



الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

République algérienne démocratique et populaire

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'enseignement supérieur et de la recherche scientifique

جامعة عين تموشنت بلحاج بوشعيب

Université d'Ain-Temouchent - Belhadj Bouchaib

Faculté des Sciences et de la Technologie

Département de Génie Civil & Travaux Publics



Mémoire pour l'Obtention du diplôme de Master

Filière : GENIE CIVIL

Spécialité : STRUCTURES

Thème :

**ETUDE DE L'INFLUENCE DES PARAMETRES GEOMETRIQUES SUR LE
COMPORTEMENT STRUCTUREL DES TUBES EN ACIER FORMES A FROID
SOU MIS A DES SOLLICITATIONS MECANIKES**

PRESENTE PAR :

Mme DAOUD AMINA

Mlle SAIAH MAMA

SOUTENU LE 24/06/2026

DEVANT LE JURY COMPOSE DE :

PRÉSIDENT : **Dr. KAMECHE Z.E.A.**

EXAMINATRICE : **Prof. TAHAR BERRABAH A.**

ENCADREUR : **Dr. DJELIL M.**

ANNEE UNIVERSITAIRE 2025/2026

Dédicace

"قل اعملوا فسيرى الله عملكم ورسوله والمؤمنين"

لم تكن الرحلة قصيرة، ولم تكن طريقها محفول بالتسهيلات، ولكن بعد فضل من الله وتوفيقه ها انا أقف على عتبة تخرجني اتوج اللحظات الأخيرة من سنوات دامت في سبيل العلم.

اهدي تخرجي وحصاد ما زرعت الى نفسي أولا التي صبرت وثابرت حتى وصلت.

الى من كانت الداعم الأول لتحقيق طموحي، الى من كانت ملجأ يدي اليمنى في هذه المرحلة الى القلب الحنون "امي الغالية"

الى "والدي الحبيب" السند الذي اتكئ عليه، والمعلم الأول الذي غرس في قيم الجد والاجتهاد، رجل المواقف الصعبة ورفيق الدعاء الدائم.

الى زوجي عرفان بما قدمته لي من دعم ومساندة وتشجيع طوال مسيرتي، لقد كنت سنداً وعوناً في أوقات التعب والاجتهاد وكان لصبرك وتفهمك الأثر الكبير في مواصلة هذا الطريق حتى بلوغ هذه المرحلة

الى أغلى ما املك الى ابنتي الوحيدة فانت مصدر سعادتي وأمل في الحياة

الى كل الاء والأقارب

الى استاذي المشرف الذي يتشرف كل من عرفه لجميل اخلاقه وواسع علمه وتواضعه الأستاذ الفاضل "محمد جليل"

الى رئيسي في العمل تقدير لجهدي وصبرك وحسن توجيهك واعترافاً بما قدمته من دعم وتشجيع طوال فترة دراستي مما ساهم في تطوير مهاراتي المهنية وتحسين ادائي الوظيفي الى كل زملائي في العمل.

هذا التخرج ليس مجرد شهادة بل هو تتويج لدعمكم وحكم الذي احاطني في كل مراحل حياتي

اهديكم هذا النجاح الذي هو بفضلكم بعد الله.

Remerciement

Avant tout, nous remercions Allah le Tout-Puissant de nous avoir donné la force, la patience et le courage pour mener à bien ce travail.

Nous adressons nos sincères remerciements à notre encadreur, pour son aide précieuse, ses conseils avisés et son accompagnement tout au long de la réalisation de ce mémoire.

Nous remercions également les membres du jury pour l'honneur qu'ils nous font en acceptant d'évaluer ce travail.

Nos remerciements s'adressent aussi à tous les enseignants du département de Génie Civil de l'Université d'Aïn Témouchent pour la qualité de leur enseignement et leur soutien durant notre parcours universitaire.

Enfin, nous exprimons notre profonde gratitude à nos familles et à toutes les personnes qui nous ont soutenus de près ou de loin dans l'accomplissement de ce travail.

Merci à tous.

Résumé

Ce travail porte sur l'étude du comportement au voilement local des profils minces formés à froid à section tubulaire octogonale irrégulière (IOctHS). Grâce à leurs caractéristiques géométriques particulières, ces sections constituent une alternative prometteuse aux profils conventionnels en raison de leur potentiel d'amélioration des performances structurales. Toutefois, leur géométrie complexe influence de manière significative leur comportement vis-à-vis des phénomènes d'instabilité locale. L'étude concerne l'analyse de 124 sections soumises à différents types de sollicitations. Une attention particulière est accordée à l'évaluation des coefficients de voilement local associés à chaque cas de chargement afin de : (i) mieux comprendre l'influence des paramètres géométriques sur le comportement au voilement local des sections étudiées ; et (ii) proposer des expressions analytiques permettant de déterminer la charge critique du mode local, paramètre essentiel pour l'évaluation de la résistance des profils formés à froid selon la méthode de la résistance directe. Compte tenu de la complexité géométrique des sections IOctHS, les formulations analytiques classiques ne permettent pas d'estimer avec une précision suffisante les coefficients de voilement local. Une approche numérique a donc été adoptée, basée sur le calcul des charges critiques de la section transversale à l'aide du logiciel CUFSM. Cet outil repose sur la méthode des bandes finies classique ainsi que sur la méthode des bandes finies contrainte, permettant d'identifier et de dissocier les différents modes d'instabilité, notamment le mode local. Il offre également une évaluation détaillée du comportement de stabilité élastique des profils minces en tenant explicitement compte de l'interaction entre la géométrie de la section et les parois constitutives. Les résultats obtenus mettent en évidence l'influence des différentes sollicitations sur le comportement au voilement local des sections IOctHS et contribuent à une meilleure compréhension de leur réponse structurale. Ils fournissent également une base pratique pour le dimensionnement de cette nouvelle génération de profils formés à froid.

Mots-clés : Sections tubulaires octogonales irrégulières ; Profils formés à froid ; Voilement local ; Coefficient de voilement ; Méthode des bandes finies ; Méthode des bandes finies contrainte ; Méthode de la résistance directe.

Abstract

This work focuses on the study of the local buckling behavior of cold-formed thin profiles with irregular octagonal tubular cross-sections (IOctHS). Thanks to their unique geometric characteristics, these sections represent a promising alternative to conventional profiles due to their potential for improving structural performance. However, their complex geometry significantly influences their behavior with respect to local instability phenomena. The study involves the analysis of 124 sections subjected to various types of loading. Particular attention is paid to evaluating the local buckling coefficients associated with each loading case in order to: (i) better understand the influence of geometric parameters on the local buckling behavior of the studied sections; and (ii) propose analytical expressions for determining the critical local load, an essential parameter for evaluating the strength of cold-formed profiles using the direct strength method. Given the geometric complexity of IOctHS sections, conventional analytical formulations do not allow for sufficiently accurate estimation of the local buckling coefficients. A numerical approach was therefore adopted, based on calculating the critical loads of the cross-section using the CUFSM software. This tool relies on the classical finite strip method as well as the constrained finite strip method, allowing for the identification and differentiation of the various instability modes, particularly the local mode. It also offers a detailed evaluation of the elastic stability behavior of thin profiles, explicitly taking into account the interaction between the section geometry and the constituent walls. The results obtained highlight the influence of different loading conditions on the local buckling behavior of IOctHS sections and contribute to a better understanding of their structural response. They also provide a practical basis for the design of this new generation of cold-formed profiles.

Keywords: Irregular octagonal tubular sections; Cold-formed profiles; Local buckling; Buckling coefficient; Finite strip method; Constrained finite strip method; Direct resistance method.

ملخص

يركز هذا العمل على دراسة سلوك الانبعاج الموضعي للمقاطع الرقيقة المشكلة على البارد ذات المقاطع الأنبوبية الثمانية غير المنتظمة (IOctHS). وبفضل خصائصها الهندسية الفريدة، تُمثل هذه المقاطع بديلاً واعداً للمقاطع التقليدية نظراً لقدرتها على تحسين الأداء الإنشائي. ومع ذلك، فإن هندستها المعقدة تؤثر بشكل كبير على سلوكها فيما يتعلق بظواهر عدم الاستقرار الموضعي. تتضمن الدراسة تحليل 124 مقطعاً خضعت لأنواع مختلفة من الأحمال. ويولي البحث اهتماماً خاصاً لتقييم معاملات الانبعاج الموضعي المرتبطة بكل حالة تحميل من أجل: (1) فهم تأثير المعلومات الهندسية على سلوك الانبعاج الموضعي للمقاطع المدروسة بشكل أفضل؛ و(2) اقتراح تعابير تحليلية لتحديد الحمل الموضعي الحرج، وهو معلمة أساسية لتقييم قوة المقاطع المشكلة على البارد باستخدام طريقة القوة المباشرة. ونظراً للتعقيد الهندسي لمقاطع IOctHS، فإن الصيغ التحليلية التقليدية لا تسمح بتقدير دقيق بما فيه الكفاية لمعاملات الانبعاج الموضعي. لذا، تم اعتماد منهج عددي يعتمد على حساب الأحمال الحرجة للمقطع العرضي باستخدام برنامج CUFSM. تعتمد هذه الأداة على طريقة الشرائح المحدودة الكلاسيكية، بالإضافة إلى طريقة الشرائح المحدودة المقيدة، مما يسمح بتحديد وتفريق أنماط عدم الاستقرار المختلفة، ولا سيما النمط الموضعي. كما توفر تقييماً تفصيلياً لسلوك الاستقرار المرن للمقاطع الرقيقة، مع مراعاة التفاعل بين هندسة المقطع والجدران المكونة له. تُبرز النتائج المُتَحَصَّل عليها تأثير ظروف التحميل المختلفة على سلوك الانبعاج الموضعي لمقاطع IOctHS، وتُساهم في فهم أفضل لاستجابتها الإنشائية. كما تُوفر أساساً عملياً لتصميم هذا الجيل الجديد من المقاطع المشكلة على البارد.

الكلمات المفتاحية: مقاطع أنبوبية ثمانية الأضلاع غير منتظمة؛ مقاطع مشكلة على البارد؛ انبعاج موضعي؛ معامل الانبعاج؛ طريقة الشرائح المحدودة؛ طريقة الشرائح المحدودة المقيدة؛ طريقة المقاومة المباشرة.

Tables des matières

DEDICACE.....	I
REMERCIEMENT.....	II
RESUME.....	III
ABSTRACT	IV
ملخص.....	V
TABLES DES MATIERES	VI
LISTE DES FIGURES.....	IX
LA LISTE DES TABLEAUX.....	XII
INTRODUCTION GENERALE	1

CHAPITRE 1 :

PROFILS EN ACIER FORMES A FROID : PRINCIPES DE FABRICATION, COMPORTEMENT STRUCTUREL ET REGLES DE DIMENSIONNEMENT

1.1. Introduction.....	5
1.2. Sections formées à froid	6
1.2.1 Types de sections en acier formé à froid	6
1.2.2 Comparaison entre éléments formés à froid et éléments formés à chaud :.....	9
1.2.3 Procédés de fabrication.....	11
1.2.4 Quelques caractéristiques spécifiques des sections en acier formé à froid.....	13
1.3. Problèmes spécifiques du dimensionnement en acier formé à froid.....	13
1.3.1. Résistance au flambement des éléments en acier formé à froid (les modes d'instabilités)	13
1.3.2. Rigidité en torsion	17
1.3.3. Écrasement local de l'âme (web crippling).....	17
1.3.4. Ductilité et calcul plastique.....	17
1.3.5. Assemblage	17
1.3.6. Résistance au feu	18
1.3.7. Corrosion.....	18
1.3.8. Durabilité des constructions en acier formé à froid.....	19
1.4. Principales applications de l'acier formé à froid.....	19
1.5. Normes de calcul.....	24
1.5.1. Le concept de largeur efficace	24
1.5.2. La méthode de résistance directe (DSM).....	31
1.6. Conclusion	37

CHAPITRE 2 :

LES PROFILS POLYGONAUX FORMES A FROID : SECTION CONVENTIONNELLE

2.1. Introduction.....	39
2.2. Les sections rectangulaires RHS	40
2.2.1. Le comportement des RHS dans le cas de la compression	40
2.2.2. Le comportement des RHS soumise à la flexion uni directionnel	42
2.2.3. Le comportement des RHS soumise à la flexion biaxiale	44
2.3. Les sections octogonales régulières	45
2.4. Le comportement de la section octogonale régulière soumise à différente sollicitation	46
2.5. Conclusion	47

CHAPITRE 3 :

ETUDE DU COMPORTEMENT AU VOILEMENT DES PROFILS CREUX

OCTOGONALES IRRÉGULIER A PAROIS MINCES FORMEES A FROID (IOCTHS)

3.1. Introduction.....	49
3.2. Les sections octogonale irrégulière IOCTHS : une alternative intéressante aux sections rectangulaire conventionnelle RHS	50
3.2.1. Objectif de l'étude :	50
3.2.2. Etude du comportement au voilement des sections creuses octogonales irrégulières IOCTHS : démarche.....	54
3.3. La méthode des bandes finies classique	55
3.4. L'identification visuelle des modes purs d'instabilité	56
3.4.1. Règles pratiques	56
3.4.2. L'incertitude dans l'identification des modes purs d'instabilité	57
3.5. Décomposition et identification modale : un nouvel outil dans la compréhension et la conception des profilés formés à froid.....	57
3.5.1. Concepts de base	57
3.5.2. Un exemple d'application de la MBFc	59
3.5.3. Application de la MBFc dans la procédure de dimensionnement.....	60
3.6. Logiciel CUFSM :.....	61
3.7. Modélisation de la section :	63
3.8. Les sections étudiées :.....	66
3.9. Matériau utilisé dans la section étudié.....	67
3.10. Les types de chargements :.....	67
3.11. Conclusion :	68

**CHAPITRE 4 :
RESULTATS ET DISCUSSIONS**

4.1.	Introduction.....	70
4.2.	Cas de chargement simples P, Mxx, Mzz.....	70
4.3.	Cas de chargement combinés P+Mxx, P+Mzz, Mxx+Mzz	72
4.4.	Formule Analytique.....	76
4.5.	Conclusion	85
	CONCLUSION GENERALE.....	86
	BIBLIOGRAPHIE.....	89

Liste des figures

CHAPITRE 1 :

PROFILS EN ACIER FORMES A FROID : PRINCIPES DE FABRICATION, COMPOTEMENT STRUCTUREL ET REGLES DE DIMENSIONNEMENT

Figure 1.1 : les profilés formés à froid utilisés dans les charpentes.....	7
Figure 1.2 : Plaques nervurées et plateaux	7
Figure 1.3 : Raidisseurs de bord de formes habituelles	8
Figure 1.4 : Raidisseurs longitudinaux intermédiaires de formes habituelles	8
Figure 1.5 : Formes usuelles de raidisseurs pour profilés et plaques nervurées formés à froid	8
Figure 1.6 : formage par profilage	12
Figure 1.7 : pliage de la tôle	12
Figure 1.8 : instabilité locale d'une section en C uniformément comprimé	14
Figure 1.9 : instabilité globale d'une section en C uniformément comprimé	15
Figure 1.10 : instabilité distorsionnelle d'une section en C uniformément comprimé	15
Figure 1.11 – Mode d'instabilité d'une section en C soumise à un effort axiale.	16
Figure 1.12 : profilés en Z pannes et les profilés en C lisses	20
Figure 1.13 : mur à ossature métallique	20
Figure 1.14 : solives de plancher	21
Figure 1.15 : planchers acier-béton avec tôles et poutres en acier	21
Figure 1.16 : bâtiments en acier sans ossature.....	22
Figure 1.17 : système de rayonnages de stockage	22
Figure 1.18 : treilles tridimensionnel en acier formé à froid	23
Figure 1.19 : bâtiments préfabriqué	23
Figure 1.20 : Largeur efficace d'un élément plan raidi uniformément comprimé	26
Figure 1.21 : Détermination de la rigidité du ressort.	27
Figure 1.22 Raidisseur de bord.....	30
Figure 1.23 : Largeurs et épaisseurs efficaces de section en C fléchie	31
Figure 1-24 Courbes de résistance pour les instabilités locale et distorsionnelle (a) cas de la compression (b) cas de la flexion.....	36

CHAPITRE 2 :

LES PROFILS POLYGONAUX FORMES A FROID : SECTION CONVENTIONNELLE

Figure 2.1 : la géométrie de la section rectangulaire.....	40
Figure 2.2 : coefficient de flambement et modes de compression axiale	41

Figure 2.3 : coefficient de flambement et modes de flexion autour de l'axe principale.....	43
Figure 2.4 : coefficient de flambement et modes de flexion autour de l'axe secondaire	43
Figure 2.5 : flexion biaxiale	45
Figure 2.6 : la géométrie de la section octogonale	46

CHAPITRE 3 :

ETUDE DU COMPORTEMENT AU VOILEMENT DES PROFILS CREUX

OCTOGONALES IRREGULIER A PAROIS MINCES FORMEES A FROID (IOCTHS)

Figure 3.1 : comportement de la section RHS et IOCTHS à la compression axiale	51
Figure 3.2: comportement de la section RHS et IOCTHS à la flexion autour de l'axe principale.....	52
Figure 3.3: comportement de la section RHS et IOCTHS à la flexion autour de l'axe secondaire	53
Figure 3.4 : La courbe de signature et identification des charges critique	56
Figure 3.5 Décomposition et identification modale d'une colonne simplement appuyée : (a) décomposition modale et (b) identification modale . [12]	60
Figure 3.6 : Interface du logiciel CUFSM.....	63
Figure 3.7 : Étude de sensibilité du maillage sur la charge critique de flambement local due à la compression	64
Figure 3.8 : Étude de sensibilité du maillage sur la charge critique de flambement local due à la flexion autour de l'axe principale M_{xx}	65
Figure 3.9 : Étude de sensibilité du maillage sur la charge critique de flambement local due à la flexion autour de l'axe secondaire M_{zz}	66
Figure 3.10 : La géométrie de la section étudiée	67

CHAPITRE 4 :

RESULTATS ET DISCUSSIONS

Figure 4.1 : Coefficient et modes de flambement pour la compression axiale	71
Figure 4.2 : Coefficient et modes de flambement pour la flexion autour de l'axe secondaire M_{zz}	71
Figure 4.3 : Coefficient et modes de flambement pour la flexion autour de l'axe principal M_{xx}	72
Figure 4.4 : Distribution des contraintes normales dans un élément IOCTHS sous force axiale combinée	73
Figure 4.5 :Identification de N , M_y , M_z , $N-M_y$, $N-M_z$, et M_y-M_z dans l'espace bidimensionnel (Ψ_w, Ψ_f)	73
Figure 4.6 : Compression axiale et flexion autour de l'axe principal $P+M_{xx}$	75
Figure 4.7 : Compression axiale et flexion autour de l'axe secondaire $P+M_{zz}$	75
Figure 4.8 : Flexion biaxiale $M_{xx}+M_{zz}$	76

Figure 4.9 : graphe de la formule analytique kw_P	77
Figure 4.10 : graphe de la formule analytique kw_{Mxx}	77
Figure 4.11: graphe de la formule analytique kw_{Mzz}	78
Figure 4.12: graphe de la formule analytique kw_{P+Mxx} , pour $h/b=1$	79
Figure 4.13: graphe de la formule analytique kw_{P+Mxx} , pour $h/b=2$	79
Figure 4.14 : graphe de la formule analytique kw_{P+Mxx} , pour $h/b=3$	80
Figure 4.15 : graphe de la formule analytique kw_{P+Mxx} , pour $h/b=4$	80
Figure 4.16: graphe de la formule analytique kw_{P+Mzz} , pour $h/b=1$	81
Figure 4.17: graphe de la formule analytique kw_{P+Mzz} , pour $h/b=2$	81
Figure 4.18 : graphe de la formule analytique kw_{P+Mzz} , pour $h/b=3$	82
Figure 4.19 : graphe de la formule analytique kw_{P+Mzz} , pour $h/b=4$	82
Figure 4.20: graphe de la formule analytique $kw_{Mxx+Mzz}$, pour $h/b=1$	82
Figure 4.21 : graphe de la formule analytique $kw_{Mxx+Mzz}$, pour $h/b=2$	83
Figure 4.22: graphe de la formule analytique $kw_{Mxx+Mzz}$, pour $h/b=3$	83
Figure 4.23 : graphe de la formule analytique $kw_{Mxx+Mzz}$, pour $h/b=4$	83

La liste des Tableaux

CHAPITRE 1 :

PROFILS EN ACIER FORMES A FROID : PRINCIPES DE FABRICATION, COMPORTEMENT STRUCTUREL ET REGLES DE DIMENSIONNEMENT

Tableau 1.1. Comparatif entre éléments formés à froid et éléments formés à chaud.....	9
Tableau 1-2 : Modélisation des parois d'une section transversale	26

CHAPITRE 3 :

ETUDE DU COMPORTEMENT AU VOILEMENT DES PROFILS CREUX OCTOGONALES IRRÉGULIER A PAROIS MINCES FORMÉES A FROID (IOCTHS)

Tableau 3-1 Critères mécaniques utilisés dans la MBFc pour les 4 classes d'instabilité C.....	59
---	----

CHAPITRE 4 :

RESULTATS ET DISCUSSIONS

Tableau 4-1 : formules approximative de k_w pour le calcul de N_{cr}	78
Tableau 4-2 : formules approximative de k_w pour le calcul de N_{cr}	84

Introduction générale

Introduction générale

En comparaison avec les profils laminés à chaud traditionnels, l'utilisation de l'acier formé à froid comme matériau de construction présente de nombreux avantages techniques et économiques. Les progrès réalisés dans les procédés de fabrication et le développement d'aciers à haute résistance ont permis la production d'éléments structuraux légers présentant une capacité portante importante tout en réduisant la consommation de matériau. En plus, les profils formés à froid offrent un rapport résistance/poids élevé, une facilité de fabrication, de transport et d'assemblage ainsi qu'une meilleure flexibilité géométrique, permettant la création de sections de formes variées adaptées aux exigences spécifiques des projets modernes [1]. [2] Cependant, la faible épaisseur de leurs parois rend ces profils particulièrement sensibles aux phénomènes d'instabilité, qui constituent souvent le principal facteur limitant leur résistance ultime. Contrairement aux sections massives, leur comportement structural est fortement influencé par différents modes d'instabilité, notamment l'instabilité locale, l'instabilité distorsionnelle et l'instabilité globale, ainsi que par les interactions possibles entre ces différents modes. Une évaluation précise de ces phénomènes devient alors essentielle afin d'assurer une conception sûre et optimisée des structures en acier formé à froid [3] [4]

Parmi les nombreuses configurations géométriques disponibles sur le marché, les sections tubulaires polygonales représentent une alternative intéressante aux sections creuses conventionnelles rectangulaires ou carrées [5]. [6] Leur géométrie particulière permet d'améliorer certaines caractéristiques mécaniques telles que la répartition des contraintes, la rigidité et la stabilité élastique. Plus particulièrement, les sections octogonales creuses irrégulières présentent un intérêt croissant grâce à leur capacité potentielle à combiner les avantages des sections fermées avec une meilleure optimisation géométrique. La présence d'un nombre plus important de faces et d'arêtes modifie le comportement mécanique de la section et influence directement son comportement vis-à-vis des phénomènes d'instabilité [5] Contrairement aux profils rectangulaires (RHS) classiques, la géométrie polygonale permet une meilleure répartition des contraintes sur l'ensemble des parois, tout en réduisant les concentrations locales de contraintes au niveau des angles. Cette configuration améliore également la rigidité globale et le comportement vis-à-vis du voilement local, qui représente le mode d'instabilité dominant des profils tubulaires polygonaux formés à froid [5] [7]. Plusieurs travaux ont montré que les sections polygonales présentent des coefficients de voilement plus élevés que les sections rectangulaires traditionnelles grâce à l'interaction favorable entre les plaques adjacentes et à l'augmentation du nombre de plis longitudinaux [7] [5] De plus, les profils octogonaux offrent un

compromis intéressant entre les tubes circulaires et rectangulaires ; ils conservent une bonne efficacité structurale tout en restant plus simples à fabriquer et à assembler.

