and numerical modeling of elements and members with longitudinal stiffeners.
- SCHAFFER, B. W. 2000. Distortional buckling of cold-formed steel columns. Washington.
- SCHAFFER, B. W. 2008. The direct strength method of cold-formed steel member design. *Journal of Constructional Steel Research*, 64, 766-778.
- SCHAFFER, B. W. 2011. Cold-formed steel structures around the world: A review of recent advances in applications, analysis and design. *Steel Construction*, 4, 141-149.
- SCHAFFER, B. W. & ÁDÁNY, S. Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. Eighteenth international specialty conference on cold-formed steel structures, 2006. 39-54.
- SCHAFFER, B. W., LI, Z. & MOEN, C. D. 2010. Computational modeling of cold-formed steel. *Thin-Walled Structures*, 48, 752-762.
- SCHAFFER, B. W. & PEKOZ, T. 1998. *Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions*. Ph.D thesis, Cornell University;
- SCHAFFER, B. W. & PEKÖZ, T. 1999. Laterally braced cold-formed steel flexural members with edge stiffened flanges. *Journal of Structural Engineering*, 125, 118-127.
- SCHARDT, R. 1994. Generalized beam theory—an adequate method for coupled stability problems. *Thin-Walled Structures*, 19, 161-180.
- SEIF, M. & SCHAFFER, B. W. 2010. Local buckling of structural steel shapes. *Journal of Constructional Steel Research*, 66, 1232-1247.
- SHARP, M. L. 1966. Longitudinal stiffeners for compression members. *Journal of the Structural Division*, 92, 187-212.
- SHIFFERAW, Y. & SCHAFFER, B. 2012. Inelastic bending capacity of cold-formed steel members. *Journal of Structural Engineering*, 138, 468-480.
- SILVESTRE, N., BEBIANO, R. & CAMOTIM, D. 2008. GBTUL—a code for the buckling analysis of cold-formed steel members.
- SILVESTRE, N. & CAMOTIM, D. 2002. First-order generalised beam theory for arbitrary orthotropic materials. *Thin-Walled Structures*, 40, 755-789.
- SILVESTRE, N. & CAMOTIM, D. 2002. Second-order generalised beam theory for arbitrary orthotropic materials. *Thin-Walled Structures*, 40, 791-820.
- SILVESTRE, N. & CAMOTIM, D. 2003. Nonlinear generalized beam theory for cold-formed steel members. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, 3, 461-490.
- SILVESTRE, N. & CAMOTIM, D. 2004. Distortional buckling formulae for cold-formed steel C

- and Z-section members: Part I—derivation. *Thin-Walled Structures*, 42, 1567-1597.
- SILVESTRE, N. & CAMOTIM, D. 2004. Distortional buckling formulae for cold-formed steel C- and Z-section members: Part II—Validation and application. *Thin-Walled Structures*, 42, 1599-1629.
- SILVESTRE, N. & CAMOTIM, D. 2006. Local-plate and distortional postbuckling behavior of cold-formed steel lipped channel columns with intermediate stiffeners. *Journal of Structural Engineering*, 132, 529-540.
- SILVESTRE, N., CAMOTIM, D. & DINIS, P. B. 2012. Post-buckling behaviour and direct strength design of lipped channel columns experiencing local/distortional interaction. *Journal of Constructional Steel Research*, 73, 12-30.
- SSMA, S. S. M. A. 2011. Product Technical Information, ICBO ER-4943P.
- STEPHENS, S. F. & LABOUBE, R. A. 2003. Web crippling and combined bending and web crippling of cold-formed steel beam headers. *Thin-Walled Structures*, 41, 1073-1087.
- TAKAHASHI, K. & MIZUNO, M. 1978. Distortion of Thin-Walled Open-Cross-Section Members: One-Degree-of-Freedom and Singly Symmetrical Cross-Sections. *Bulletin of JSME*, 21, 1448-1454.
- TIMOSHENKO, S. 1973. PR and Gere, JM: Mechanics of Materials. Van Nostrand Reinhold.
- TIMOSHENKO, S. P. & WOINOWSKY-KRIEGER, S. 1959. *Theory of plates and shells*, Mc Graw-hill.
- VLASOV, V. & BEAMS, T.-W. E. 1961. Israel Program for Scientific Translations. *Jerusalem, Israel*.
- VON KARMAN, T. 1932. The strength of thin plates in compression. *Trans. ASME*, 54, 53-57.
- WALKER, A. C. 1975. *Design and analysis of cold-formed sections*, John Wiley & Sons.
- WINTER, G. 1947. Strength of thin steel compression flanges. *Trans. ASCE*, 112, 527.
- WINTER, G. & PIAN, R. 1946. *Crushing strength of thin steel webs*.
- XIE, Z., YAN, W., YU, C., MU, T. & SONG, L. 2018. Improved shear strength design of cold-formed steel connection with single self-piercing rivet. *Thin-Walled Structures*, 131, 708-717.
- YANG, D. & HANCOCK, G. J. 2004. Compression tests of high strength steel channel columns with interaction between local and distortional buckling. *Journal of Structural Engineering*, 130, 1954-1963.
- YAO, X. 2017. Experiment and Design Method on Cold-Formed Thin-Walled Steel Lipped Channel Columns with Slotted Web Holes Under Axial Compression. *The Open Civil Engineering Journal*, 11.

- YAP, D. C. & HANCOCK, G. J. 2010. Experimental study of high-strength cold-formed stiffened-web C-sections in compression. *Journal of Structural Engineering*, 137, 162-172.
- YOUNG, B., CAMOTIM, D. & DINIS, P. 2013. Tests of cold-formed steel lipped channel columns undergoing local-distortional-global interaction. *Research and Applications in Structural Engineering, Mechanics and Computation*, 2-4.
- YOUNG, B., DINIS, P. & CAMOTIM, D. 2018. CFS lipped channel columns affected by LDG interaction. Part I: Experimental investigation. *Computers & Structures*, 207, 219-232.
- YOUNG, B. & RASMUSSEN, K. J. 1998. Design of lipped channel columns. *Journal of Structural Engineering*, 124, 140-148.
- YOUNG, B., SILVESTRE, N. & CAMOTIM, D. 2012. Cold-formed steel lipped channel columns influenced by local-distortional interaction: strength and DSM design. *Journal of Structural Engineering*, 139, 1059-1074.
- YOUNG, B. & YAN, J. 2002. Channel columns undergoing local, distortional, and overall buckling. *Journal of Structural Engineering*, 128, 728-736.
- YU, C. 2016. *Recent Trends in Cold-formed Steel Construction*, Woodhead Publishing.
- YU, C. & SCHAFER, B. W. 2003. Local buckling tests on cold-formed steel beams. *Journal of Structural Engineering*, 129, 1596-1606.
- YU, C. & SCHAFER, B. W. 2006. Distortional buckling tests on cold-formed steel beams. *Journal of Structural Engineering*, 132, 515-528.
- YU, C. & YAN, W. 2011. Effective Width Method for determining distortional buckling strength of cold-formed steel flexural C and Z sections. *Thin-Walled Structures*, 49, 233-238.
- YU, W.-W. 2000. *Cold-formed steel design*, John Wiley & Sons.
- ZEINODDINI, V. & SCHAFER, B. W. 2010. Impact of corner radius on cold-formed steel member strength.