Dans le cas particulier des sections octogonales irrégulières (IOctHS), la variation des dimensions des parois permet d'optimiser davantage le comportement mécanique sous différents types de sollicitations. Ainsi, ces sections apparaissent comme une solution innovante et performante pour répondre aux exigences actuelles de légèreté, de stabilité et d'efficacité structurale dans les constructions métalliques modernes [8] [9]. Néanmoins, le comportement de ce type de section reste moins étudié comparativement aux sections classiques [10]. Les travaux existants portent principalement sur les sections polygonales régulières ou sur les sections rectangulaires creuses [5] [7] [11] [12]. Les recherches portant sur les sections transversales polygonales irrégulières demeurent relativement limitées.

Parmi les quelques études disponibles sur les sections octogonales irrégulières (IOctHS), [8] [9] ont étudié les propriétés des matériaux, les contraintes résiduelles et le comportement au flambement local des sections en acier à haute résistance formées à froid de type IOctHS soumises à une compression, au moyen d'une approche combinant des études expérimentales et numériques. Les principaux objectifs de ces travaux étaient les suivants: (i) examiner l'influence du procédé de fabrication sur les propriétés du matériau, notamment leur variation ainsi que la répartition des contraintes résiduelles; (ii) quantifier l'augmentation de la résistance et l'écrouissage induits par le formage à froid; (iii) évaluer l'applicabilité des codes de calcul et des approches de dimensionnement existants aux colonnes courtes en acier à haute résistance formées à froid de type IOctHS. Plus récemment, [10] ont étudié le comportement élastique des sections creuses octogonales irrégulières en acier formé à froid (IOctHS). Des analyses numériques couvrant une large gamme de géométries, de rapports d'élancement des sections transversales et de conditions de chargement ont été réalisées. L'influence des principaux paramètres géométriques a été évaluée en ce qui concerne : (i) les contraintes ou les moments critiques de flambement associés aux modes purs de déformation, plus particulièrement le flambement local (L) et le mode distorsionnel (D) ; (ii) l'effet du couplage modal sur les réponses locales et distorsionnelles, y compris le rôle des modes de déformation extensionnelles (T) et de cisaillement (S) ; et (iii) le comportement global au flambement, en identifiant les plages de paramètres pour lesquelles chaque mode est prédominant ou susceptible d'être affecté par un couplage modal.

Les sections octogonales irrégulières nécessitent davantage d'investigations afin de mieux comprendre leur réponse structurale sous différents types de sollicitations. En particulier, l'étude du comportement au voilement local et la détermination des coefficients de voilement sont des aspects essentiels pour l'évaluation précise de leur résistance. Dans ce contexte, ce travail s'intéresse à l'étude

du comportement des profils minces formés à froid de type section creuse octogonale irrégulière (IOctHS), avec une attention particulière portée au phénomène de voilement local et à l'évaluation des coefficients de voilement sous différentes conditions de chargement. L'objectif principal est de mieux comprendre l'influence des paramètres géométriques et des sollicitations sur la stabilité de ces sections afin de contribuer au développement de méthodes de conception plus fiables et plus efficaces. Cette étude est basée sur la méthode des bandes finies et la méthode des bandes finies contrainte ; deux outils numériques pour l'étude du comportement élastique des profils formés à froid.

Ce mémoire est structuré en quatre chapitres.

Le chapitre 1 présente les profils en acier formés à froid, en abordant leurs procédés de fabrication, leur comportement structurel ainsi que les principales règles de dimensionnement.

Le chapitre 2 est consacré aux profils polygonaux formés à froid. Une attention particulière est accordée au comportement structurel des sections polygonales les plus courantes, notamment les sections carrées, rectangulaires et octogonales.

Le chapitre 3 présente tout d'abord les objectifs du mémoire, qui consistent à étudier le comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formés à froid. Il décrit ensuite l'outil numérique utilisé, à savoir CUFSM, ainsi que les méthodes de calcul mises en œuvre, notamment la méthode des bandes finies et la méthode des bandes finies contrainte. Enfin, ce chapitre présente les sections étudiées en détaillant leurs caractéristiques géométriques et mécaniques, ainsi que les différents cas de chargement considérés.

Le chapitre 4 expose les résultats obtenus et en propose une analyse approfondie.

Enfin, ce mémoire s'achève par une conclusion générale qui récapitule les principaux résultats de l'étude et met en évidence les perspectives de recherche envisageables pour des travaux futurs.

.

Chapitre 1 :

**Profils en acier formés à froid : principes de fabrication,
comportement structurel et règles de dimensionnement**

1.1. Introduction

L'acier formé à froid est une solution structurelle très intéressante. Il peut être utilisé pour la fabrication des éléments structuraux principaux (dans les bâtiments résidentiels, les étagères de stockage en acier, les portiques et les structures en treillis et en charpente tubulaires, etc.), et les éléments structuraux secondaires (dans les toitures et les murs système comportant des pannes, des jupes et des tôles d'acier ondulé). En outre, d'autres systèmes de construction intégrés.

Durant ces dernières années, la fabrication des profils formés à froid est largement évoluée grâce au développement des techniques industrielles de laminage et de pliage à froid, permettant d'obtenir des sections minces, légères et économiquement compétitives. Le principe de fabrication repose sur le formage de tôles d'acier minces à température ambiante, généralement par profilage ou par pliage à la presse. Ce procédé confère aux éléments une grande précision géométrique, une bonne qualité de surface.

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

Sur le plan structurel, le comportement des profils formés à froid diffère de celui des profils laminés à chaud. En raison de leur faible épaisseur et de leur grand élancement, les effets d'instabilité apparaissent souvent avant l'atteinte de la limite d'élasticité du matériau. Par conséquent, l'analyse structurale doit tenir compte de ces modes d'instabilité ainsi que de l'interaction entre eux. Le dimensionnement de ces éléments est régi par des règles spécifiques intégrées dans les normes internationales, notamment l'Eurocode 3 (EN 1993 1-3) ; qui adopte des approches basées sur la largeur efficace et, plus récemment, sur la méthode de la résistance directe (DSM). Ces méthodes permettent d'évaluer la capacité portante en tenant compte des différents modes de ruine possibles.

Ainsi, ce chapitre présente successivement les types de section en acier formés à froid, leurs caractéristiques et les problèmes spécifiques face aux sollicitations mécaniques ainsi que le principal dimensionnement adopté dans les règlements en vigueur. Cette synthèse bibliographique est basée sur le livre « Design of cold formed steel structures » de D. Dubina et leurs collaborateurs, 2012.

1.2. Sections formées à froid

1.2.1 Types de sections en acier formé à froid

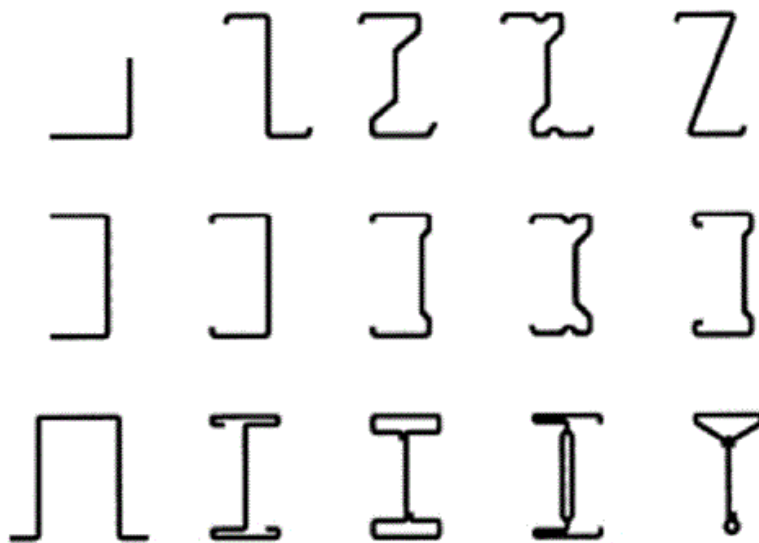
Les éléments structuraux formés à froid peuvent être classés en deux grandes catégories :

-Éléments de charpente individuels ;

-Panneaux et platelages ;

Les éléments structuraux individuels (barres) obtenus à partir de produits longs. La figure 1.1 présente quelques-uns des profilés formés à froid généralement utilisés dans les charpentes. Les formes courantes sont les profilés en U C Z T les cornières, les profilés en chapeau et les éléments tubulaires. Des études antérieures ont montré que la section sigma présente plusieurs avantages, tels qu'une capacité de charge élevée, des dimensions réduites, un poids moindre et une rigidité en torsion supérieure, comparativement aux autres profilées ouverts.

Généralement, la hauteur des éléments de charpente formés à froid pour les barres varie de 50 - 70mm à 350 - 400mm, avec une épaisseur d'environ 0,5 à 6mm.



a) Profils ouverts simples

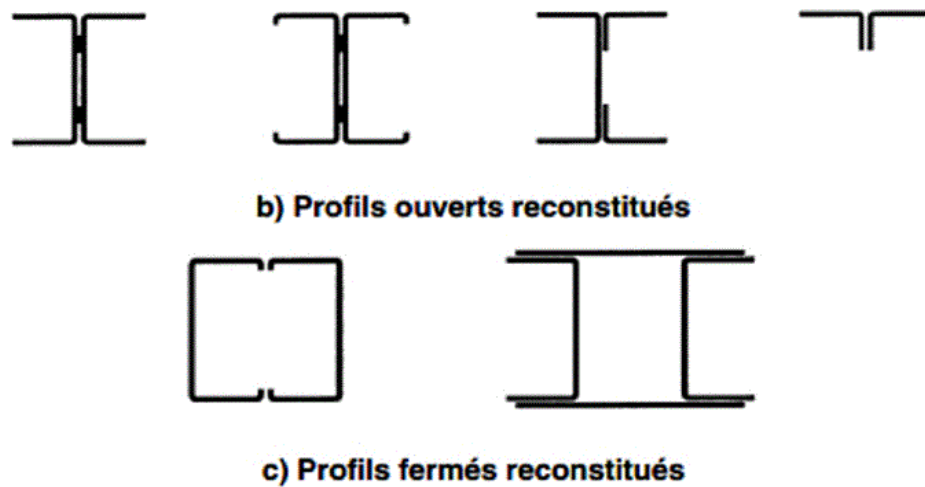


Figure 1.1 : les profilés formés à froid utilisés dans les charpentes

Autre catégorie de profilés formés à froid est illustrée à la figure 1.2 ce sont des profilés large sont généralement utilisés pour les toitures, les platelages, les panneaux muraux, les matériaux de bardage et les caissons de ponts. La profondeur des panneaux varie généralement de 9/10 à 71, et l'épaisseur des matériaux varie de 0.457 à 1.91mm et certains panneaux et platelages plus épais sont formés à froid avec des raidisseurs d'âme (Figure 1.2) .

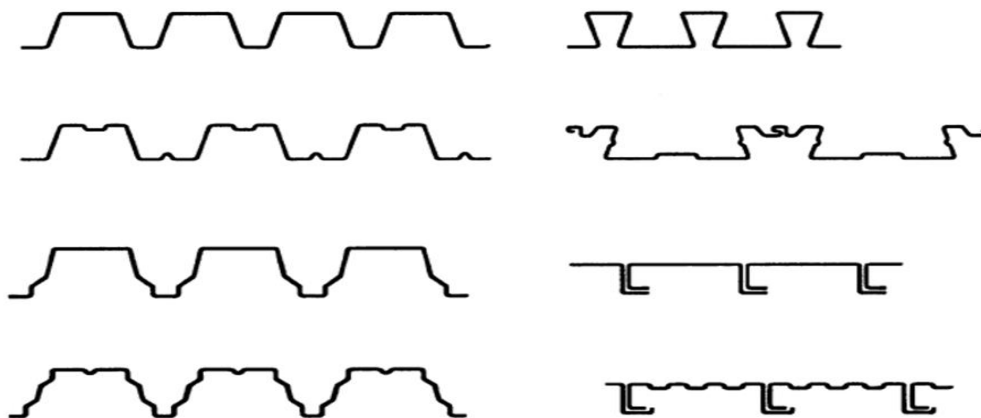


Figure 1.2 : Plaques nervurées et plateaux

Afin d'augmenter la rigidité des profilés en acier formé à froid en utilisant les raidisseurs de bord et intermédiaires illustrés à la figure 1.3.

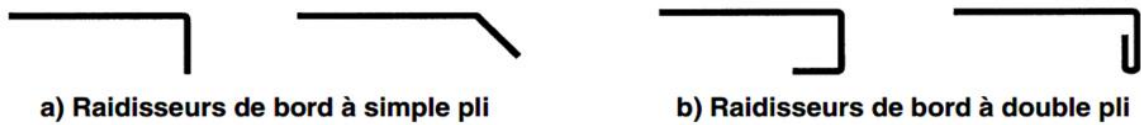


Figure 1.3 : Raidisseurs de bord de formes habituelles

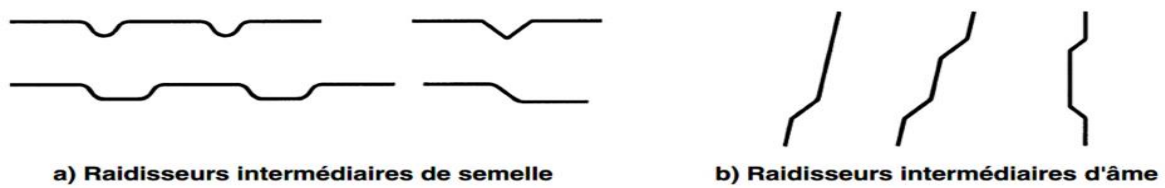


Figure 1.4 : Raidisseurs longitudinaux intermédiaires de formes habituelles

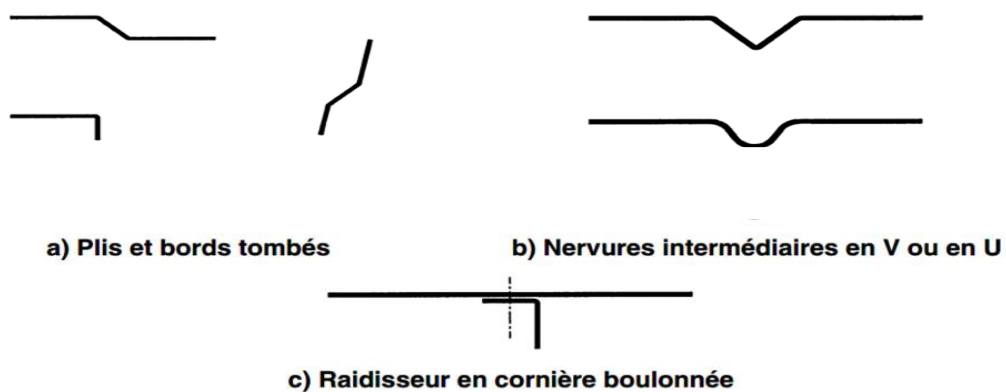


Figure 1.5 : Formes usuelles de raidisseurs pour profilés et plaques nervurées formés à froid

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

1.2.2 Comparaison entre éléments formés à froid et éléments formés à chaud :

Tableau 1.1. Comparatif entre éléments formés à froid et éléments formés à chaud

Critère	Éléments formés à froid	Éléments laminés à chaud
Procédé de fabrication	Profilage ou pliage de tôles minces à température ambiante	Laminage à haute température (>1000°C) d'un lingot ou d'une billette
Température de formage	À froid (formage à température ambiante)	À chaud (matériau chauffé au rouge)
Formes disponibles	C, Z, Σ , U, Ω , lisses, nervurées	I, H, U, L, T, tubes, cornières
Épaisseur	Mince (0,5 à 4 mm généralement)	Moyenne à forte (jusqu'à plusieurs dizaines de mm)
Tolérances dimensionnelles	Très précises (pliage industriel)	Moins précises (retraits dus au refroidissement)
Propriétés mécaniques	Résistance accrue par écrouissage, mais faible ductilité	Bon compromis résistance/ductilité
Ductilité	Faible (aciers écrouis, sensibles à la rupture fragile)	Bonne (capacité plastique plus importante)
Anisotropie	Oui (les propriétés changent selon la direction)	Non (structure plus homogène)
Modes d'instabilité	Très sensibles au voilement local, flambement, distorsionnel	Principalement flambement global
Calcul selon Eurocode	EN 1993-1-3 : section efficace obligatoire	EN 1993-1-1 : section brute ou plastique selon la classe
Assemblage	Par vis, rivets, ou boulons, souvent sans soudure	Boulonnage ou soudure fréquente
Résistance au feu	Faible (chauffe vite)	Meilleure inertie thermique (chauffe plus lentement)
Poids	Léger	Plus lourd
Transport et pose	Facile à manipuler sur site	Besoin d'engins pour levage/pose
Applications typiques	Cloisons légères, charpentes secondaires, bardages, pannes, racks	Ossatures principales, poutres, poteaux porteurs
Coût	Moins cher (en matériau), plus rentable pour les petites structures	Plus coûteux, mais adapté aux grandes portées et charges élevées

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

Comparativement aux profilés laminés à chaud plus épais, les éléments en acier formés à froid présentent les avantages suivants :

- Possibilité de fabriquer des éléments pour des charges relativement légères et/ou des portées courtes ;
- Possibilité de produire des sections emboîtables, permettant un emballage compact ;
- Possibilité de produire des configurations de sections inhabituelles à moindre coût grâce aux opérations de formage à froid, et par conséquent, d'obtenir des rapports résistance/poids favorables ;
- Les panneaux et platelages porteurs peuvent fournir des surfaces utiles pour la construction de planchers, de toitures et de murs, et dans d'autres cas, ils peuvent également fournir des alvéoles fermées pour les conduits électriques et autres ;
- Les panneaux et platelages porteurs résistent non seulement aux charges normales sur leurs surfaces, mais ils peuvent également servir de diaphragmes de cisaillement pour résister aux forces dans leurs propres plans s'ils sont correctement interconnectés entre eux ;

Et aux éléments porteurs. Comparativement à d'autres matériaux comme le bois et le béton, les éléments de structure en acier formé à froid présentent les qualités suivantes :

- Légèreté ;
- Haute résistance et rigidité ;
- Possibilité de réaliser de grandes portées, jusqu'à 12 m ;
- Facilité de préfabrication et de production en série ;
- Montage et installation rapides et faciles ;
- Réduction significative des retards dus aux intempéries ;

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

- Précision accrue des détails ;
- Absence de retrait et de fluage à température ambiante ;
- Coffrage inutile ;
- Résistance aux termites et à la pourriture ;
- Qualité uniforme ;
- Économies de transport et de manutention ;
- Incombustibilité ;
- Matériau recyclable.

La combinaison de ces avantages permet de réaliser des économies sur les coûts de construction.

1.2.3 Procédés de fabrication

Les profils en acier formés à froid sont fabriqués à température ambiante principalement par deux procédés :

- **Le profilage par rouleaux (Roll forming)**

Il consiste à faire passer une bande d'acier à travers plusieurs paires de rouleaux qui la déforment progressivement jusqu'à obtenir la forme finale. Dans le cas des profilés creux rectangulaires formés à froid les rouleaux forment initialement la section circulaire, puis une soudure est appliquée entre les bords opposés de la bande avant le laminage final appelé calibrage pour obtenir une forme carré ou rectangulaire.

Cette solution est plus adaptée à la production en grande série, grande précision et productivité élevée. Seulement, cette technique nécessite un coût initial d'outillage important.

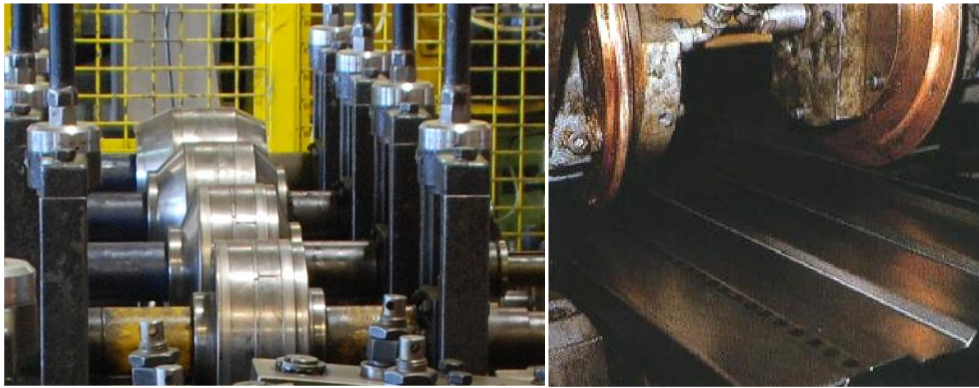


Figure 1.6 : formage par profilage

- **Le pliage à la presse (Press braking)**

La tôle est pliée entre un poinçon et une matrice pour former la section désirée, généralement pli par pli.

Cette méthode est particulièrement adaptée aux petites séries de production ainsi qu'aux formes variées. De plus elle présente l'avantage d'avoir un coût initial plus faible, cependant la longueur des profils généralement limitée (environ 5 m).



Figure 1.7 : pliage de la tôle

1.2.4 Quelques caractéristiques spécifiques des sections en acier formé à froid

Les sections en acier formées à froid se distinguent des profils laminés à chaud par les effets induits par leur procédé de fabrication. Le formage à froid modifie les propriétés mécaniques de l'acier, notamment par une augmentation de la limite d'élasticité, particulièrement marquée dans les angles, due à l'écrouissage. Une augmentation de la résistance ultime peut également apparaître, liée au vieillissement de déformation, avec une réduction possible de la ductilité. Ces modifications sont moins prononcées dans le cas du pliage à la presse et n'existent pas pour les profils laminés à chaud.

En outre, les sections formées à froid présentent principalement des contraintes résiduelles de type flexionnel, tandis que les profils laminés à chaud sont caractérisés par des contraintes résiduelles de type membrane issues du refroidissement. Ces différences influencent le comportement au flambement. Bien que les propriétés des sections formées à froid soient spécifiques, les courbes européennes de flambement utilisées en dimensionnement restent généralement celles établies pour les profils laminés à chaud.

1.3. Problèmes spécifiques du dimensionnement en acier formé à froid

L'utilisation de sections à parois minces, combinée aux effets induits par le procédé de formage à froid, peut engendrer des problèmes spécifiques de dimensionnement qui ne se rencontrent généralement pas avec les profils laminés à chaud de forte épaisseur.

Ces particularités sont principalement liées au grand élancement des éléments constitutifs, à la sensibilité accrue aux phénomènes d'instabilité (locale, distorsionnelle et globale), ainsi qu'aux effets du formage à froid sur les propriétés mécaniques et les contraintes résiduelles.

Un aperçu synthétique de ces problèmes spécifiques au dimensionnement des structures en acier formées à froid est présenté dans la suite.

1.3.1. Résistance au flambement des éléments en acier formé à froid (les modes d'instabilités)

Les profils en acier formé à froid comprimés et/ou fléchis peuvent présenter trois modes d'instabilité de base : locale, globale et distorsionnelle. Cette classification, largement admise, est liée aux différents comportements post-critiques, chacun étant associé à une réserve post-critique spécifique,

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

ce qui impose des procédures de dimensionnement distinctes. L'identification correcte du mode d'instabilité est donc essentielle.

Dans ce qui suit, les trois types d'instabilité de base tels que définis dans les règlements européennes [13] et américaines [14] sont présentés. La définition de ces modes de base, ou modes purs d'instabilité repose essentiellement sur la forme déformée de la section transversale ainsi que sur la longueur de demi-onde associée à une instabilité [14]. Les critères présentés ci-après permettent l'identification visuelle des différents modes d'instabilité des éléments structuraux soumis à des contraintes longitudinales.

- **Instabilité local :**

Dans une instabilité locale, les parois planes d'un élément de structure se déforment d'une manière significative. La déformation de la section transversale est caractérisée par des rotations, sans aucune translation, au niveau des lignes d'intersection entre les éléments plans – voir Figure 1.8. Ce mode d'instabilité est également caractérisé par le développement des ondulations sinusoïdales. La longueur de demi-onde de ces ondulations est plus petite que la plus grande dimension caractéristique de la section transversale. Ainsi, toutes les instabilités harmoniques dont les longueurs de demi-onde sont inférieures à la plus grande dimension caractéristique sont des instabilités locales ou de voilements.

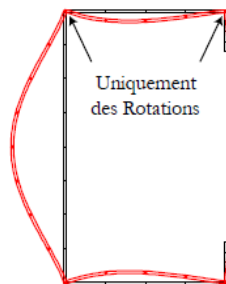


Figure 1.8 : instabilité locale d'une section en C uniformément comprimé

- **Instabilité global :**

Dans une instabilité globale, la forme de la section transversale de l'élément de structure ne subit aucun changement. La section transversale se déplace en mode rigide, soit par une translation et/ou une rotation – voir Figure 1.9. C'est une instabilité non périodique, c'est-à-dire qu'elle couvre toute la longueur du poteau ou de la poutre. Les modes globaux se produisent, donc, avec une seule demi-

onde et la longueur de ce dernier est égale à la longueur effective de flambement. Il est à noter que la charge critique du flambement décroît lorsque la longueur augmente. L'instabilité prend la forme d'une instabilité par flexion (flambement d'Euler), par torsion ou par flexion/torsion pour le cas des poteaux, et la forme d'un déversement pour le cas des poutres fléchies.

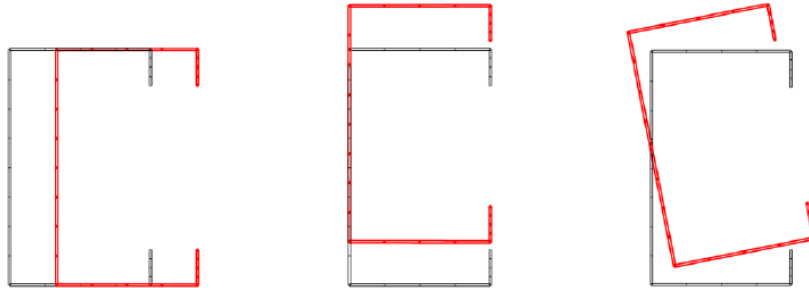


Figure 1.9 : instabilité globale d'une section en C uniformément comprimé

- **L'instabilité distorsionnelle**

D'une manière générale, une instabilité distorsionnelle induit des déplacements et des rotations au niveau des lignes d'intersection entre les parois planes formant la section. Plus précisément, une instabilité distorsionnelle est caractérisée par la déformation d'une partie de la section transversale avec un déplacement en mode rigide de l'autre partie. Comme exemple illustratif, les ensembles semelle – raidisseur de la section en C présentée dans la Figure 1.10 se sont déplacés sans se déformer alors que l'âme a subi des déformations de type voilement.

D'autre part, il est important de souligner que le raidissage des parois planes peut limiter la rotation de la jonction âme/semelle dans la zone comprimée et donc retarder l'instabilité distorsionnelle. Aussi, les sections en C et en Z comprimées (ou fléchies) exhibent souvent ce mode de base alors que pour d'autres sections l'instabilité distorsionnelle peut ne pas se produire, par exemple le cas des sections en U, I et L.

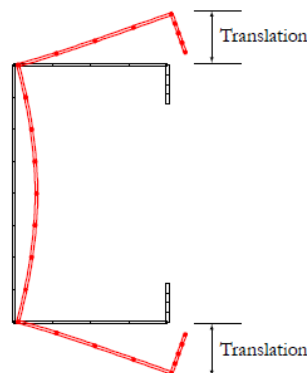


Figure 1.10 : instabilité distorsionnelle d'une section en C uniformément comprimé

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structural et règles de dimensionnement 1

Par ailleurs, ces trois modes fondamentaux peuvent interagir entre eux pour certaines longueurs d'éléments ; donnant naissance à des modes couplés (L+D, F+L, F+D, FT+L, FT+D, F+FT).cette interaction complique l'identification précise du mode critique, notamment dans les analyses numériques (MEF ou MBF)

Ainsi, la détermination correcte du mode d'instabilité dominant constitue une étape essentielle dans le dimensionnement des profils formés à froid

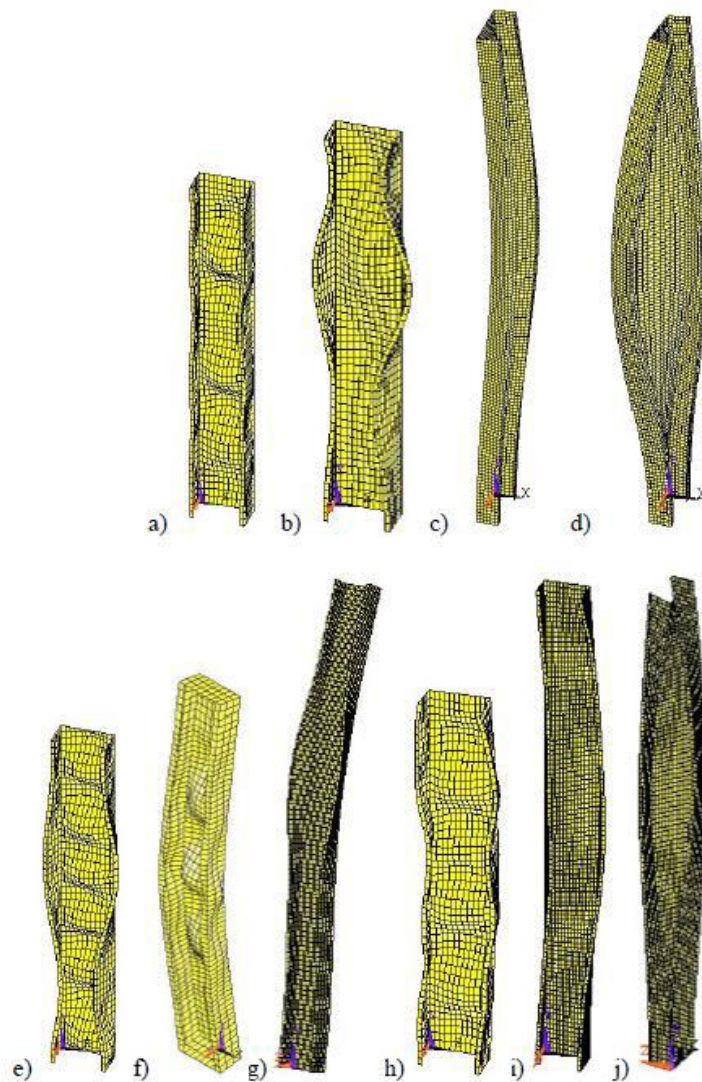


Figure 1.11 – Mode d'instabilité d'une section en C soumise à un effort axial.

Les modes purs sont : a) local (L) ; b) distorsionnel (D) ; c) flexionnel (F); d) flexionnel-torsionnel (FT) ; et les modes couplés (avec interaction) : e) L + D ; f) F + L ; g) F + D ; h) FT + L ; i) FT + D ; j) F + FT . [15]

1.3.2. Rigidité en torsion

Les sections formées à froid sont minces, avec une faible rigidité en torsion. Beaucoup sont mono-symétriques et ont un centre de cisaillement excentré par rapport au centre de gravité. Toute excentricité de la charge entraîne des déformations torsionnelles importantes. Les poutres minces nécessitent donc un contreventement pour éviter la torsion, comme les pannes en Z et C. Pour les poteaux chargés axialement, l'excentricité peut provoquer un flambement flexion-torsion à une charge inférieure au flambement en flexion, nécessitant une vérification de ce mode.

1.3.3. Écrasement local de l'âme (web crippling)

Le « web crippling » aux points de charge concentrée et aux appuis peut poser un problème critique dans les éléments et les tôles en acier formé à froid, pour plusieurs raisons : Il n'est souvent pas pratique de prévoir des raidisseurs aux appuis ou sous les charges, notamment pour les tôles continues ou les platelages reposant sur plusieurs appuis. Le rapport profondeur/épaisseur des âmes des sections formées à froid est généralement plus élevé que pour les éléments laminés à chaud. Dans de nombreux cas, les âmes sont inclinées plutôt que verticales.

1.3.4. Ductilité et calcul plastique

Les sections en acier formé à froid ont une faible ductilité (classe 3 ou 4) en raison du flambement et de l'écrouissage dû au formage à froid. Elles ne sont généralement pas adaptées à la conception plastique, bien que pour les éléments en flexion, la partie en traction de la section puisse exploiter une réserve de capacité inélastique. Dans les structures sismiques, elles ne dissipent pas l'énergie, mais leur faible poids offre des avantages. Seule la conception élastique est autorisée, avec un facteur de réduction sismique $q=1$.

1.3.5. Assemblage

Les méthodes traditionnelles d'assemblage comme le boulonnage et le soudage à l'arc peuvent être utilisées pour les profilés en acier formés à froid ; mais elles sont souvent peu adaptées en raison de la faible épaisseur des parois. On privilégie donc des techniques plus appropriées aux éléments minces, telles que les rivets aveugles, les vis auto-perceuses auto-taraudeuses et les goupilles thermo fusibles pour la fixation à des éléments plus épais. Des technologies plus récentes, comme le

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

clinchage et le système rosette, ont également été développées. Ces méthodes présentent l'avantage de ne pas endommager la galvanisation ou le revêtement métallique.

Ainsi, la conception des assemblages en acier formés à froid est plus complexe et constitue un véritable défi pour les ingénieurs.

1.3.6. Résistance au feu

En raison de leur faible épaisseur, les profilés en acier formés à froid non protégés ont une faible résistance au feu. Les peintures intumescentes ne sont généralement pas efficaces, et les revêtements projetés (ciment ou gypse) ne conviennent pas toujours aux éléments galvanisés. Cependant, une bonne résistance au feu peut être obtenue grâce à des plaques de plâtre ignifuges : 30 minutes avec une seule couche, 60 minutes avec deux couches. Dans les ossatures légères, les panneaux de murs et de planchers peuvent protéger la structure jusqu'à 120 minutes, selon le type et le nombre de panneaux. Le choix de l'isolant (laine minérale ou laine de roche) joue aussi un rôle important. Les éléments porteurs (poutres et poteaux) peuvent être protégés par un caisson, comme les profilés laminés à chaud. Les éléments non porteurs nécessitent moins de protection et peuvent être protégés par des plaques de plâtre ordinaires.

1.3.7. Corrosion

La résistance à la corrosion des profilés en acier formés à froid dépend principalement de la nature et de l'épaisseur du revêtement protecteur appliqué, plutôt que de l'épaisseur de l'acier de base. L'un des principaux avantages de ces profilés réside dans la possibilité d'appliquer le revêtement protecteur sur la bande d'acier avant l'opération de profilage, ce qui permet de faire passer directement la bande galvanisée entre les galets sans traitement complémentaire. En pratique, les profilés sont généralement galvanisés à chaud avec une masse nominale de zinc de 275 g/m² (Zn 275), correspondant à une épaisseur moyenne d'environ 20 µm de zinc sur chaque face. Cette protection est considérée comme suffisante pour assurer la durabilité des éléments en acier pendant toute la durée de vie d'un bâtiment, sous réserve de conditions de conception et de mise en œuvre appropriées. Les phénomènes de corrosion les plus significatifs.

1.3.8. Durabilité des constructions en acier formé à froid

Le développement durable constitue aujourd'hui l'un des défis majeurs des sociétés modernes. Il repose sur l'équilibre entre trois dimensions fondamentales : environnementale, économique et sociale. Dans ce contexte, le secteur du bâtiment joue un rôle stratégique, tant au niveau des économies nationales que dans la contribution aux objectifs globaux de durabilité. La construction durable peut être considérée comme une déclinaison sectorielle du développement durable et englobe des problématiques telles que la réutilisation du bâti existant, l'optimisation des ressources, la réduction des déchets, la diminution de la consommation énergétique et la limitation des émissions polluantes. L'acier occupe une place centrale dans cette transition vers une construction plus durable. En tant que matériau structurel, il présente l'avantage d'être entièrement recyclable et constitue l'un des matériaux les plus recyclés au monde, une part signification.

1.4. Principales applications de l'acier formé à froid

Les profilés en acier formés à froid présentent une grande polyvalence et sont largement utilisés dans le domaine de la construction, grâce à leur légèreté, leur résistance mécanique et leur facilité de mise en œuvre. Parmi les applications les plus courantes, on distingue plusieurs types d'éléments :

Éléments de toiture et de bardage Ces profilés sont principalement employés comme pannes et lisses pour supporter la couverture et le bardage des bâtiments industriels. Les sections en profilé Z et ses variantes permettent la réalisation de recouvrements et l'intégration de manchons, améliorant ainsi l'efficacité des éléments dans les systèmes à travées multiples. Des formes spécifiques peuvent également être conçues pour les éléments d'avant-toit afin de répondre aux contraintes architecturales et fonctionnelles.





Figure 1.12 : profilés en Z pannes et les profilés en C lisses

Cloisons murales légères Les sections très légères sont utilisées conjointement avec des panneaux de plâtre pour former des cloisons intérieures minces mais robustes. Cette solution de construction sèche permet une mise en œuvre rapide, une réduction du poids propre des murs, ainsi qu'une meilleure résistance aux contraintes mécaniques tout en facilitant la recyclabilité des matériaux.



Figure 1.13 : mur à ossature métallique

Solives de plancher les profilés formés à froid peuvent servir de remplacement des solives en bois dans les planchers de portée modeste, notamment dans les bâtiments commerciaux. Ils offrent une résistance adéquate la flexion et une stabilité dimensionnelle supérieure ; tout en étant insensibles à l'humidité et aux attaques biologiques.



Figure 1.14 : solives de plancher

Planchers mixtes acier-béton dans les bâtiments à plusieurs étages, les profilés peuvent être utilisés comme planchers composites, agissant à la fois comme coffrage permanent pour le béton et comme élément de renforcement une fois la dalle durcie. Cette solution réduit le poids global de la structure et permet d'accélérer le processus de construction tout en garantissant la performance mécanique du plancher.

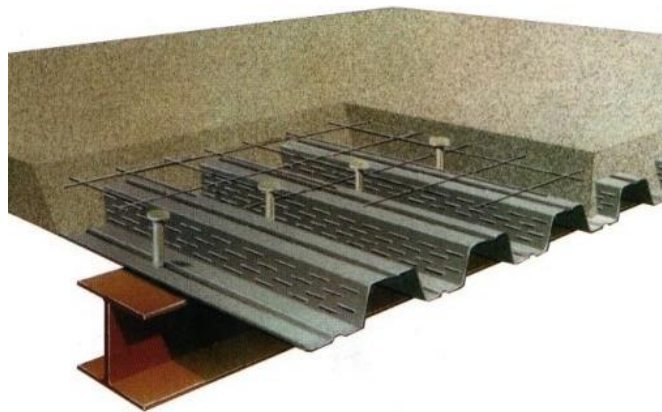


Figure 1.15 : planchers acier-béton avec tôles et poutres en acier

Bâtiments en acier sans ossature Ces systèmes utilisent des plaques d'acier pliées, des voûtes en berceau ou des toitures pyramidales tronquées, fonctionnant en partie grâce à l'action de la « peau tendue », c'est-à-dire sans recourir aux poutres traditionnelles. Ce type de construction est particulièrement adapté aux grands volumes industriels ou aux espaces nécessitant une grande liberté architecturale.

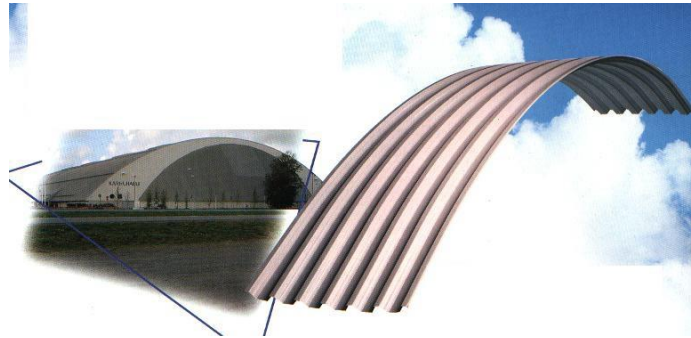


Figure 1.16 : bâtiments en acier sans ossature

Systèmes de rayonnages industriels Les rayonnages et étagères pour entrepôts et bâtiments industriels sont généralement fabriqués à partir de profilés perforés en acier formés à froid. Ces systèmes sont conçus pour un montage rapide et facile, grâce à des clips spéciaux ou des assemblages boulonnés, offrant à la fois modularité et robustesse.



Figure 1.17 : système de rayonnages de stockage

Structures spatiales tridimensionnelles Les structures spatiales utilisent des sections en acier formées à froid pour créer des réseaux tridimensionnels légers mais rigides. Ce type de structure est

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

idéal pour des toitures complexe, des halls industriels ou des bâtiments nécessitant une grande portée sans appuis intermédiaires.



Figure 1.18 : treilles tridimensionnel en acier formé à froid

Bâtiments préfabriqués l'acier formé à froid est largement employés dans les éléments préfabriqués transportables, tels que les cabanes de chantier ou les modules sanitaires dans les immeubles à plusieurs étages. Les avantages incluent la rapidité de montage, la facilité dans transport et la flexibilité dans la configuration des espaces.



Figure 1.19 : bâtiments préfabriqué

Ces différentes applications illustrent la polyvalence et l'efficacité des profilés en acier formés à froid, permettant de concevoir des bâtiments légers, durables et modulaires, tout en optimisant les performances structurelles et la rapidité de construction

1.5. Normes de calcul

1.5.1. Le concept de largeur efficace

Le concept de largeur efficace est un concept « élémentaire ». Chaque partie plane constituant un élément de structure est traitée de manière isolée. Autrement dit, les profilés en acier formés à froid sont modélisés comme formés d'un ensemble de plaques liées le long de leurs intersections et chaque liaison est vue comme un appui. Il y'a lieu de noter que, dans l'étude de la stabilité élastique des structures à parois minces, un bord longitudinal d'un élément plan appuyé est qualifié de « raidi ». Dans le cas où le bord est libre (ou insuffisamment appuyé), il est qualifié de « non raidi ».

Dans une analyse type « largeur efficace », les différentes parois constituant une section transversale doivent être modélisées en fonction des conditions aux limites des bords. Le Tableau 1-2 résume les différents types de parois et les modèles appropriés. Trois types de parois peuvent être distingués :

- (i) Parois internes : le cas des éléments plans ayant leurs deux bords longitudinaux appuyés,
- (ii) Parois en console : le cas où l'un des deux bords est libre ou «insuffisamment appuyé», et
- (iii) Parois avec raidisseurs (de bord ou intermédiaire) longitudinaux.

À l'échelle d'un élément de structure, le calcul des largeurs efficaces pour tenir compte de l'instabilité locale concerne les parois internes et en console, ou plus précisément les parois susceptibles de se déformer en mode local. D'une manière générale, les effets du voilement local sont pris en compte en utilisant les caractéristiques de la section transversale efficace, calculées sur la base des largeurs efficaces. Le calcul des largeurs efficaces se fait en supposant que la charge est supportée par une largeur fictive b . La distribution des contraintes est, donc, considérée non uniforme à travers la largeur de l'élément, comme représentée dans la Figure 1.20. Dans ce cas-là largeur effective est soumise à une contrainte uniformément répartie σ_{max} ; σ_{max} est égale à la contrainte au bord de la λ plaque. Le calcul de la charge post-critique d'un élément plan raidi se ramène à déterminer une largeur efficace b . Les équations de Winter permettant le calcul des largeurs efficaces, telles qu'elles sont décrites dans l'EC3, sont résumées dans ce qui suit.

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

Pour une plaque dont l'aire de la section brute égale à A_c , l'aire efficace de la zone comprimée est définie par :

$$A_{cf} = \rho A_c \quad (1.1)$$

Où ρ est le coefficient réducteur pour le voilement de plaque.

Le coefficient réducteur ρ peut être déterminé comme suit :

– Parois comprimées internes :

$$\rho = 1.0 \quad \text{pour } \bar{\lambda} p \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi} \quad (1.2a)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda} p - 0.055(3 + \psi)}{\bar{\lambda} p^2} \leq 1.0 \quad \text{pour } \bar{\lambda} p > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi} \quad (1.2b)$$

– Parois comprimées en console :

$$\rho = 1.0 \quad \text{pour } \bar{\lambda} p \leq 0.748 \quad (1.3a)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda} p - 0.188}{\bar{\lambda} p^2} \leq 1.0 \quad \text{pour } \bar{\lambda} p > 0.748 \quad (1.3b)$$

$$\text{avec } \lambda p = \sqrt{\frac{fy}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28.4 \varepsilon \sqrt{k\sigma}} \quad (1.4)$$

ψ est le rapport de contraintes,

$\bar{b}$ est la largeur appropriée de la paroi étudiée,

$k\sigma$ est le coefficient de voilement correspondant au rapport de contraintes ψ et aux conditions limites,

σ_{cr} est la contrainte critique du voilement,

t est l'épaisseur,

Et $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y(N/mm^2)}}$

Tableau 1-2 : Modélisation des parois d'une section transversale

Type de paroi	Modèle	Type de paroi	Modèle

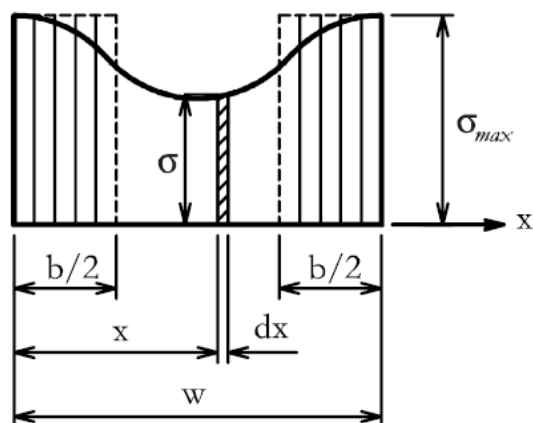


Figure 1.20 : Largeur efficace d'un élément plan raidi uniformément comprimé

Pour les éléments de structure susceptibles de se déformer en mode distorsionnel, une extension du concept de la largeur efficace est utilisée pour tenir compte des effets de ce type de flambage.

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

D'abord, les considérations supplémentaires sont suggérées concernant les parois comportant des raidisseurs de bord ou intermédiaires ou les plaques nervurées formées à froid. Dans le cas d'une section en C, le sous-ensemble semelle-raisseur est traité à part, on parle alors du troisième type de paroi. Le principe est le suivant : une paroi comprimée munie d'un raidisseur de bord est modélisée comme une barre comprimée avec un maintien partiel continu. Cela veut dire qu'un raidisseur de bord est modélisé comme un ressort. La rigidité du ressort dépend des conditions aux limites et de la rigidité de flexion des parois adjacentes. La rigidité du ressort associé à un raidisseur est déterminée en appliquant une charge unitaire par unité de longueur u , comme illustré dans la Figure 1.21.

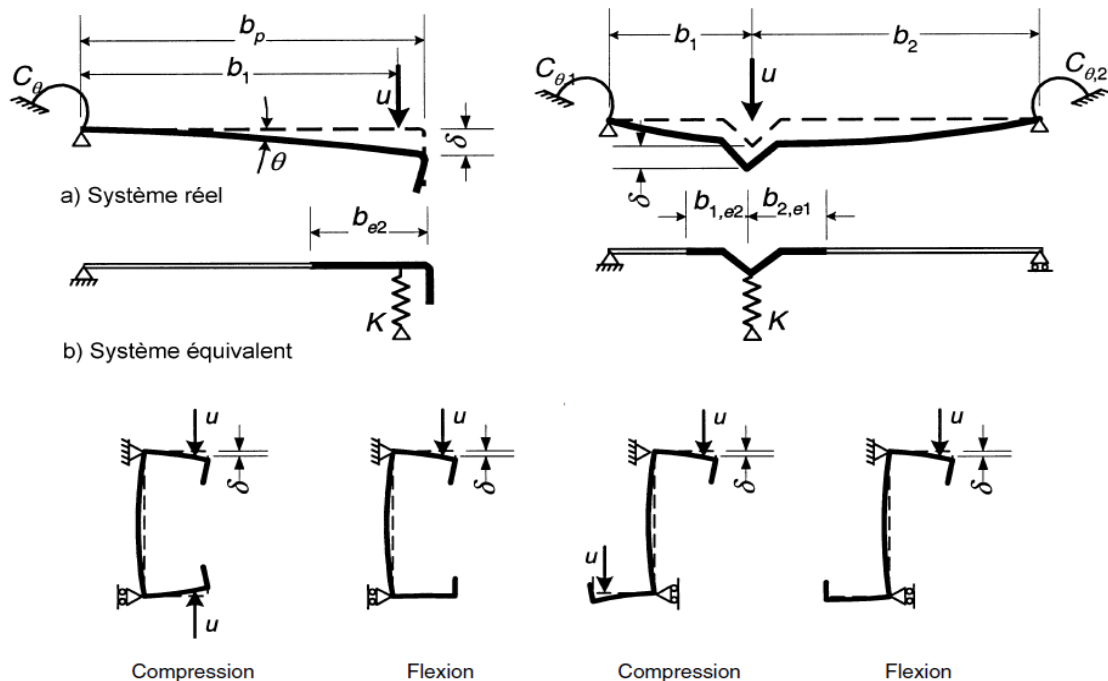


Figure 1.21 : Détermination de la rigidité du ressort.

La rigidité K du ressort, par unité de longueur, peut être déterminée à partir de :

$$K = u/\delta \quad (1.5)$$

δ est la flèche du raidisseur sous l'effet de la charge unitaire u agissant au centre de gravité de sa section efficace. Dans ce cas de figure, les calculs des propriétés efficaces vis-à-vis de l'instabilité distorsionnelle concernent les parties efficaces du raidisseur cp augmentées de la partie efficace adjacente de la paroi plane bp avec une épaisseur réduite $tred$ correspondant à un coefficient de réduction χd pour la résistance au flambement par distorsion (flambement par flexion du raidisseur), comme indiqué dans la Figure 1.21.

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

Les différentes étapes de détermination des caractéristiques de la section efficace du sous-ensemble semelle-raideur peuvent être résumées comme suit : D'abord, on considère que le raidisseur confère un maintien total, autrement dit en prenant pour hypothèse que la paroi bp est une paroi comprimée interne. La valeur initiale de largeur efficace du raidisseur $ceff$ est déterminée de la façon suivante :

$$ceff = \rho bp, \quad (1.6)$$

Avec ρ obtenu par l'équation 1.2, en utilisant toutefois une valeur du coefficient de flambement $k\sigma$ donnée par les expressions suivantes :

$$Si \quad bp, c/bp \leq 0.35 \quad k\sigma = 0.5 \quad (1.7a)$$

$$Si \quad 0.35 < bp, c/bp \leq 0.6 \quad k\sigma = 0.5 + 0.83^3 \sqrt{\left(\frac{bp, c}{bp} - 0.35\right)^2} \quad (1.7b)$$

L'étape suivante consiste à déterminer le coefficient de réduction χd pour le flambement par distorsion (flambement par flexion du raidisseur) en tenant compte du maintien élastique continu. Le coefficient de réduction χd dépend de l'élancement réduit $\bar{\lambda}d$ obtenu de la façon suivante :

$$\chi d = 1 \quad si \quad \bar{\lambda}d \leq 0.65 \quad (1.8a)$$

$$\chi d = 1.45 - 0.723 \bar{\lambda}d \quad si \quad 0.65 < \bar{\lambda}d < 1.38 \quad (1.8b)$$

$$\chi d = \frac{0.66}{\bar{\lambda}d} \quad si \quad \bar{\lambda}d \geq 1.38 \quad (1.8c)$$

Ou :

$$\lambda d = \sqrt{fyb/\sigma cr, s} \quad (1.8d)$$

La contrainte critique élastique pour le(s) raidisseur(s) $\sigma cr, s$, est définie par :

$$\sigma cr, s = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} \quad (1.9)$$

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

Où

I_s est le moment d'inertie de la section efficace du raidisseur, pris égal à celui de son aire efficace A_s par rapport à l'axe neutre a-a de sa section efficace (voir Figure 1.22).

A_s est l'aire de la section transversale efficace du raidisseur de bord définie par

$$A_s = (b_e t + c_{eff}),$$

E est le module de Young,

K est la rigidité du ressort par unité de longueur.

La rigidité du ressort est définie, pour la semelle 1, par

$$K_1 = \frac{E t^3}{4(1-\nu^2)} - \frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0.5 b_1 b_2 h_w k_f} \quad (1.10)$$

Avec

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 (y compris la partie efficace b_{e2} de la semelle, voir Figure 1.22),

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 (y compris la partie efficace de la semelle),

h_w est la hauteur d'âme,

k_f est un paramètre qui dépend du type de chargement. $k_f=0$ si la semelle 2 est tendue (par exemple pour une poutre soumise à une flexion par rapport à l'axe y-y),

Où $k_f=A_{s2}/A_{s1}$ si la semelle 2 est également comprimée (par exemple pour une poutre soumise à une compression axiale), ceci dit que $k_f=1$ pour une section symétrique comprimée.

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

A_{s1} et A_{s2} sont les aires efficaces des raidisseurs de bord (y compris la partie efficace b_{e2} de la semelle, voir Figure 1.22, de la semelle 1 et de la semelle 2 respectivement).

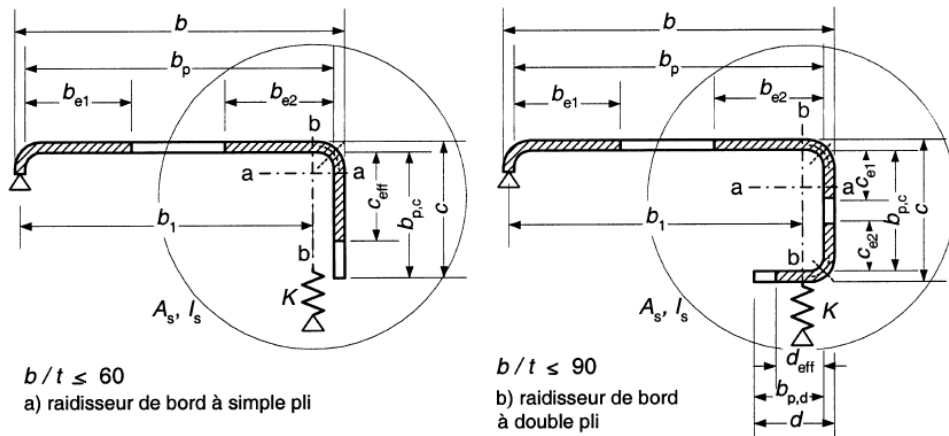


Figure 1.22 Raidisseur de bord

Il est à noter que la valeur de χd peut être affinée par itération en calculant la largeur efficace avec une contrainte de compression réduite $\sigma_{com,} = \chi d f_y b / \gamma_{M0}$, avec χd obtenue par l'itération précédente. Les itérations s'arrêtent lorsque $\chi d, = (n-1)$ mais avec $\chi d \leq \chi d(n-1)$. La Figure 1.23 présente un exemple d'une section en C fléchie. La section efficace à adopter concerne donc toutes les parties comprimées et les caractéristiques efficaces du raidisseur doivent être déterminées en tenant compte d'une aire efficace réduite $A_{s,red}$ calculée sur la base d'une épaisseur réduite $t_{red} = t A_{s,red} / A_s$ pour toutes les parois incluses dans A_s .

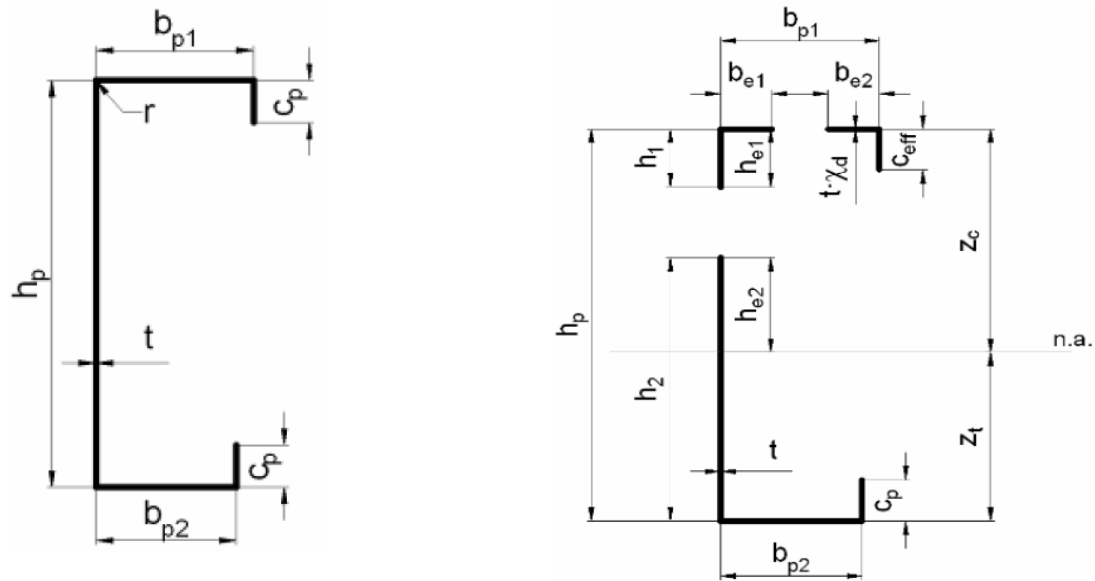


Figure 1.23 : Largeurs et épaisseurs efficaces de section en C fléchie

Il est clair que la procédure basée sur le concept de largeur efficace est extrêmement longue et complexe, comme le démontre le nombre d'étapes à suivre pour le calcul des parties efficaces. Cette démarche devient plus complexe notamment pour l'étude des sections comportant des parois munies d'un ou plusieurs raidisseur(s) intermédiaires ou les plaques nervurées avec raidisseurs intermédiaires. De plus, cette approche traite chaque élément (ou paroi) de la section entière indépendamment, l'interaction qui existe entre les parois est donc ignorée. Pour surmonter ces difficultés, une nouvelle méthode, appelée la méthode de résistance directe, a été développée par Schafer et Pekoz [16], et elle est présentée ci-après.

1.5.2. La méthode de résistance directe (DSM)

La méthode de résistance directe est une extension de l'utilisation des courbes de résistance des colonnes sujette à des ruines par instabilités globales, avec une application aux instabilités locales et distorsionnelles [11]. Les courbes de résistance de la DSM utilisent la section entière de l'élément, les calculs des largeurs/sections efficaces sont donc évités. De plus, elles prennent en compte explicitement, d'une part, les interactions entre les éléments plans d'une section transversale (par exemple, entre l'âme et la semelle), et d'autre part, les interactions entre les modes ; deux phénomènes ignorés dans la méthode de la largeur efficace.

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

L'introduction de ces phénomènes d'interactions a été possible en utilisant les solutions des analyses d'instabilité élastique au lieu d'utiliser les solutions classiques faites pour chaque élément individuel : un avantage certain surtout quand les sections étudiées deviennent plus complexes (notamment avec des bords additionnels et/ou des raidisseurs intermédiaires). La DSM permet une conception économique, tout comme la méthode de la largeur efficace, puisqu'elle tient compte de la réserve post-critique.

Théoriquement, cette approche est basée sur la même hypothèse utilisée par la méthode de la largeur efficace : la charge ultime est déterminée en fonction des charges élastiques d'instabilité et les propriétés du matériau. Dans la Figure 1.24, les courbes de résistance obtenues pour l'instabilité locale et distorsionnelle dans le cas de la compression et de la flexion sont présentées en fonction de l'élancement λ qui se rapporte à l'élancement en mode local ou distorsionnel.

Dans ce cas de figure, trois types de comportements peuvent être distingués en fonction de l'élancement des éléments de structure. Pour les colonnes (ou poutres) non élancées, avec un élancement $\lambda < 1$, P_{cr} (ou M_{cr}) est très grand(e) devant P_y (ou M_y); cela veut dire que la section transversale est stable et entièrement efficace. Ainsi, la résistance (ou le moment) nominal(e) P_n (ou M_n) est égale à la charge (ou moment) de plastification P_y (ou M_y) de l'élément de structure. Les éléments de structure légèrement plus élancés se comportent de manière anélastique, avec $P_{cr} < P_n < P_y$ pour le cas des colonnes et $M_{cr} < M_n < M_y$ pour le cas des poutres. Les éléments de structure à paroi mince élancée se comportent principalement de manière élastique avec une réserve post-critique, ce qui implique que $P_n > P_{cr}$ pour le cas colonnes et $M_n > M_{cr}$ pour le cas des poutres. La Figure 1.24 montre également que pour des élancements distorsionnel et local égaux, le mode distorsionnel possède une réserve post-critique réduite par rapport à celle du voilement. La réserve post-critique est d'autant plus prononcée que l'élément est élancé. Cela est vrai pour les deux types de chargement considérés.

Les courbes de résistance de la DSM ont été calibrées par des données expérimentales, ainsi que par des résultats de la méthode des bandes finies (MBF). Ces courbes, qui s'ajustent aux résultats expérimentaux pour les colonnes et les poutres de la Figure 1.24, peuvent être exprimées comme suit:

• Cas de la compression :

La résistance nominale, P_n , est le minimum entre P_{ne} , et P_{nd} . Ces dernières sont les charges nominales globale, locale et distorsionnelle, respectivement, et elles sont définies ci-après.

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

Instabilité globale (Instabilité flexionnelle, torsionnelle ou flexionnelle-torsionnelle) :

La résistance nominale P_{ne} vis-à-vis des différents types d'instabilités globales (flexionnelle, torsionnelle et flexionnelle-torsionnelle) est :

$$\text{Si } \lambda_c \leq 1.5 \rightarrow P_{ne} = (0.658^{\lambda_c^2}) P_y \quad (1.11a)$$

$$\text{Si } \lambda_c > 1.5 \rightarrow P_{ne} = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2}\right) P_y \quad (1.11b)$$

Où

$$\lambda_c = \sqrt{P_y / P_{cre}} \quad (1.11c)$$

$$P_y = A_g f_y \quad (1.11d)$$

P_{cre} est la charge critique minimale des trois charges critiques élastiques des modes d'instabilité globale (flexionnelle, torsionnel et flexionnel-torsionnel).

Instabilité locale :

La résistance nominale $P_{n\lambda}$ pour l'instabilité locale est

$$\text{Si } \lambda_l \leq 0.776 \rightarrow P_{n\lambda} = P_{ne} \quad (1.12a)$$

$$\text{Si } \lambda_l > 0.776 \rightarrow P_{n\lambda} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4}\right] \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4} P_{ne} \quad (1.12b)$$

Où

$$\lambda_l = \sqrt{P_{ne} / P_{crl}} \quad (1.12c)$$

P_{crl} est la charge critique élastique du mode local. P_{ne} est définie par l'équation 1.11.

Instabilité distorsionnelle :

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

La résistance nominale P_{nd} pour le mode distorsionnel est :

$$\text{Si } \lambda_d \leq 0.561 \rightarrow P_{nd} = P_y \quad (1.13a)$$

$$\text{Si } \lambda_d > 0.561 \rightarrow P_{nd} = \left[1 - 0.25 \left(\frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6} \right] \left(\frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6} P_y \quad (1.13b)$$

Où

$$\lambda_d = \sqrt{P_y / P_{crd}} \quad (1.13c)$$

P_{crd} est la charge critique élastique du mode distorsionnel. P_y est définie par l'équation 1.11d.

• Cas de la flexion :

Le moment nominal, M_n , est le minimum entre M_{ne} , et M_{nd} . Ces derniers sont les moments nominaux globaux, local et distorsionnel, respectivement. Ils sont définis ci-après :

Instabilité globale (Instabilité latérale-torsionnelle) :

Le moment nominal M_{ne} de l'instabilité globale vis-à-vis de l'instabilité latérale-torsionnelle est :

$$\text{Pour } M_{cre} < 0.56M_y \rightarrow M_{ne} = M_{cre} \quad (1.14a)$$

$$\text{Pour } 2.78M_y \geq M_{cre} \geq 0.56M_y \rightarrow M_{ne} = \frac{10}{9} M_y \left(1 - \frac{10M_y}{36M_{cre}} \right) \quad (1.14b)$$

$$\text{Pour } M_{cre} > 2.78M_y \rightarrow M_{ne} = M_y \quad (1.14c)$$

Où

$$M_y = S_y f_y \quad (1.14d)$$

S_y est le moment statique par rapport à la fibre extrême comprimée.

Chapitre 1 : Profils en acier formés à froid : principes de fabrication, comportement structurel et règles de dimensionnement 1

M_{ne} est le moment critique élastique de l'instabilité globale.

Instabilité locale :

Le moment nominal $M_{n\lambda}$ pour l'instabilité locale est

$$\text{Si } \lambda_l \leq 0.776 \rightarrow M_{n\lambda} = M_{ne} \quad (1.15a)$$

$$\text{Si } \lambda_l > 0.776 \rightarrow M_{n\lambda} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} \right] \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} M_{ne} \quad (1.15b)$$

Où

$$\lambda_l = \sqrt{M_{ne}/M_{crl}} \quad (1.15c)$$

M_{crl} est le moment critique élastique du mode local. M_{ne} est définie dans l'équation 1.14.

Instabilité distorsionnelle :

Le moment nominal M_{nd} pour le mode distorsionnel est :

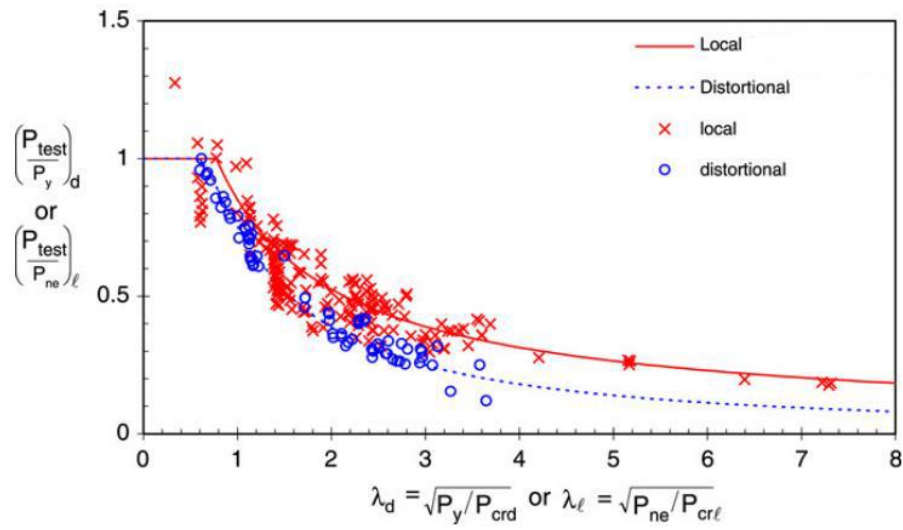
$$\text{Si } \lambda_d \leq 0.673 \rightarrow M_{nd} = M_y \quad (1.16a)$$

$$\text{Si } \lambda_d > 0.673 \rightarrow M_{nd} = \left[1 - 0.22 \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \right] \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} M_y \quad (1.16b)$$

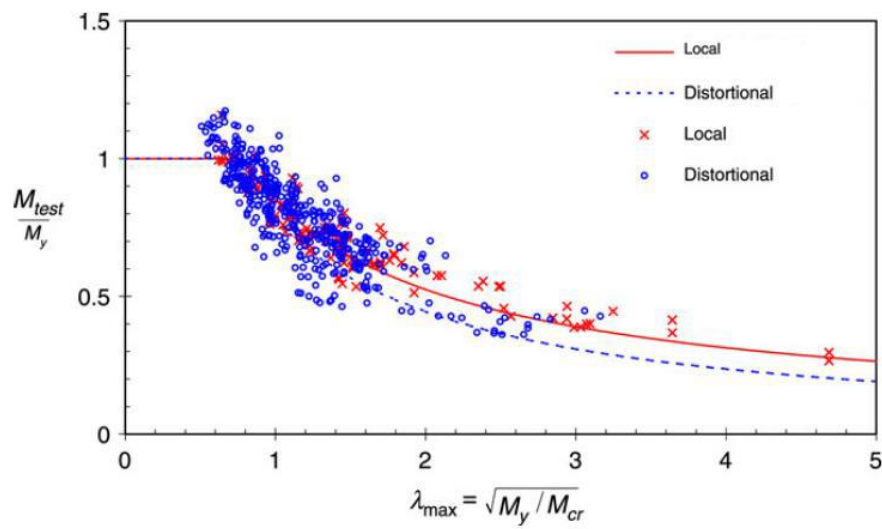
Où

$$\lambda_d = \sqrt{M_y/M_{crd}} \quad (1.16c)$$

M_{crd} est le moment critique élastique du mode distorsionnel. M_y est défini par l'équation 1.14d.



(a)



(b)

Figure 1-24 Courbes de résistance pour les instabilités locale et distorsionnelle (a) cas de la compression (b) cas de la flexion.

1.6. Conclusion

Les profilés métalliques formés à froid peuvent présenter une solution intéressante dans le domaine de la construction métallique, notamment pour les structures légères, économiques et modulables. Issus de tôles minces déformées à température ambiante, ces éléments présentent des formes variées (C, Z, Σ , U, etc.) permettant une exploitation optimale de la matière grâce à leur légèreté et leur résistance améliorée par écrouissage. Cependant, leur minceur les rend sensibles à divers phénomènes d'instabilité tels que le voilement local ou le flambement. Ces particularités imposent des règles de dimensionnement spécifiques, prises en charge par l'Eurocode 3 – Partie 1-3, notamment à travers la notion de section efficace.

Malgré ces défis, les profilés formés à froid offrent une solution performante et adaptable pour de nombreuses applications, allant des bâtiments industriels légers aux ouvrages modulaires. Leur utilisation exige une connaissance fine de leur comportement mécanique, ce qui justifie une étude approfondie dans les chapitres suivants.

Dans le chapitre suivant, nous présenterons les profils formés à froid de section fermés. Parmi ces sections les profils à géométries polygonale, tels que les sections rectangulaires (RHS) et les sections octogonales, ainsi que leurs comportements sous différentes sollicitations.

Chapitre 2 :

Les profils polygonaux formés à froid : section conventionnelle

2.1. Introduction

Les profils minces formés à froid constituent aujourd'hui une solution structurale largement utilisée dans les constructions métalliques modernes, en raison de leur efficacité mécanique, de leur légèreté et de leur facilité de fabrication. Parmi ces sections, les profils à géométrie polygonale occupent une place particulière, car ils permettent une grande diversité de formes intermédiaires entre les sections rectangulaires classiques (RHS) et les sections circulaires, tout en offrant une optimisation potentielle du comportement structural.

Dans ce contexte, les sections polygonales régulières présentent un comportement complexe gouverné essentiellement par les phénomènes d'instabilité locale des parois minces. Le mode distorsionnel est souvent ignoré [11] [5]. En plus, contrairement aux sections massives, leur résistance ne dépend pas uniquement de la résistance plastique de l'acier, mais fortement des mécanismes de flambement local qui peuvent apparaître avant même l'atteinte de la limite élastique du matériau.

Sous sollicitation de compression axiale, le comportement de ces sections est principalement contrôlé par le voilement local des parois comprimées, accompagné d'une interaction entre les différentes faces du profil. Cette interaction devient d'autant plus significative que la géométrie s'éloigne des formes classiques, modifiant ainsi les coefficients de voilement et les modes critiques associés. De ce fait, la rigidité effective de la section dépend fortement de la configuration polygonale et du degré de confinement offert par les parois adjacentes.

En flexion uniaxiale, le comportement est encore plus différencié, car la distribution non uniforme des contraintes engendre des zones fortement comprimées et des zones tendues. Les zones comprimées deviennent alors le siège privilégié du flambement local, dont la nature et l'intensité sont influencées par la forme de la section, le rapport géométrique et la continuité des parois.

L'objectif de ce chapitre est donc d'analyser le comportement des sections polygonales formées à froid sous sollicitations de compression et de flexion, en mettant en évidence l'influence de la géométrie sur les modes locaux de flambement ainsi que sur les coefficients de voilement associés. Cette analyse permet de mieux comprendre les mécanismes de stabilité de ces sections et de situer leur performance structurale par rapport aux sections conventionnelles utilisées dans la pratique de l'ingénierie métallique.

2.2. Les sections rectangulaires RHS

Les sections creuses rectangulaires (RHS – *Rectangular Hollow Sections*) constituent une famille largement utilisée dans les structures en acier formé à froid, en raison de leur efficacité mécanique et de leur bonne résistance globale. Selon les travaux de recherche de Vieira .L et ses collaborateurs (2018), [11] La géométrie fermée de la section (RHS) confère une rigidité élevée en flexion et en torsion, tout en assurant une répartition relativement uniforme des contraintes sous chargement axial ou combiné. Toutefois, en raison de la faible épaisseur de leurs parois, ces sections sont particulièrement sensibles aux phénomènes de voilement local, qui se manifestent sous forme de voilement des plaques constituant les âmes et les semelles.

Dans les approches classiques de dimensionnement, chaque paroi est souvent considérée comme une plaque simplement appuyée, ce qui conduit à une estimation conservatrice du coefficient de voilement. Cependant, en réalité, l'interaction entre les différentes parois (âme-semelle) joue un rôle significatif et peut modifier sensiblement la valeur du coefficient de voilement critique. De plus, les paramètres géométriques tels que le rapport hauteur/largeur (h/b) et le rapport largeur/épaisseur influencent fortement le mode et la charge critique de flambement local. Ainsi, une analyse plus avancée, basée sur des méthodes numériques comme la théorie généralisée des poutres (GBT), permet de mieux capturer ces effets d'interaction et d'obtenir des résultats plus précis.

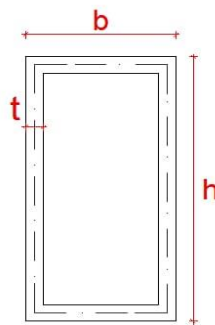


Figure 2.1 : la géométrie de la section rectangulaire

2.2.1. Le comportement des RHS dans le cas de la compression

La figure 2.2 montre la variation des coefficients de voilement de l'âme et de la semelle en fonction de hw/bf , pour la compression axiale, les sections creuses rectangulaires (RHS) présentent un comportement dominé par le flambement local des parois, en raison de leur faible épaisseur relative.

Dans ce cas de chargement, les contraintes normales sont supposées uniformément réparties sur l'ensemble de la section, ce qui conduit à une sollicitation simultanée des âmes et des semelles. Le mode d'instabilité observé est généralement de type plaque, caractérisé par des déformations ondulatoires localisées dans chaque paroi, sans déplacement significatif des arrêtes, le comportement réel des RHS met en évidence une interaction mécanique importante entre les parois adjacentes. En effet, les jonctions entre l'âme et les semelles offrent une certaine rigidité rotationnelle, ce qui tend à retarder le phénomène de voilement et à augmenter la contrainte critique.

Dans le cas particulier des sections carrées, où le rapport hauteur/largeur est proche de l'unité, toutes les parois sont soumises à des conditions similaires et peuvent atteindre le voilement de manière quasi simultanée, avec un coefficient de voilement proche de celui d'une plaque simplement appuyée ($k \approx 4$). En revanche, lorsque la section devient plus élancée (h/b élevé), le comportement évolue vers une situation où l'âme devient l'élément le plus critique, tandis que les semelles jouent un rôle de stabilisation en limitant la rotation aux bords. Cette interaction entraîne une augmentation du coefficient de voilement de l'âme et une redistribution des déformations. Par ailleurs, le rapport largeur/épaisseur (b/t) constitue un paramètre déterminant : plus il est élevé, plus la section est sensible au voilement local et plus la contrainte critique diminue.

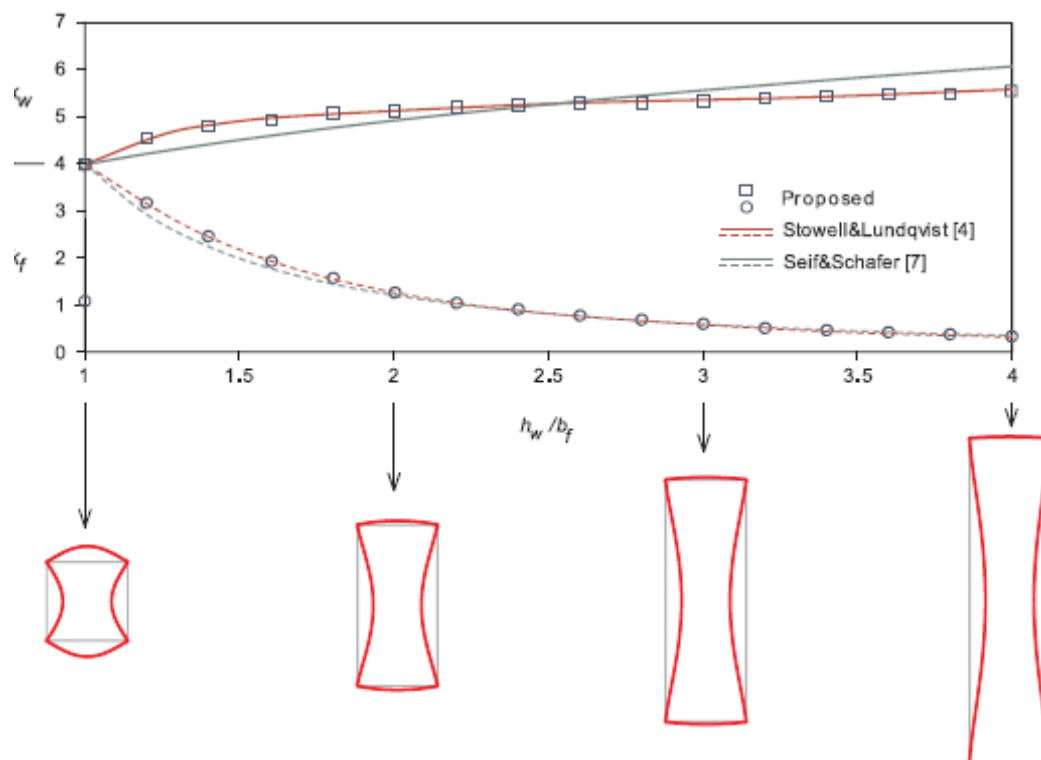


Figure 2.2 : coefficient de flambement et modes de compression axiale

2.2.2. Le comportement des RHS soumise à la flexion uni directionnel

La figure 2.3 montre la variation des coefficients de voilement de l'âme et de la semelle en fonction de hw/bf , pour la flexion unidirectionnelle autour de l'axe principal et autour de l'axe secondaire, les sections creuses rectangulaires (RHS) présentent un comportement au flambement local fortement influencé par la distribution non uniforme des contraintes normales. Contrairement au cas de la compression axiale, la flexion induit un gradient linéaire de contraintes, avec une zone comprimée et une zone tendue, cette dernière ne participant pas au phénomène de voilement. Ainsi, seule la partie comprimée de la section, généralement localisée dans une semelle ou une âme selon l'axe de flexion, est susceptible de développer une instabilité locale. Le mode de voilement observé reste de type plaque, mais il devient localisé et dépend directement de la position et de l'intensité des contraintes de compression.

Dans le cas d'une flexion autour de l'axe fort (M_y), les semelles sont soumises à des contraintes maximales, et le voilement est généralement initié dans la semelle comprimée, caractérisée par une distribution de contraintes quasi uniforme. En revanche, les âmes subissent un gradient de contraintes, ce qui modifie leur contribution au phénomène d'instabilité. À l'inverse, pour une flexion autour de l'axe faible (M_z), ce sont les âmes qui deviennent critiques, car elles sont soumises à une compression plus uniforme sur une plus grande hauteur. Le rapport géométrique h/b joue ici un rôle déterminant : pour des sections élancées, l'âme tend à gouverner le voilement, tandis que pour des sections plus compactes, la semelle comprimée peut être prépondérante.

Par ailleurs, l'interaction entre les parois reste un facteur essentiel, car les jonctions âme–semelle assurent une continuité de rotation qui confère une certaine rigidité aux bords des plaques. Cette interaction tend à augmenter la contrainte critique par rapport au cas de plaques isolées. Le rapport largeur/épaisseur (b/t) demeure également un paramètre clé, contrôlant la sensibilité au voilement. Enfin, les analyses avancées montrent que le comportement est dominé par les modes locaux, bien que leur forme soit influencée par la variation des contraintes, ce qui rend l'évaluation du coefficient de voilement plus complexe que dans le cas de la compression uniforme.

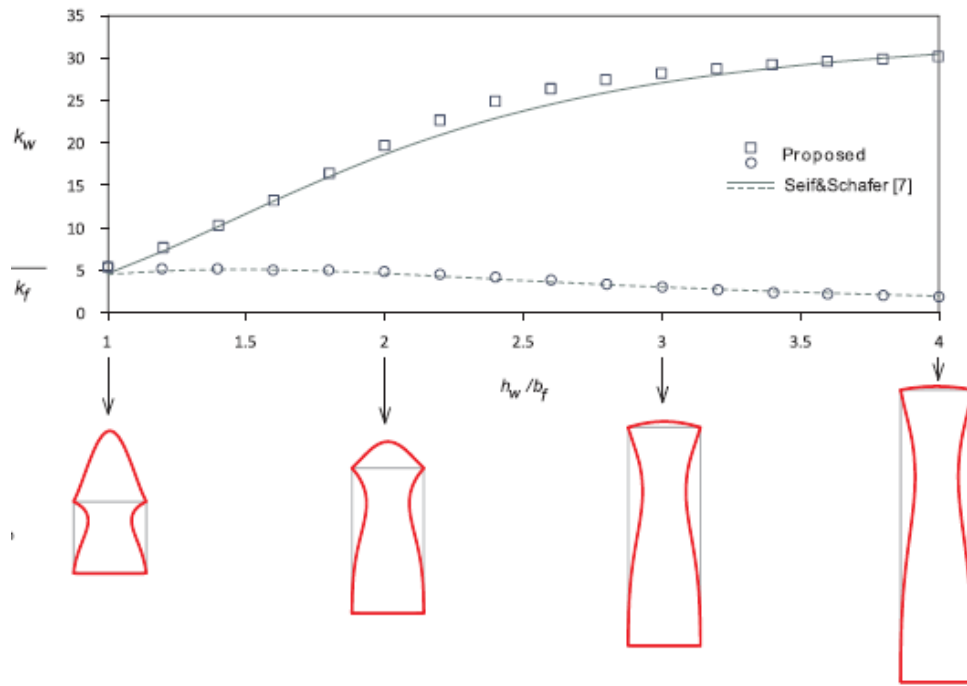


Figure 2.3 : coefficient de flambement et modes de flexion autour de l'axe principale

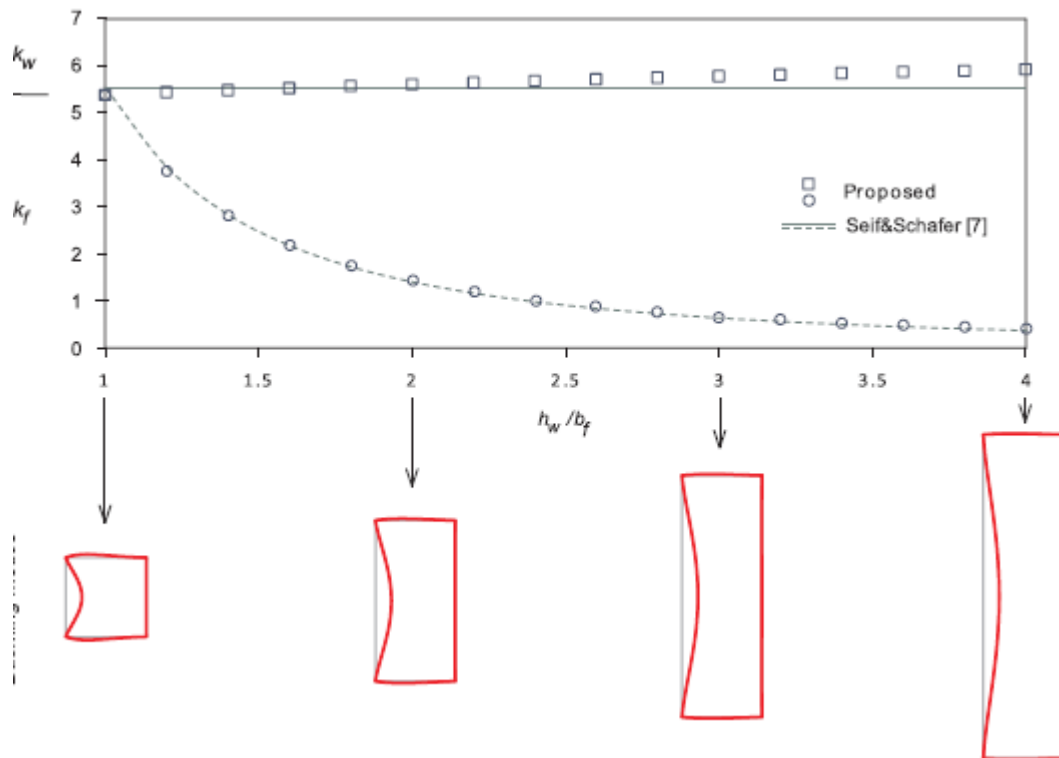


Figure 2.4 : coefficient de flambement et modes de flexion autour de l'axe secondaire

2.2.3. Le comportement des RHS soumise à la flexion biaxiale

La figure 2.5 montre la variation des coefficients de voilement de l'âme et de la semelle en fonction de Ψ_ϕ , le comportement des sections creuses rectangulaires (RHS) soumises à une flexion biaxiale est caractérisé par une interaction complexe entre la distribution des contraintes et les modes de flambement local des parois. Contrairement à la flexion simple, la flexion biaxiale engendre une répartition non uniforme des contraintes normales dans les parois, combinant des gradients linéaires suivant les deux axes principaux, ce qui conduit à des zones simultanément fortement comprimées dans les âmes et les semelles. Cette distribution hétérogène des contraintes influence directement le déclenchement du flambement local, généralement dominé par la paroi la plus sollicitée en compression. En effet, sous flexion biaxiale, les contraintes maximales apparaissent souvent au voisinage des angles de la section, ce qui accentue l'effet d'interaction entre les plaques adjacentes et modifie les conditions aux limites réelles des parois. Par conséquent, le comportement en stabilité ne peut plus être assimilé à celui de plaques indépendantes simplement appuyées, comme le supposent les approches classiques, mais doit tenir compte de la rigidité rotationnelle apportée par les jonctions entre parois.

De plus, les coefficients de voilement (k_w pour les âmes et k_f pour les semelles) varient significativement en fonction du rapport géométrique h/b et de la distribution des contraintes induite par la combinaison des moments fléchissant selon les deux axes. Lorsque la flexion est dominée par un axe, le voilement est généralement gouverné par une seule famille de parois, tandis que dans le cas d'une flexion biaxiale équilibrée, plusieurs parois peuvent participer simultanément au mode critique. Cette interaction peut conduire à des modes de flambement plus complexes, où les déformations locales présentent des amplitudes variables d'une paroi à l'autre, avec une prédominance dans les zones les plus comprimées. En outre, l'augmentation du rapport h/b tend à renforcer la rigidité des semelles et à transférer la responsabilité du voilement vers les âmes, ce qui se traduit par une augmentation du coefficient k_w et une diminution de k_f .

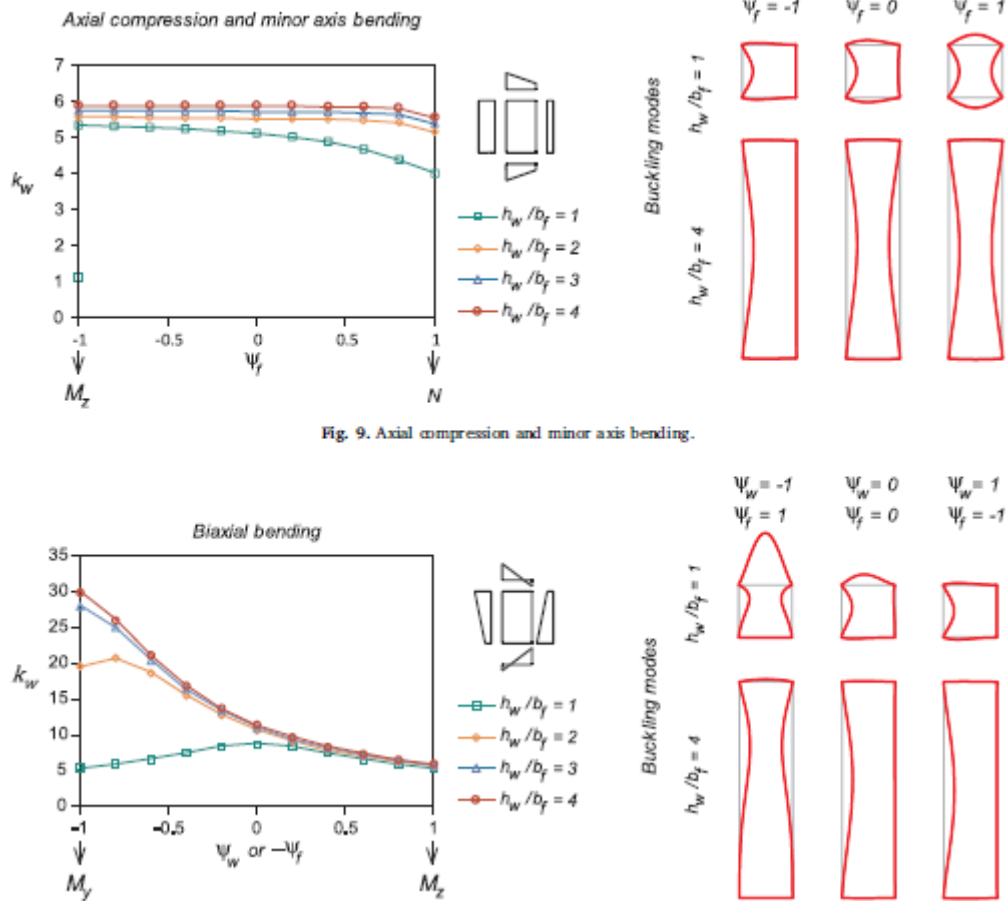


Fig. 9. Axial compression and minor axis bending.

Figure 2.5 : flexion biaxiale

2.3. Les sections octogonales régulières

Selon les travaux de recherche de Gonçalves et Camotim (2013), les sections octogonales régulières, appartenant à la famille des sections polygonaux minces fermées, présentent un comportement mécanique intermédiaire entre les sections rectangulaires et les sections circulaires. Leur géométrie, composée de huit parois égales formant des angles internes réguliers, leur confère une meilleure distribution des contraintes et une rigidité accrue, notamment en torsion [5]

Dans le cas des profils formés à froid, ces sections sont généralement caractérisées par des rapports largeur/épaisseur élevés, ce qui les rend particulièrement sensibles au flambement local. Sous compression uniforme, le mode de flambement local se manifeste typiquement par un comportement de type plaque, où les parois adjacentes flambent en sens opposé sans déplacement des jonctions. Dans ce contexte, le coefficient de voilement tend vers une valeur proche de celle d'une plaque simplement appuyée ($k \approx 4$), ce qui simplifie les approches analytiques. Toutefois, lorsque le nombre

de parois augmente ou lorsque l'angle interne devient important, des modes plus complexes peuvent apparaître, impliquant des déplacements aux jonctions et une interaction entre parois.

Par ailleurs, des études basées sur la théorie généralisée des poutres (GBT) ont montré que ces sections peuvent présenter des modes multiples (local, distorsionnel, global), dont la prédominance dépend des paramètres géométriques et des conditions de chargement. Ainsi, les sections octogonales régulières constituent une alternative intéressante offrant un compromis entre performance structurale et optimisation matérielle, tout en nécessitant une analyse fine du phénomène de flambement local.

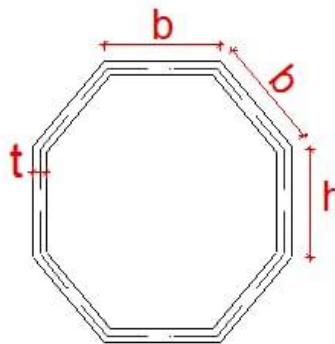


Figure 2.6 : la géométrie de la section octogonale

2.4. Le comportement de la section octogonale régulière soumise à différente sollicitation

Les sections creuse octogonales régulières formées à froid présentent un comportement de flambement dominé par le **mode local de type plaque**, aussi bien sous compression que sous flexion uniaxiale. Sous compression, ce mode est bien représenté par un coefficient de voilement voisin de $k \approx 4$, traduisant un comportement proche de plaques simplement appuyées. Sous flexion, bien que le mode local reste prédominant, la distribution non uniforme des contraintes engendre une augmentation du coefficient de voilement et de la contrainte critique. Les analyses basées sur la théorie GBT confirment que ce mode est essentiellement gouverné par les parois individuelles, avec une interaction limitée entre elles, ce qui justifie l'utilisation de modèles simplifiés de type plaque pour l'évaluation du flambement local des sections octogonales.

2.5. Conclusion

En conclusion, ce chapitre a permis de mettre en évidence les spécificités du comportement des sections polygonales formées à froid, en particulier sous l'effet de la compression et de la flexion, en se focalisant sur le mode de voilement local. Contrairement aux sections classiques, la géométrie polygonale introduit une interaction plus marquée entre les parois, ce qui influence directement la distribution des contraintes et les mécanismes d'instabilité.

Sous compression, le comportement reste généralement dominé par un voilement local de type plaque, dont l'intensité dépend fortement du nombre de parois, des angles internes et des rapports largeur/épaisseur. Lorsque le nombre de faces augmente, le comportement tend progressivement vers celui des sections circulaires, avec une modification notable des modes critiques et des coefficients de voilement.

Sous flexion, la distribution non uniforme des contraintes longitudinales accentue la sensibilité au voilement dans les zones comprimées, conduisant souvent à des coefficients de voilement plus élevés que ceux observés en compression uniforme. Toutefois, cette amélioration apparente est conditionnée par la géométrie de la section et la position de l'axe de flexion, qui peuvent favoriser ou atténuer l'interaction entre les parois. Dans le cas des sections polygonales irrégulières, cette complexité est encore amplifiée, rendant nécessaire une analyse fine pour identifier la paroi critique et évaluer correctement la résistance.

Ainsi, l'étude du comportement des sections polygonales met en évidence l'importance des paramètres géométriques et des conditions de chargement dans la maîtrise du flambement local. Ces résultats constituent une base essentielle pour la compréhension approfondie des sections octogonales irrégulières, qui feront l'objet des analyses détaillées dans la suite du mémoire.

Dans le chapitre suivant, nous introduirons une section innovante, telle qu'une section octogonale irrégulière, ainsi que l'objectif de l'étude du comportement au voilement local, et nous la comparons avec une section rectangulaire.

Chapitre 3 :

**Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux
irrégulier à parois minces formées à froid (IOCTHS)**

3.1. Introduction

Les sections creuses octogonales irrégulières à parois minces formées à froid constituent aujourd'hui une alternative prometteuse aux sections rectangulaires conventionnelles, notamment dans le domaine des structures légères en acier. Contrairement aux profils RHS classiques, la géométrie polygonale permet une meilleure répartition des contraintes sur l'ensemble des parois, tout en réduisant les concentrations locales de contraintes au niveau des angles. Cette configuration améliore également la rigidité globale et le comportement vis-à-vis du flambement local, qui représente le mode d'instabilité dominant des profils minces formés à froid. Plusieurs travaux ont montré que les sections polygonales présentent des coefficients de voilement plus élevés que les sections rectangulaires traditionnelles grâce à l'interaction favorable entre les plaques adjacentes et à l'augmentation du nombre de plis longitudinaux.

De plus, les profils octogonaux offrent un compromis intéressant entre les tubes circulaires et rectangulaires, ils conservent une bonne efficacité structurale tout en restant plus simples à fabriquer et à assembler. Dans le cas particulier des sections octogonales irrégulières (IOCTHS), la variation des dimensions des parois permet d'optimiser davantage le comportement mécanique sous compression axiale et flexion uniaxiale ou biaxiale. Ainsi ces sections apparaissent comme une solution innovante et performante pour répondre aux exigences actuelles de légèreté, de stabilité et d'efficacité structurale dans les constructions métalliques modernes.

Compte tenu de la complexité géométrique de ces sections, caractérisées par huit parois de dimensions inégales et des angles internes variables, une approche d'analyse avancée basée sur la méthode des bandes finies contrainte s'avère nécessaire afin de capter fidèlement les interactions entre plaques et les mécanismes de déformation locaux.

Dans ce chapitre nous allons présenter la méthodologie adoptée pour l'étude du comportement des sections innovantes (non conventionnelle) octogonales irrégulières formées à froid IOCTHS, avec un accent particulier sur le flambement local et la détermination des charges critiques.

3.2. Les sections octogonale irrégulière IOCTHS : une alternative intéressante aux sections rectangulaire conventionnelle RHS

3.2.1. Objectif de l'étude :

L'étude du comportement des sections octogonales irrégulières (IOCTHS) formées à froid est une question très pertinente, notamment l'étude du comportement au voilement local.

Cette importance vient du fait que les sections octogonales, de part leur géométrie polygonale fermée et de la multiplicité des parois, introduisent une interaction plus complexe entre les plaques, modifiant significativement la distribution des contraintes et les coefficients de voilement, particulièrement en comparant avec les sections conventionnelles tel que les sections rectangulaires (RHS).

Il est important de noter que pour les sections polygonales, le mode local reste dominant mais dépend fortement du nombre de parois, des angles internes et des rapports géométriques, pouvant conduire à des coefficients de voilement différents, voire supérieurs à ceux des RHS. Ainsi, la question principale consiste à déterminer dans quelle mesure la géométrie octogonale irrégulière améliore ou dégrade la résistance au flambement local par rapport aux sections RHS classiques, et à identifier les paramètres influents permettant d'optimiser leur comportement structural.

Dans cette section, quelques exemples illustratifs seront présentés afin de démontrer la performance des sections IOCTHS en comparant avec les sections RHS.

La figure 3.1 illustre l'évolution de la contrainte critique de flambement local N_{cr} en fonction du rapport géométrique h/b pour les sections octogonales irrégulières (IOCTHS) et les sections rectangulaires creuses (RHS) soumises à une compression axiale. Les résultats montrent que l'augmentation du rapport h/b provoque une diminution importante de N_{cr} pour les deux types de sections. Cette réduction traduit l'augmentation de l'élancement des parois comprimées, ce qui diminue leur rigidité locale et favorise l'apparition du flambement local. La décroissance est particulièrement rapide pour les faibles valeurs de h/b , puis devient plus progressive lorsque le rapport dépasse approximativement 2,5.

En comparant les deux courbes, on constate que les sections IOCTHS présentent des valeurs de contrainte critique nettement supérieures à celles des sections RHS sur toute la plage étudiée. Cette différence met en évidence la meilleure performance des sections octogonales irrégulières vis-à-vis

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

du flambement local sous compression axiale. Cette amélioration peut être expliquée par la présence des faces inclinées et par une interaction plus favorable entre les panneaux de la section polygonale, ce qui permet une meilleure redistribution des contraintes et augmente la rigidité globale des parois comprimées. À l'inverse, dans les sections RHS, le flambement local est principalement contrôlé par les plaques planes les plus sollicitées, entraînant une capacité critique plus faible.

Enfin, pour les grandes valeurs de h/b , l'écart entre les courbes diminue progressivement, indiquant que l'effet bénéfique de la géométrie octogonale devient moins prononcé lorsque la section devient plus élancée. Dans cette situation, le comportement des deux sections est dominé essentiellement par le flambement local des plaques comprimées. Ainsi, cette figure confirme l'intérêt des sections IOCTHS comme alternative efficace aux sections RHS conventionnelles pour améliorer la résistance au flambement local sous compression axiale.

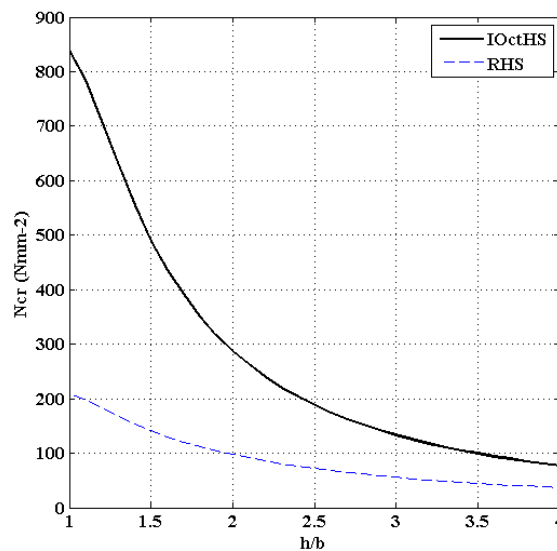


Figure 3.1 : comportement de la section RHS et IOCTHS à la compression axiale

La figure 3.2 présente la variation du moment critique de flambement local M_{cr} en fonction du rapport h/b pour deux types de sections : rectangulaire creuse (RHS) et octogonale irrégulière (IOCTHS). On observe tout d'abord que, pour l'ensemble des valeurs de h/b , la section IOCTHS présente des valeurs de M_{cr} nettement supérieures à celles de la section RHS, ce qui traduit une meilleure résistance au flambement local.

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

Pour la section RHS, le moment critique augmente légèrement jusqu'à $h/b \approx 2$, atteignant un maximum, puis diminue progressivement. Cette évolution s'explique par un compromis entre rigidité géométrique et élancement des parois comprimées : au-delà d'un certain rapport, les parois deviennent plus sensibles au flambement local.

En revanche, pour la section IOCTHS, M_{cr} reste relativement élevé et quasi constant pour $1 \leq h/b \leq 3$, indiquant une bonne stabilité locale due à la multiplicité des faces et à une meilleure redistribution des contraintes. Toutefois, à partir de $h/b > 3$, une chute marquée du moment critique est observée, ce qui révèle une dégradation de la stabilité locale, probablement liée à l'apparition d'une paroi dominante plus élancée qui gouverne le mode de flambement.

En résumé, ce graphe met en évidence que les sections octogonales irrégulières offrent une performance supérieure en termes de résistance au flambement local, mais restent sensibles aux effets d'élancement pour des rapports h/b élevés, où leur avantage tend à diminuer.

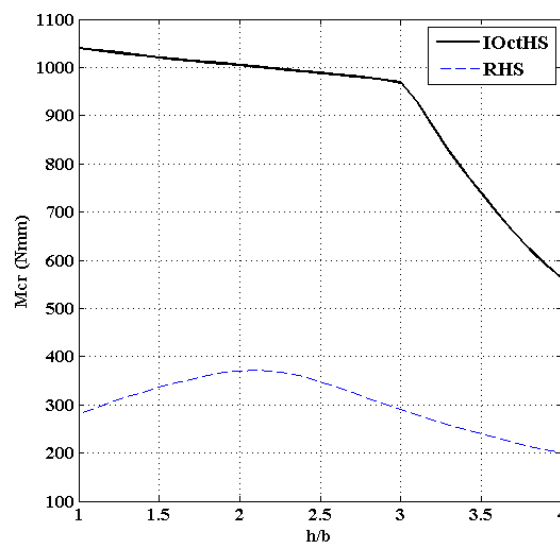


Figure 3.2: comportement de la section RHS et IOCTHS à la flexion autour de l'axe principale

La figure 3.3 présente l'évolution du moment critique de flambement local M_{cr} en fonction du rapport géométrique h/b pour les sections rectangulaires creuses (RHS) et les sections octogonales irrégulières (IOCTHS) soumises à la flexion uniaxiale. On observe que l'augmentation du rapport h/b entraîne une diminution progressive de M_{cr} pour les deux types de sections. Cette tendance indique que l'accroissement de l'élancement géométrique réduit la rigidité locale des parois comprimées et

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

favorise ainsi l'apparition précoce du flambement local. La diminution est particulièrement importante pour les faibles valeurs de h/b , puis devient plus progressive lorsque h/b dépasse environ 2,5.

Par ailleurs, les résultats montrent clairement que les sections IOCTHS présentent des valeurs de M_{cr} nettement supérieures à celles des sections RHS sur toute la plage étudiée. Cette différence traduit une meilleure résistance au flambement local en flexion pour les sections octogonales irrégulières. Cette amélioration peut être attribuée à la géométrie polygonale de la section, qui assure une meilleure répartition des contraintes de compression ainsi qu'un effet de raidissement mutuel entre les différentes parois inclinées. En revanche, dans les sections RHS, le comportement est principalement gouverné par les plaques planes les plus sollicitées, ce qui conduit à une réduction plus rapide de la capacité critique.

Enfin, lorsque le rapport h/b augmente, l'écart entre les deux courbes tend à diminuer progressivement. Cela signifie que, pour des sections très élancées, l'influence bénéfique de la configuration octogonale devient moins marquée et le comportement des deux sections est dominé essentiellement par le flambement local des panneaux comprimés. Ainsi, ce graphe met en évidence l'efficacité des sections IOCTHS pour améliorer la stabilité locale et augmenter la résistance critique en flexion par rapport aux sections rectangulaires conventionnelles.

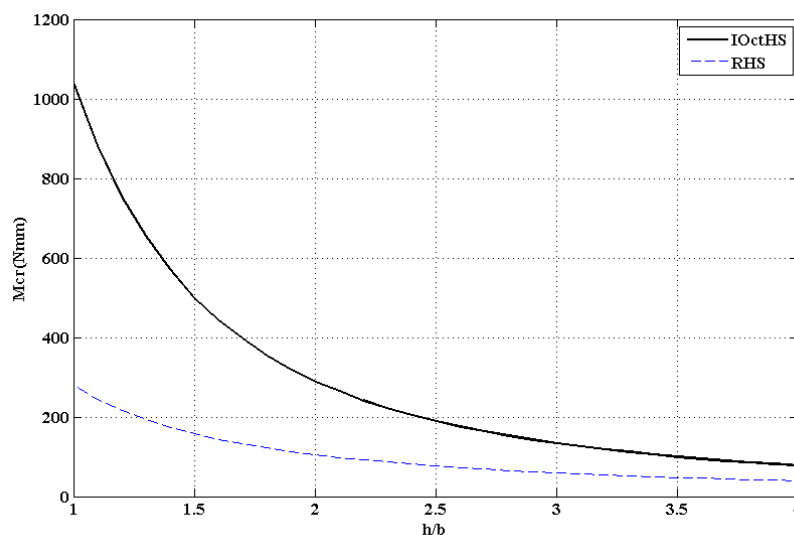


Figure 3.3: comportement de la section RHS et IOCTHS à la flexion autour de l'axe secondaire

3.2.2. Etude du comportement au voilement des sections creuses octogonales irrégulières IOCTHS : démarche

Les sections innovantes en parois minces polygonales irrégulières à huit parois constituent une évolution récente dans l'optimisation des profils en acier formé à froid. Contrairement aux sections classiques régulières, cette configuration géométrique se distingue car la présence de six parois formant les deux semelles et de deux parois constituant les âmes, caractérisées par des dimensions inégales. Cette irrégularité introduit une complexité géométrique permettant une redistribution plus efficace des contraintes internes, sous l'effet de différentes sollicitations.

Par ailleurs, la variation des largeurs et des orientations des parois contribue à retarder l'apparition des phénomènes d'instabilité locale, notamment le flambement des plaques minces ; en modifiant les longueurs de flambement et les conditions aux limites internes.

L'étude du comportement au voilement des sections IOCTHS, notamment l'identification de la paroi la plus sensible au voilement, repose sur une approche combinée intégrant l'analyse des contraintes et l'analyse de stabilité. Après la définition géométrique de la section et la détermination du champ de contraintes sous les sollicitations appliquées, chaque paroi est assimilée à une plaque mince caractérisée par un coefficient de voilement dépendant des conditions aux limites et de l'interaction avec les parois adjacentes.

En fait la distribution des contraintes dans la section transversale et les rapports géométriques h/b peuvent conduire à des variations importantes du coefficient de voilement local k_σ défini par :

$$\sigma_{cr} = k_\sigma \frac{\pi^2 * E}{12 * (1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (3.1)$$

Où est la contrainte critique,

E est le module de Young

ν est le coefficient de poisson

b est la largeur de paroi pertinente

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

t est l'épaisseur de la paroi, pour les profilés IOCTHS d'épaisseur constante

le coefficient peut être lié à l'âme ($b=hw$) ou à la semelle ($b=bf$), c'est-à-dire :

$$\sigma_{cr} = kw \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{hw} \right)^2 = kf \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{bf} \right)^2 \quad (3.1a)$$

Conduisant :

$$kf = kw \left(\frac{bf}{hw} \right)^2 \quad (3.1b)$$

Une estimation précise du coefficient de voilement ne peut être obtenue que par des méthodes numériques, notamment par le calcul des charges critiques de la section transversale. Ce calcul peut être fait à l'aide d'outils numériques tels que CUFSM qui prennent explicitement en compte l'interaction entre la section transversale et la paroi. Cet outil adopte la méthode des bandes finies classique (MBF) et la méthode des bandes finies contrainte (MBFc).

3.3. La méthode des bandes finies classique

La méthode des bandes finies conventionnelle (MBF) est une variante économique de la méthode des éléments finis. C'est une méthode numérique utilisée pour faire des analyses de stabilité élastique pour étudier l'ensemble des modes d'instabilité des profils en aciers formés à froid soumis à des contraintes longitudinales. Cette méthode a été développée par Y.K Cheung son livre (Cheung, 1997).

La DSM a donné plus d'intérêt à cette méthode et donner des solutions précises avec un minimum d'effort et de temps. Elle utilise des fonctions de déplacement harmoniques qui, grâce à leur propriété d'orthogonalité, permettent de simplifier considérablement l'analyse. En imposant une seule demi-onde ($m=1$), on élimine automatiquement les modes orthogonaux, ce qui réduit la base de recherche des modes propres et facilite l'exploitation des résultats, cette propriété est particulièrement utile pour le cas des appuis simples. Logiciel CUFSM propose des solutions par cette méthode est offert gratuitement.

La figure 3.4 présente des résultats typiques de la MBF conventionnelle. La courbe donnant la charge critique en fonction de la longueur de la demi-onde. En fonction de la géométrie de la section et le

type de chargement, elle présente deux minima avant une partie strictement décroissante. L'observation des formes d'instabilité associées montre qu'il s'agit d'une instabilité locale, instabilité distorsionnelle et d'une instabilité globale, respectivement.

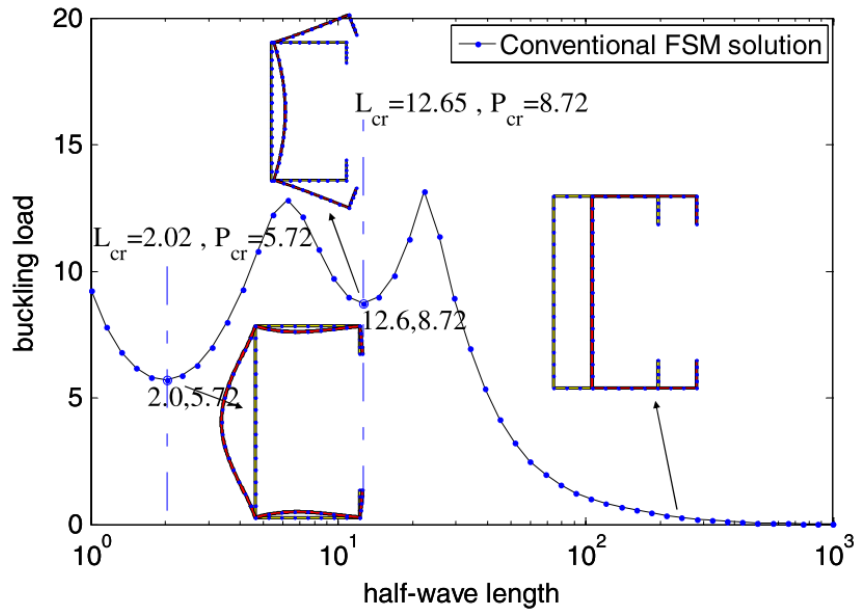


Figure 3.4 : La courbe de signature et identification des charges critique

3.4. L'identification visuelle des modes purs d'instabilité

3.4.1. Règles pratiques

L'identification visuelle des modes purs d'instabilité locale, distorsionnelle, et globale à partir des résultats d'une analyse élastique comme la MBF ou la MEF est une étape essentielle pour appliquer la méthode DSM. Cependant, cette identification n'est pas toujours évidente en raison de la grande quantité de résultats générés.

Pour faciliter cette tâche, il est recommandé d'utiliser la courbe de signature. Cette courbe présente l'évolution de la charge critique en fonction de la longueur de demi-onde. Cette courbe permet de visualiser les minima associés aux modes purs, le premier minimum à de petite longueur de demi-onde correspond généralement au mode local et le deuxième minimum à de moyen longueur de demi-onde correspond au mode distorsionnel. Puis à une certaine longueur elle tend vers zéro correspond mode global.

3.4.2. L'incertitude dans l'identification des modes purs d'instabilité

L'utilisation d'une méthode d'identification modale basée sur les règles pratiques décrites ci-dessus n'est pas une démarche automatique [3]. La détermination des charges critiques associées à l'instabilité locale n'est pas évidente même si les sections étudiées sont des sections simples avec dimensions typiques. Adany et Schafer ont démontré dans un rapport de recherche qu'il s'agit plutôt d'une démarche subjective qui dépend de l'appréciation du concepteur. Plusieurs cas singuliers peuvent être présentés, à savoir :

- Le cas où la charge critique minimale de la courbe de signature ne correspond pas à un mode pur d'instabilité,
- Le cas où la courbe de signature ne possède qu'un seul minimum, soit local ou distorsionnel,
- Le cas où la courbe de signature possède plusieurs minimums pour le même type d'instabilité,
- Le cas où le premier minimum dans la courbe de signature n'appartient pas à un mode local.

Bien que ces cas de figure couvrent essentiellement des sections de formes simples avec des dimensions typiques, l'existence d'une grande incertitude dans la procédure d'identification modale basée sur l'inspection visuelle est évidente. Ces résultats montrent également que la caractérisation des charges critiques locales (ou bien distorsionnelles) n'est pas une tâche simple. Ce besoin devient beaucoup plus important dans le cas des sections transversales moins conventionnelles avec des raidisseurs de bord ou intermédiaires.

3.5. Décomposition et identification modale : un nouvel outil dans la compréhension et la conception des profilés formés à froid

3.5.1. Concepts de base

La difficulté de la classification des modes d'instabilité par les méthodes numériques conventionnelles ont poussé les chercheurs à développer une nouvelle variante de la MBF, la méthode des bandes finies contrainte (MBFc), qui permet de classer automatiquement les différents types d'instabilité. L'idée fondamentale est d'introduire des critères mécaniques qui permettent l'identification et le calcul des modes purs d'instabilité.

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

En 2006, Adány et Shafer ont proposé une nouvelle méthode de classification « automatique » des modes d'instabilité basée sur une analyse de stabilité élastique type « bandes finies » [17], [18]. Deux applications sont possibles : (i) la décomposition modale et (ii) l'identification modale.

La décomposition modale permet le calcul des charges (ou moments) critiques liées aux modes purs d'instabilité, elle consiste en la séparation de l'espace général des déformations couvert par la méthode des bandes finies en des sous-espaces utiles, à savoir l'espace L, D, G et O. Par contre, l'identification modale donne la contribution de chacun des modes purs dans un mode général d'instabilité (un mode associé à une charge critique de la courbe de signature), on parle généralement de « diagramme de participations modales ».

L'idée fondamentale de cette technique est d'utiliser des critères mécaniques qui forcent le calcul des modes purs d'instabilité. Ces critères mécaniques sont introduits sous forme d'équations de contrainte qui décrivent une classe particulière d'instabilité. Par la suite, l'équation de stabilité de la MBF conventionnelle est contrainte à la classe d'instabilité choisie et l'analyse est exécutée. De cette façon, l'élément de structure est « contraint » à se déformer en modes purs d'instabilité. Ainsi, les charges critiques associées aux modes purs d'instabilité sont directement calculées. C'est pour cette raison qu'ils ont baptisé cette méthode « la méthode des bandes finies contrainte (MBFc) ».

Dans l'approche de décomposition modale proposée par Adány et Schafer, trois critères mécaniques sont utilisés pour définir les quatre modes de base :

- Critère #1 : Hypothèse de Valsov (i) les distorsions membranaires sont nulles ($\gamma_{xy}=0$) (ii) les déformations membranaires transversales sont nulles ($\epsilon_x=0$) et (iii) les déplacements longitudinaux varient linéairement suivant x, par rapport à une paroi plane ($v=(x)$),
- Critère #2 : Les déformations longitudinales sont non nulles ($\epsilon_y \neq 0$),
- Critère #3 : Distorsion de la section transversale ($\kappa_x=0$).

En appliquant les trois critères mécaniques énumérés ci-haut sur un modèle bandes finies, les champs de déplacement généraux de la MBF sont contraints à ne donner que les champs de déplacements correspondants aux modes d'instabilité choisis. Les conditions à vérifier pour chaque type d'instabilité sont résumées dans le Tableau 3-1.

Tableau 3-1 Critères mécaniques utilisés dans la MBFc pour les 4 classes d'instabilité C

Critères mécaniques	G	D	L	ST
Critère #1 : Hypothèse de Vlasov : (i) ($\gamma_{xy}=0$) (ii) ($\varepsilon_x=0$) et (iii) variant linéairement suivant x	Oui	Oui	Oui	Non
Critère #2 : Les déformations longitudinales sont non nulles ($\varepsilon_y \neq 0$),	Oui	Oui	Non	-
Critère #3 : Distorsion de la section transversale ($\kappa_x=0$).	Oui	Non	-	-

3.5.2. Un exemple d'application de la MBFc

Un exemple d'application de la MBFc est donné dans la Figure 3.5. Les résultats de l'analyse de stabilité élastique d'une colonne en C simplement appuyée sont présentés avec des résultats de décomposition modale (Figure 3.5a) et des résultats d'identification modale (Figure 3.5b). La décomposition modale (Figure 3.5a) fournit des solutions en mode pur d'instabilité. En fait, elles sont représentées par les trois courbes distinctes qui donnent les charges critiques associées aux trois instabilités de base. Elles ont été calculées par la MBFc qui permet justement de séparer chaque type d'instabilité . [4]

Il est évident que la courbe de signature de la MBF coïncide parfaitement avec la courbe du mode local pur et la courbe du mode global pur pour les petites et les grandes longueurs d'instabilité, respectivement. Pour des longueurs d'instabilité intermédiaires, il y a également une bonne concordance entre la courbe de signature et celle du mode distorsionnel pur. Ce résultat est naturel puisque la courbe de signature de la MBF devrait couvrir de manière continue les résultats de la MBFc. Autrement dit, les résultats de la MBF peuvent être vus comme une enveloppe inférieure des résultats de la MBFc incluant les différents types d'instabilité de base [19].

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

En observant davantage ces résultats, on peut constater que seul l'espace D se sépare de manière significative de la solution conventionnelle. Cette différence peut être expliquée aisément en exploitant les résultats d'identification modale (Figure 3.5b). Il ne s'agit pas d'un mode distorsionnel pur, mais plutôt d'un mode couplé local — distorsionnel. Dans cet exemple, l'identification modale est mise à l'échelle par le facteur de charge afin qu'elle puisse être visualisée avec la courbe de signature. Ainsi, les différents types de couplage possibles (LD, GD ou bien LDG) en fonction de la longueur de la demi-onde sont visualisés directement. Les résultats de décomposition et d'identification modale peuvent être exploités autrement, en utilisant ce qu'on appelle « Les diagrammes de participations modales ». [19]

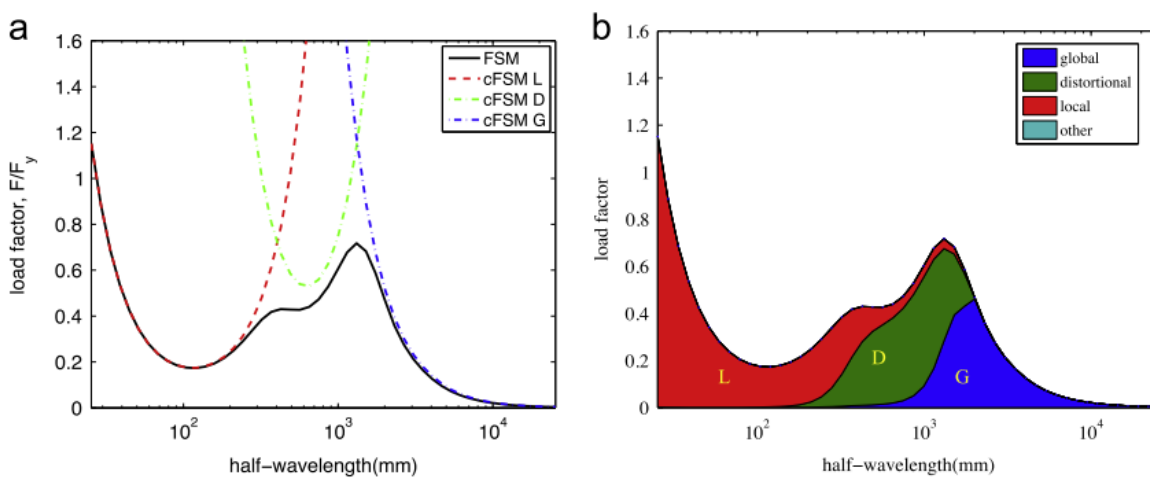


Figure 3.5 Décomposition et identification modale d'une colonne simplement appuyée : (a) décomposition modale et (b) identification modale . [20]

3.5.3. Application de la MBFc dans la procédure de dimensionnement

Les différentes étapes d'utilisation de cette approche peuvent être résumées comme suit :

Etape 1. Modéliser la section transversale avec des angles vifs en utilisant logiciel CUFSM.

Etape 2. Calculer la contrainte critique pour le flambement local en utilisant la MBFc,

Etape 3. En utilisant l'équation de Temeshenko on calcule le coefficient du voilement

Cette démarche nous permettra de comprendre le comportement au voilement de ce type de section et fournira une base pour développer des modèles analytiques permettant le calcul de la charge

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

critique sans passer par les méthodes numériques. Cette approche nous permet de éviter également les problèmes d'identification modale souvent rencontrés en utilisant la méthode des bandes finies conventionnelles. Ces résultats sont particulièrement intéressants car ils nous permettront d'évaluer la capacité portante en utilisant les formules de la DSM.

3.6. Logiciel CUFSM :

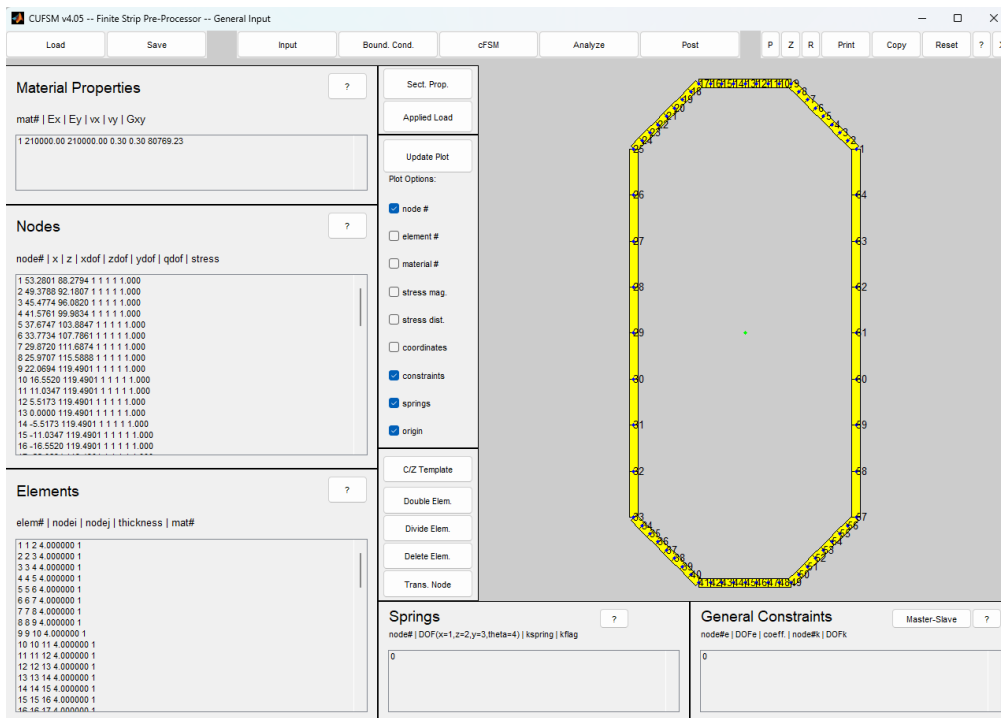
Le logiciel **CUFSM** (Constrained and Unconstrained Finite Strip Method) est un outil numérique largement utilisé pour l'analyse de stabilité des profils minces formés à froid. Il permet de déterminer les charges critiques ainsi que les différents modes de flambement, notamment les modes local, distorsionnel et global. Son principe de fonctionnement est basé sur la méthode des bandes finies (MBF), une approche numérique particulièrement adaptée à l'étude des éléments à parois minces. Le logiciel intègre également la méthode des bandes finies contrainte (MBFc), qui permet une séparation claire des différents modes d'instabilité. Grâce à sa précision et à son efficacité numérique, CUFSM est devenu un outil de référence dans l'étude du comportement des profils formés à froid et dans l'évaluation des coefficients de voilement local. Le logiciel a été développé par YK Cheing en 2013, dans le cadre de recherches consacrées aux structures en acier formées à froid. Son développement visait principalement à fournir un outil accessible permettant l'analyse avancée des phénomènes d'instabilité des sections minces et leur application aux méthodes modernes de dimensionnement.

Cet outil est téléchargeable gratuitement sur (<https://www.ce.jhu.edu/cufsm>)

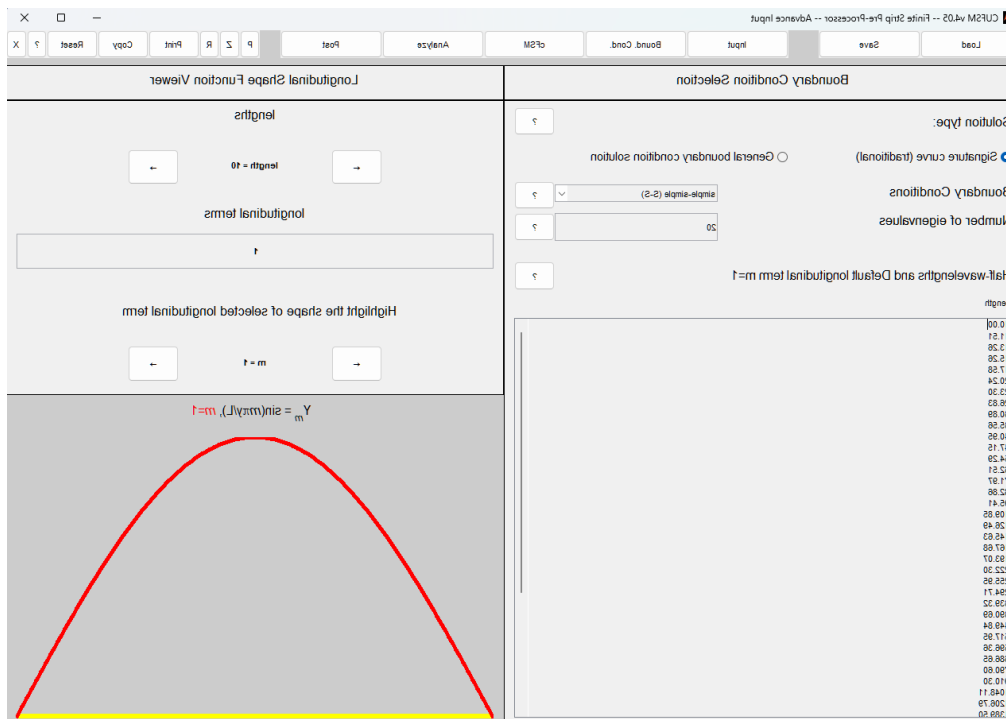
CUFSM est composé de plusieurs préprocesseurs permettant de modéliser la section étudiée et d'un post-processeur pour afficher les résultats.

Le premier préprocesseur permet de modéliser la section transversale du profil objet de l'étude, en utilisant des nœuds et des éléments. Le matériau est défini par le module de Young (E), le module de cisaillement (G) et le coefficient de Poisson (ν).

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)



Le deuxième préprocesseur sert à définir les conditions aux limites et les différentes longueurs des demi-ondes, nécessaires pour tracer la courbe de signature.



Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

Une fois l'analyse lancée, le post-processeur permet d'afficher les résultats de la méthode des bandes finies, plus précisément la courbe de signature. Le comportement élastique de la section objet de l'étude peut être étudié en identifiant le mode dominant et la charge critique qui lui est associée.

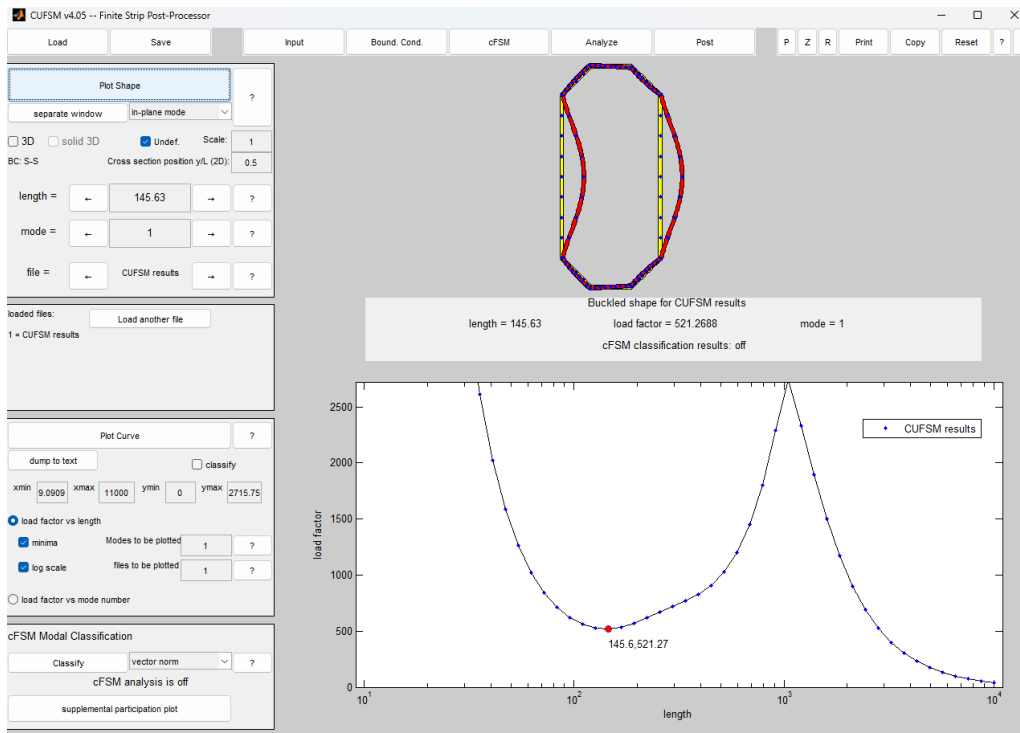


Figure 3.6 : Interface du logiciel CUFSM

3.7. Modélisation de la section :

Lors d'une modélisation numérique, la section est subdivisée en éléments. Si le maillage est trop grossier les modes locaux peuvent être mal capturés, la contrainte critique peut être surévaluée. À l'inverse, un maillage plus fin permet une meilleure représentation des déformations locales, et une convergence vers la solution réelle.

- Une discrétisation avec **4 nœuds intermédiaires par paroi** donne des résultats avec une erreur **inférieure à 0.5 %** par rapport à un maillage très fin.
- L'augmentation du nombre de subdivisions réduit progressivement l'écart sur la contrainte critique.
- Au-delà d'un certain raffinement, **le gain devient négligeable**, ce qui permet d'optimiser le coût de calcul.

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

Dans le cas de la section (IOCTHS) la sensibilité au maillage est encore plus critique à cause de l'irrégularité géométrique, et de la non-uniformité des contraintes.

Un maillage comportant **au moins 4 à 6 subdivisions par paroi** est généralement suffisant pour garantir une bonne précision des coefficients de voilement, et un compromis optimal entre précision et temps de calcul.

La figure 3.7 présentée illustre l'influence du raffinement du maillage sur l'évolution de la charge critique en fonction de la longueur de la demi-onde pour une section mince formée à froid. Les résultats obtenus avec différents nombres d'éléments (8, 16, 32 et 64 éléments) montrent que la courbe correspondant à 8 éléments s'écarte sensiblement des autres, ce qui traduit une précision insuffisante du maillage grossier pour représenter correctement le comportement de voilement local. En revanche, les courbes obtenues avec 16, 32 et 64 éléments deviennent très proches, indiquant une convergence numérique satisfaisante des résultats. La charge critique diminue progressivement jusqu'à atteindre une valeur minimale correspondant au mode critique de voilement local, puis augmente avec l'accroissement de la longueur de demi-onde. Cette évolution confirme l'existence d'une demi-onde critique associée au minimum de charge critique. Ainsi, le raffinement du maillage améliore considérablement la précision de l'analyse et permet une meilleure identification des paramètres critiques de stabilité. Les résultats montrent également qu'un maillage de 32 éléments ou plus offre un bon compromis entre précision numérique et coût de calcul.

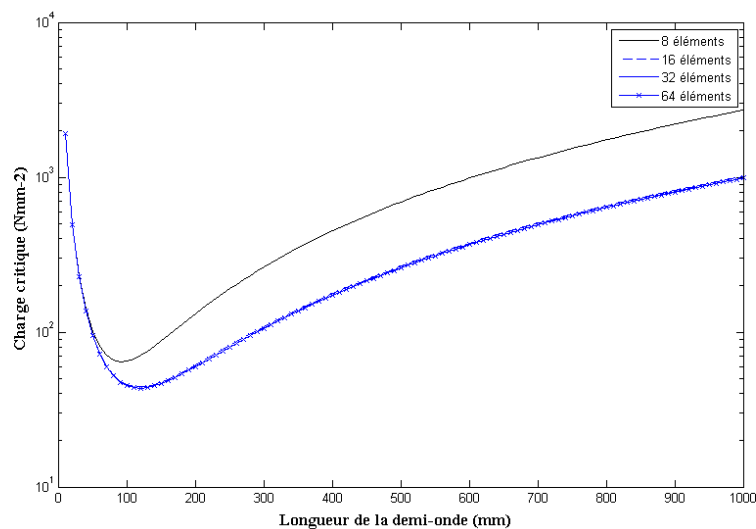


Figure 3.7 : Étude de sensibilité du maillage sur la charge critique de flambement local due à la compression

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

La figure 3.8 présentée met en évidence l'influence du raffinement du maillage sur l'évolution de la charge critique en fonction de la longueur de la demi-onde. On observe que les courbes obtenues avec 8 éléments donnent des valeurs de charge critique nettement plus élevées, particulièrement pour les grandes longueurs de demi-onde, ce qui traduit une surestimation de la rigidité de la structure due à un maillage insuffisamment raffiné. À mesure que le nombre d'éléments augmente (16, 32 puis 64 éléments), les courbes se rapprochent progressivement, indiquant une convergence numérique des résultats. La charge critique diminue d'abord rapidement jusqu'à atteindre une valeur minimale correspondant au mode critique de flambement local, puis augmente continuellement avec l'augmentation de la demi-onde. Les courbes associées à 32 et 64 éléments sont pratiquement confondues, ce qui montre que la solution devient stable et indépendante du maillage à partir de ce niveau de discrétisation. Ainsi, cette étude confirme que l'utilisation d'un maillage suffisamment fin est indispensable pour obtenir une prédiction fiable du comportement au flambement local et des charges critiques associées.

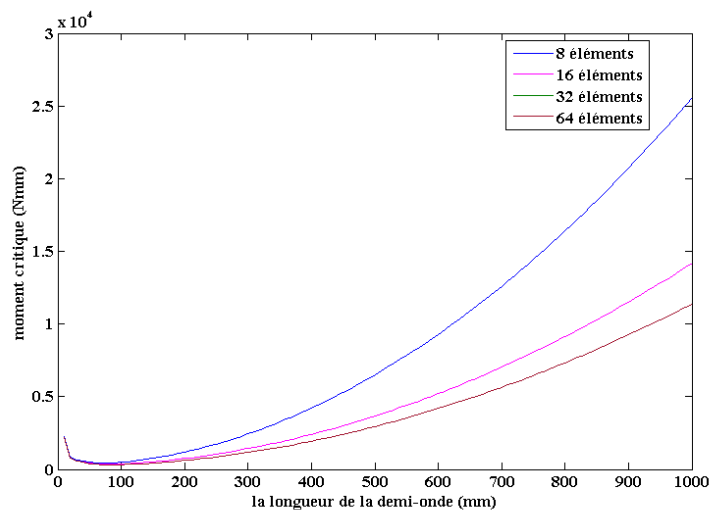


Figure 3.8 : Étude de sensibilité du maillage sur la charge critique de flambement local due à la flexion autour de l'axe principale M_{xx}

La figure 3.9 illustre l'effet du nombre d'éléments du maillage sur l'évolution de la charge critique en fonction de la longueur de la demi-onde. Les résultats montrent que la courbe obtenue avec 8 éléments présente des valeurs de charge critique nettement supérieures à celles obtenues avec des maillages plus raffinés, en particulier pour les grandes longueurs de demi-onde, ce qui indique une surestimation de la rigidité et une faible précision du modèle numérique. En revanche, les courbes correspondant à 16, 32 et 64 éléments sont presque confondues sur l'ensemble du domaine étudié,

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

traduisant une bonne convergence des résultats et une stabilité numérique satisfaisante. On observe également que la charge critique diminue rapidement au début jusqu'à atteindre une valeur minimale correspondant au mode critique de flambement local, puis augmente progressivement avec l'accroissement de la longueur de la demi-onde. Cette évolution confirme l'existence d'une demi-onde critique associée au phénomène de voilement local. Ainsi, l'étude met en évidence qu'un maillage raffiné, à partir de 32 éléments, permet d'obtenir des résultats précis tout en garantissant une représentation fiable du comportement de stabilité de la section étudiée.

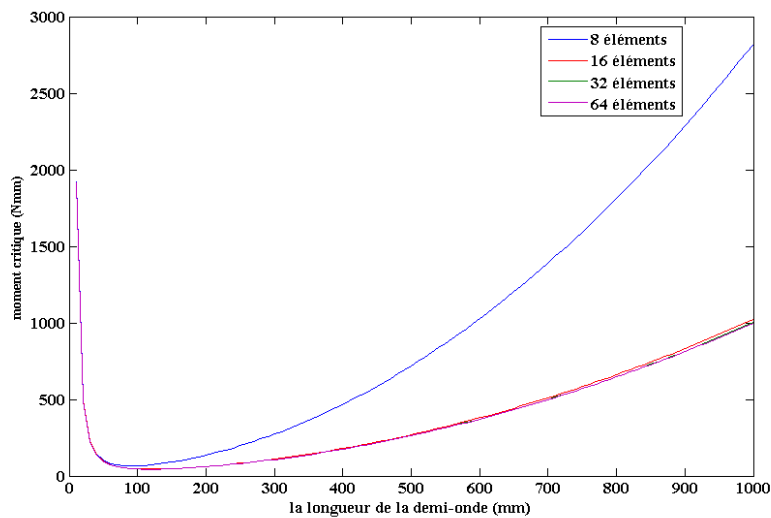


Figure 3.9 : Étude de sensibilité du maillage sur la charge critique de flambement local due à la flexion autour de l'axe secondaire M_{zz}

3.8. Les sections étudiées :

Les analyses de voilement ont été réalisées pour 124 sections transversales IOCTHS avec des rapports géométriques h/b compris entre 1 et 4, avec un pas de 0,1 et b/t allant de 10 à 40, avec un pas de 10, ce qui est en accord avec la plupart des sections transversales commerciales standard en gardant seulement les sections de classe 4. Une analyse illustrée au chapitre précédant indique que, dans les cas simples de compression axiale et de flexion uni axiale, la subdivision de chaque paroi en cinq segments (quatre nœuds intermédiaires) conduit à des résultats très proches de ceux obtenus avec huit nœuds intermédiaires.

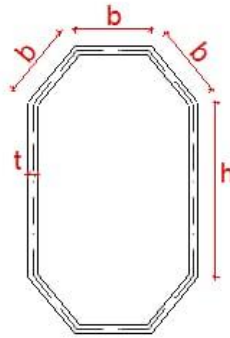


Figure 3.10 : La géométrie de la section étudiée

3.9. Matériau utilisé dans la section étudié

Dans cette étude, les sections octogonales irrégulières formées à froid (IOCTHS) sont considérées comme étant fabriquées à partir d'un acier mince formé à froid couramment utilisé dans les structures métalliques. Le matériau employé en acier carbone, conformément aux hypothèses généralement adoptées pour les analyses de stabilité et de voilement local. Les propriétés mécaniques du matériau jouent un rôle essentiel dans la détermination des charges critiques et des coefficients de voilement. Parmi les paramètres les plus importants figurent le module d'élasticité de Young, qui caractérise la rigidité du matériau, et le coefficient de Poisson, qui décrit la relation entre les déformations longitudinales et transversales. Dans le cadre de cette étude, le module de Young est pris égal à **$E = 210 \text{ GPa}$** , tandis que le coefficient de Poisson est fixé à **$\nu = 0,30$** , valeurs largement utilisées dans la littérature pour les aciers structuraux formés à froid. Ces caractéristiques sont introduites dans les modèles numériques afin d'évaluer avec précision le comportement des sections IOCTHS vis-à-vis du phénomène de voilement local.

3.10. Les types de chargements :

Les analyses sont menées sous différents types de chargements représentatifs des sollicitations réelles, à savoir chargement simple la compression axiale uniforme, la flexion uniaxiale (selon l'axe principale et secondaire) et, chargement combinée, la flexion biaxiale ($N+M_{xx}$, $N+M_{zz}$, $M_{xx}+M_{zz}$).

Ces cas de chargement permettent d'évaluer l'influence de la distribution des contraintes longitudinales sur le comportement au voilement local. L'approche adoptée consiste à déterminer, pour chaque configuration les coefficients de voilement associés, en mettant en évidence le rôle des

Chapitre 3 : Etude du comportement au voilement des profils creux octogonaux irréguliers à parois minces formées à froid (IOCTHS)

paramètres géométriques et des conditions de chargement. Cette méthodologie vise ainsi à fournir une compréhension approfondie du comportement des sections IOCTHS et à établir une base comparative pertinente avec les sections classiques de type RHS.

3.11. Conclusion :

En conclusion, ce chapitre a permis de définir de manière claire et rigoureuse la méthodologie adoptée pour l'analyse du comportement des sections octogonales irrégulières formées à froid (IOCTHS), en mettant l'accent sur le phénomène de flambement local.

La description détaillée de la géométrie étudiée a mis en évidence l'influence majeure de l'irrégularité des parois sur la distribution des contraintes et la localisation des zones sensibles au flambement. Contrairement aux sections classiques, cette irrégularité induit une interaction plus complexe entre les plaques, ce qui justifie pleinement le recours à une approche numérique avancée et adaptée. Par ailleurs, la prise en compte de différents cas de chargement, notamment la compression axiale et la flexion, a permis de couvrir un large spectre de sollicitations et d'évaluer leur impact sur le comportement au voilement local.

Ainsi, la méthodologie mise en place constitue une base solide pour l'analyse paramétrique développée dans le chapitre suivant. Elle permettra d'identifier les paramètres géométriques les plus influents, d'évaluer les coefficients de voilement de manière fiable et, in fine, de mieux comprendre les performances structurales des sections IOCTHS en comparaison avec les sections conventionnelles.

Chapitre 4 :

Résultats et discussions

4.1. Introduction

Ce chapitre présente et analyse les résultats obtenus dans le cadre de l'étude du comportement au voilement local des sections octogonales irrégulières formées à froid (IOCTHS). Les analyses ont été réalisées à l'aide du logiciel CUFSM afin de déterminer les contraintes critiques et les coefficients de voilement associés à différentes configurations géométriques et conditions de chargement. L'influence du rapport géométrique (h/b) sur la stabilité locale des âmes et des semelles est examinée pour des cas de chargement simples, notamment la compression axiale et la flexion uniaxiale autour des axes principal et secondaire, ainsi que pour des sollicitations combinées. Les résultats obtenus sont présentés sous forme de courbes et de modes de flambement afin de mettre en évidence les mécanismes d'instabilité dominants et l'effet des paramètres géométriques sur la réponse structurale des profils étudiés. Enfin, des modèles analytiques sont proposés et validés à partir des résultats numériques afin de fournir des expressions simples et fiables permettant l'évaluation des coefficients de voilement local des sections IOCTHS.

4.2. Cas de chargement simples P , M_{xx} , M_{zz}

Les graphes des figures 4.1 à 4.3 montrent la variation des coefficients de voilement de l'âme et des semelles en fonction de h/b , respectivement pour la compression axiale, la flexion autour de l'axe principal et de l'axe secondaire.

- **Cas de la compression axiale**

Les résultats pour la compression axiale (voir la figure 4.1) montrent que toutes les plaques ont tendance à flamber indépendamment et simultanément comme si elles étaient articulées ($k_w = k_f = 4,0$) pour le cas d'une section régulière ($h/b=1$). Avec l'augmentation du rapport h/b , le flambement local de l'âme est de plus en plus retenu par la semelle, ce qui entraîne une augmentation de k_w . Parallèlement, le coefficient k_f diminue.

L'influence du rapport h/b sur k_w et k_f dépend sensiblement de la distribution des contraintes dans la section transversale. Dans le cas d'une section octogonale régulière comprimée axialement, les âmes et les semelles de même longueur sont soumises à des contraintes uniformes.

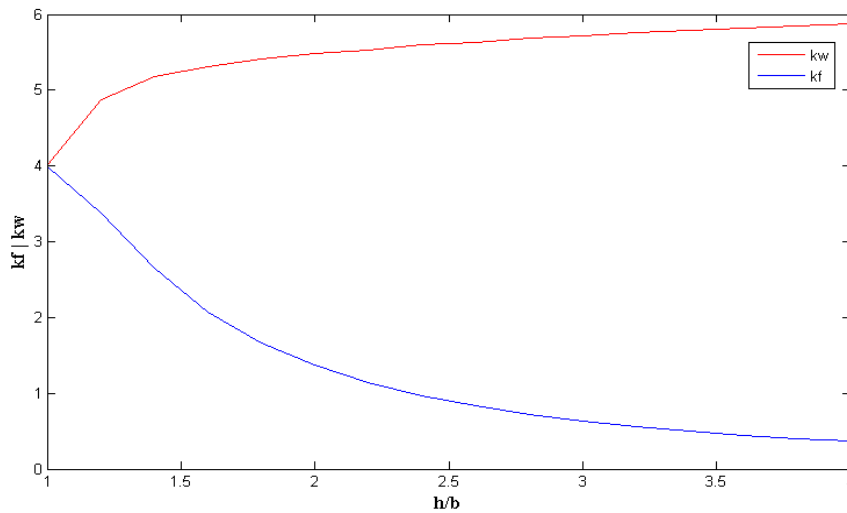


Figure 4.1 : Coefficient et modes de flambement pour la compression axiale

- **Cas de la flexion autour de l'axe secondaire M_{zz}**

Pour la flexion autour de l'axe secondaire M_{zz} , (voir la figure 4.2), l'une des âmes est soumise à des contraintes de compression constantes, tandis que les semelles sont soumises à un diagramme de contraintes linéaires. Le flambement de la section transversale est presque exclusivement dû à l'âme comprimée, et le rapport h/b a donc une influence minime sur le coefficient de flambement de l'âme.

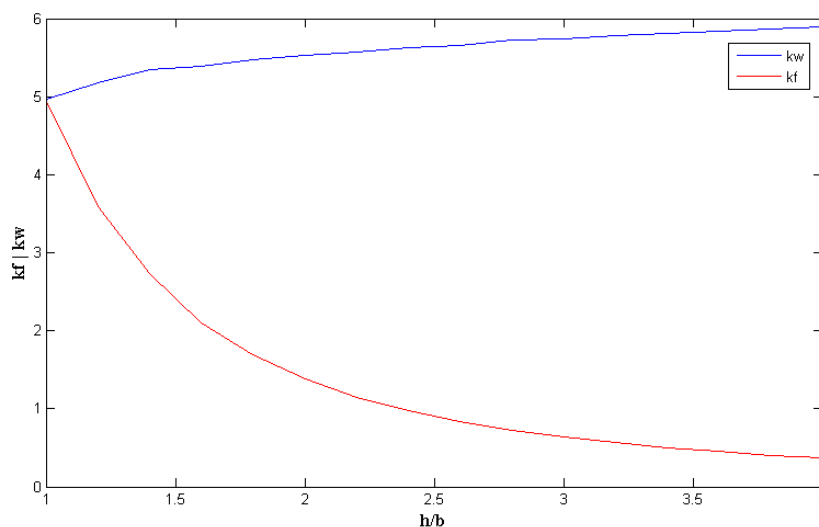


Figure 4.2 : Coefficient et modes de flambement pour la flexion autour de l'axe secondaire M_{zz}

- Cas de la flexion autour de l'axe principale M_{xx}

En revanche, pour la flexion autour de l'axe principale M_{xx} , (voir la figure 4.3) dans les sections proches des profilés octogonale régulière, l'instabilité de la paroi est due à la semelle, où les contraintes de compression sont uniformes, et par conséquent k_f ne varie pas fortement. Cependant, dans les sections à rapport h_w/b_f élevé, le flambement local est amorcé par les contraintes de compression linéaires de l'âme et entraîne une diminution du coefficient de flambement des semelles.

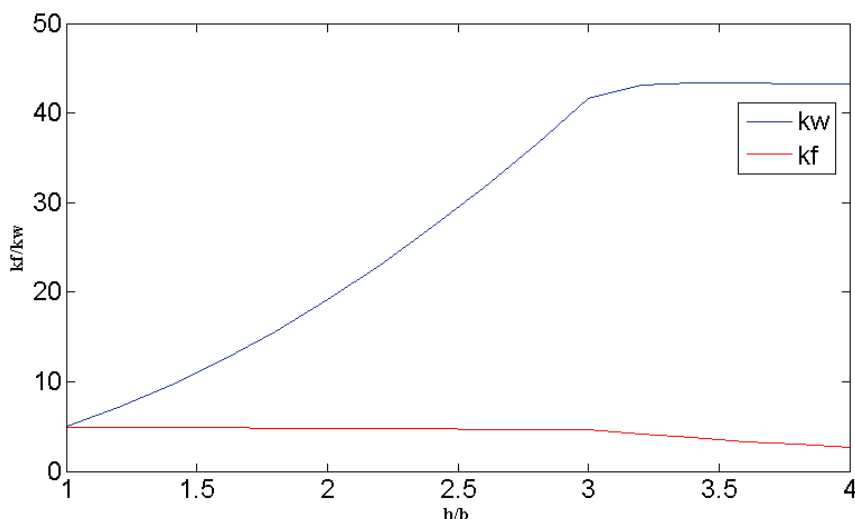


Figure 4.3 : Coefficient et modes de flambement pour la flexion autour de l'axe principal M_{xx}

Globalement, il a été démontré que lorsque h_w/b_f augmente, l'instabilité de la section transversale tend à être gouvernée par les âmes et non par les semelles. Pour un profil de contrainte donné, une augmentation de ce rapport géométrique entraîne une augmentation du rapport entre les largeurs comprimées de l'âme et des semelles. Simultanément, les semelles deviennent plus rigides que les âmes et offrent une plus grande contrainte à la rotation des coins. En effet, en analysant des sections transversales avec des valeurs de h_w/b_f beaucoup plus élevées, on observe que k_w tend asymptotiquement vers le cas d'une plaque encastree ($k_w = 5,9$ pour une âme entièrement comprimée et $k_w = 43,5$ pour une âme soumise à la flexion). Les coefficients de flambement des semelles, en revanche, tendent évidemment vers 0.

4.3. Cas de chargement combinés $P+M_{xx}$, $P+M_{zz}$, $M_{xx}+M_{zz}$

En cas de chargement combiné, la distribution des contraintes peut varier considérablement le long de la section transversale, comme illustré à la figure 4.4.

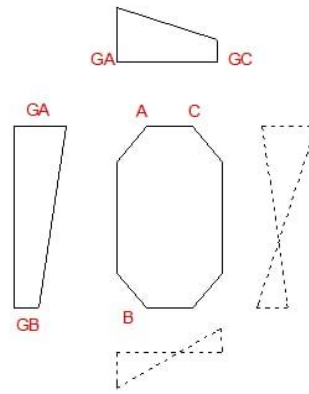


Figure 4.4 : Distribution des contraintes normales dans un élément IOCTHS sous force axiale combinée

Il est donc commode d'adopter les paramètres suivants :

$$\Psi_w = \frac{\sigma_B}{\sigma_A} \quad (4.1)$$

$$\Psi_f = \frac{\sigma_C}{\sigma_A} \quad (4.2)$$

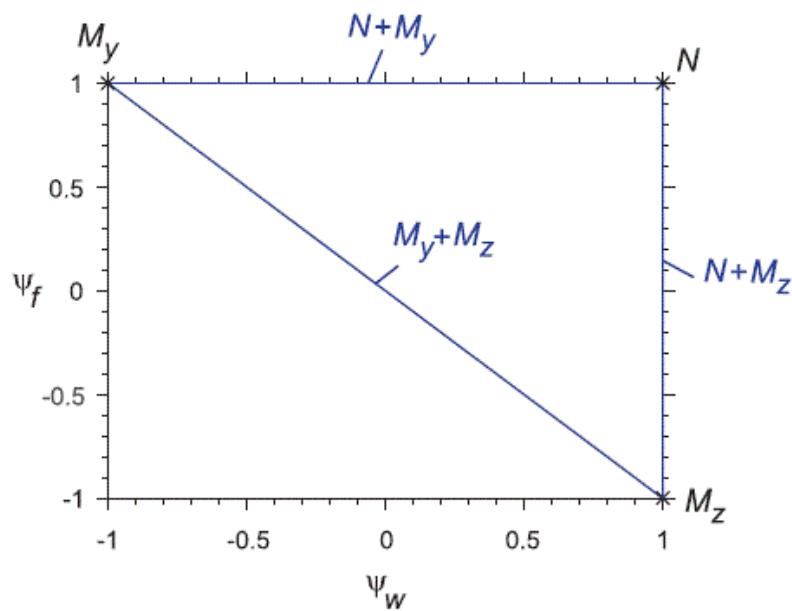


Figure 4.5 : Identification de N, My, Mz, N-My, N-Mz, et My-Mz dans l'espace bidimensionnel (Ψ_w, Ψ_f)

Cette figure identifie, dans l'espace bidimensionnel, les cas limites étudiés jusqu'à présent (N, My, Mz, N-My, N-Mz, et My-Mz)

où $\Psi_w, \Psi_f \in [-1, 1]$ et le point A correspond à l'angle médian âme-semelle où se produit la contrainte de compression la plus élevée. Notez que dans le présent travail, les âmes désignent toujours les parois de la section transversale la plus large.

Pour mieux comprendre la relation entre le profil de contrainte et le flambement local critique, on ne fera référence à k_w puisque l'instabilité de la section transversale est généralement due au flambement de l'âme.

Les résultats de k_w ne sont présentés que pour les profilés octogonaux (IOCTHS) avec $h_w/b_f = [1 ; 2 ; 3 ; 4]$.

- **Cas de la compression axiale et la flexion uniaxiale**

Pour la compression axiale et la flexion autour de l'axe principale (P+M_{xx}), ψ_w varie et $\psi_f = 1$, tandis que pour la compression axiale et la flexion autour de l'axe secondaire (P+M_{zz}), la situation inverse se produit. La variation de k_w en fonction de ψ_w et ψ_f , pour un certain nombre de valeurs sélectionnées de h_w/b_f , et les modes de flambement les plus pertinents sont présentés dans les figures 4.6 et 4.7.

On observe que, lorsque h_w/b_f augmente (c'est-à-dire lorsque la section transversale devient plus étroite), les différences entre les différentes courbes diminuent. Ceci avait déjà été observé pour les cas limites plus simples de compression axiale et de flexion uniaxiale, où il a été démontré que les courbes de k_w tendent vers une ligne horizontale lorsque h_w/b_f augmente.

Il convient également de noter que les valeurs minimales et maximales de k_w sont obtenues respectivement pour la compression axiale et la flexion uniaxiale. L'augmentation de la valeur minimale du diagramme des contraintes linéaires (qui correspond au passage de M_{xx} ou M_{zz} à P) est nécessairement associée à une rigidité au flambement plus faible, puisque l'augmentation globale des contraintes de compression rend toutes les plaques plus sujettes au flambement. Ceci peut être constaté en observant les figures 4.6 et 4.7 où le déplacement maximal de l'âme des modes de flambement est maintenu constant. Par conséquent, les contraintes/coefficients critiques de

flambement local diminuent. Les variations de la forme du mode de flambement avec ψ_w et ψ_f sont visibles.

Les cas $h_w/b_f = 1$ et $h_w/b_f = 4$ sont distincts. Contrairement au profilé octogonal régulier, où la transition entre les formes d'instabilité semble progressive, pour le profilé octogonal irrégulier (IOCTHS), les modes de flambement associés à $\psi_w/\psi_f = 0$ et $\psi_w/\psi_f = 1$ sont presque identiques et impliquent des déplacements beaucoup plus importants dans l'âme que dans les semelles.

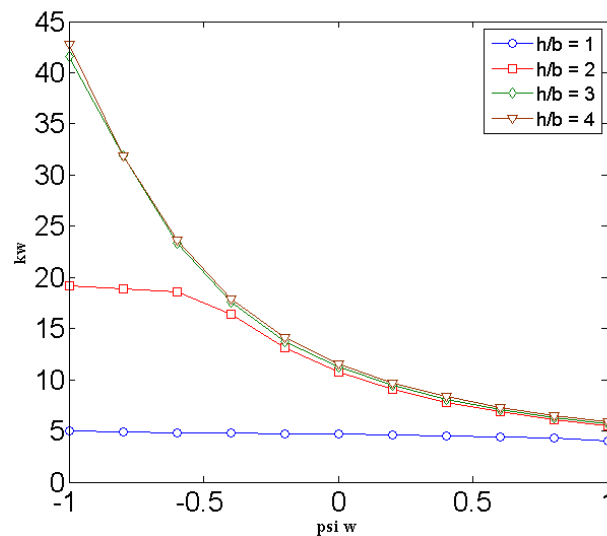


Figure 4.6 : Compression axiale et flexion autour de l'axe principal P+Mxx

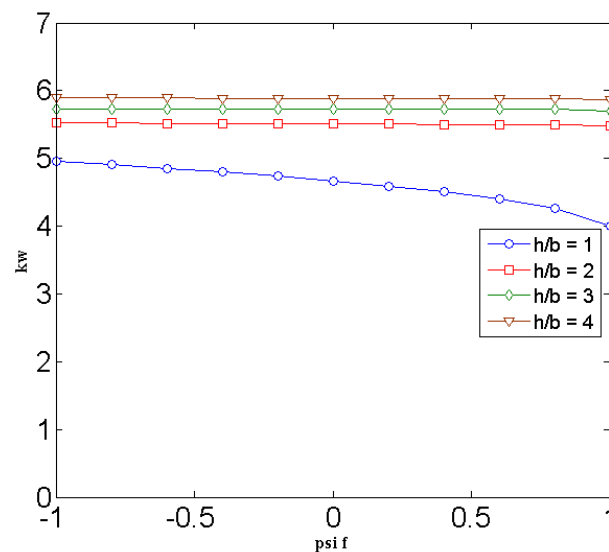


Figure 4.7 : Compression axiale et flexion autour de l'axe secondaire P+Mzz

- Cas de la flexion biaxiale ($M_{xx}+M_{zz}$)

En flexion biaxiale $M_{xx}+M_{zz}$, ψ_w et ψ_f peuvent varier, mais des considérations simples permettent de montrer que $\psi_w = -\psi_f$. La variation de k_w avec hw/bf et les modes de flambement les plus pertinents sont illustrés sur la figure 4.7. On observe que les courbes correspondant aux différentes valeurs de hw/bf sont très proches lorsque la flexion autour de l'axe secondaire est dominante, et divergent à mesure que l'on s'approche de la flexion autour de l'axe principale ($\psi_f = 1$, $\psi_w = -1$).

Il est également intéressant de noter que la valeur minimale de k_w est toujours obtenue pour une flexion selon l'axe secondaire ($\psi_f = -1$ ou, pour une section octogonale régulière, également $\psi_f = 1$). Inversement, lorsque hw/bf augmente, la valeur maximale de k_w est obtenue pour des valeurs croissantes de ψ_f . En particulier, cette valeur maximale est atteinte pour $\psi_f = 0$ dans une section octogonale régulière, et pour $\psi_f = -1$ si $hw/bf \geq 3$. La variation des modes de flambement suit une tendance similaire à celle décrite pour la compression axiale et la flexion uniaxiale.

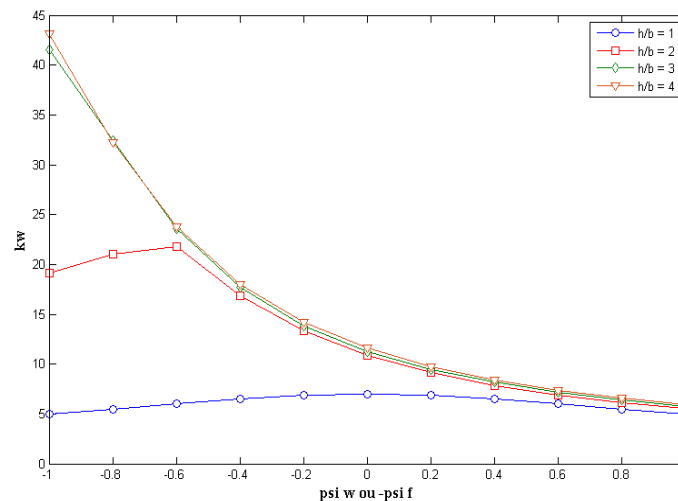


Figure 4.8 : Flexion biaxiale $M_{xx}+M_{zz}$

4.4. Formule Analytique

Le coefficient de voilement local est déterminé à partir des contraintes critiques obtenues numériquement via une analyse CUFMS. La relation analytique classique des plaques minces est utilisée pour ramener les résultats sous forme adimensionnelle, permettant ainsi la comparaison entre différentes géométries de sections octogonales irrégulières.

- Cas de chargement simples P, Mxx, Mzz

Les graphes 4.9, 4.10, et 4.11 illustre l'évolution du coefficient de voilement local k_w en fonction du rapport géométrique h/b de la section octogonale irrégulière. Les points noirs représentent les résultats numériques obtenus à l'aide du logiciel de calcul, tandis que la courbe bleue correspond au modèle analytique développé. La superposition quasi parfaite des deux séries de résultats témoigne de l'excellente précision du modèle analytique, ce qui est confirmé par les indicateurs statistiques très satisfaisants, un coefficient de détermination R^2 est proche de 1, racine de l'erreur quadratique moyenne RMSE et somme des carrés des erreurs SSE sont proches de 0, qui montre la fiabilité des équations proposés au tableau 4-1.

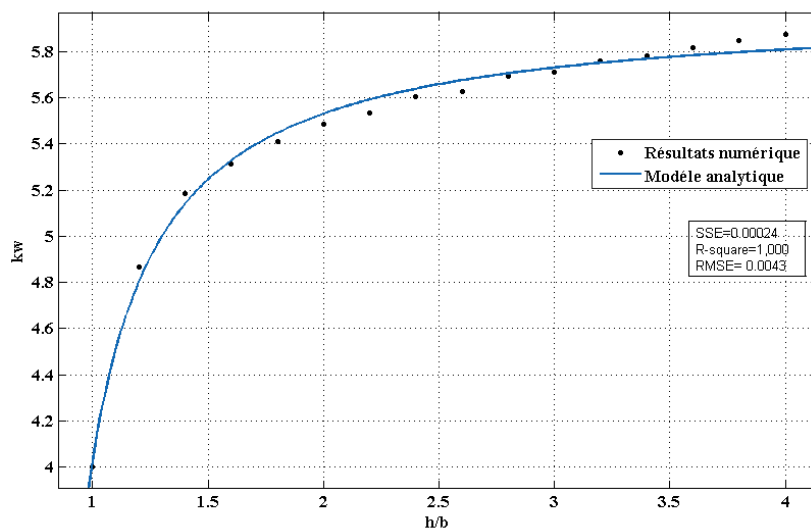


Figure 4.9 : graphe de la formule analytique k_w_P

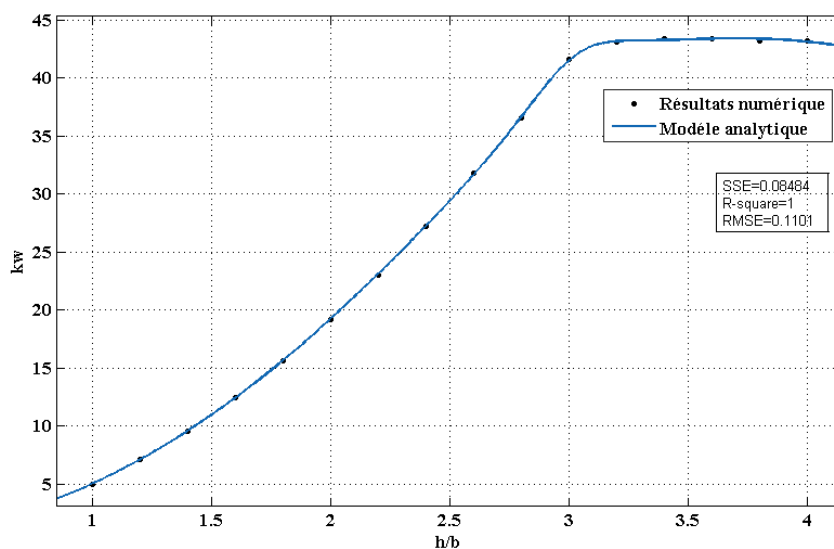


Figure 4.10 : graphe de la formule analytique k_w_{Mxx}

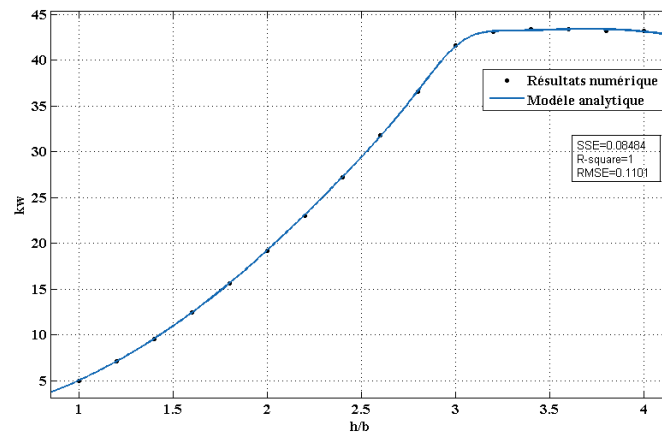


Figure 4.11: graphe de la formule analytique kw_Mzz

Tableau 4-1 : formules approximative de kw pour le calcul de Ncr

Type de chargement	Formule de kw
P	$kw = \frac{\left(5,989 * \frac{h}{b} - 4,765\right)}{\left(\frac{h}{b} - 0,6957\right)}$
Mxx	$kw = \frac{\left(6,896 * \left(\frac{h}{b}\right)^4 + 3,387 * \left(\frac{h}{b}\right)^3 - 219,4 * \left(\frac{h}{b}\right)^2 + 485,1 * \left(\frac{h}{b}\right) - 107,5\right)}{\left(\left(\frac{h}{b}\right)^4 - 11,53 * \left(\frac{h}{b}\right)^3 + 54,97 * \left(\frac{h}{b}\right)^2 - 126,5 * \left(\frac{h}{b}\right) + 115,8\right)}$
Mzz	$kw = \frac{\left(0,1295 * \left(\frac{h}{b}\right)^2 + 5,386 * \frac{h}{b} - 3,434\right)}{\left(\frac{h}{b} - 0,5801\right)}$

- **Cas de chargement combinées P+Mxx, P+Mzz, Mxx+Mzz**

Les graphes 4.12 jusqu'à 4.23 présentent l'évolution du coefficient de voilement local kw en fonction du paramètre de chargement ψ_w . Les points noirs représentent les résultats numériques obtenus par simulation, tandis que la courbe bleue correspond au modèle analytique proposé. On observe une excellente concordance entre les deux approches sur l'ensemble du domaine étudié, ce qui confirme la validité et la précision du modèle analytique. Cette qualité d'ajustement est également attestée par les indicateurs statistiques affichés sur la figure : un coefficient de détermination R^2 proche de 1, une

faible racine de l'erreur quadratique moyenne RMSE et une très faible somme des carrés des erreurs SSE, qui montre la fiabilité des équations proposés au tableau 4-2.

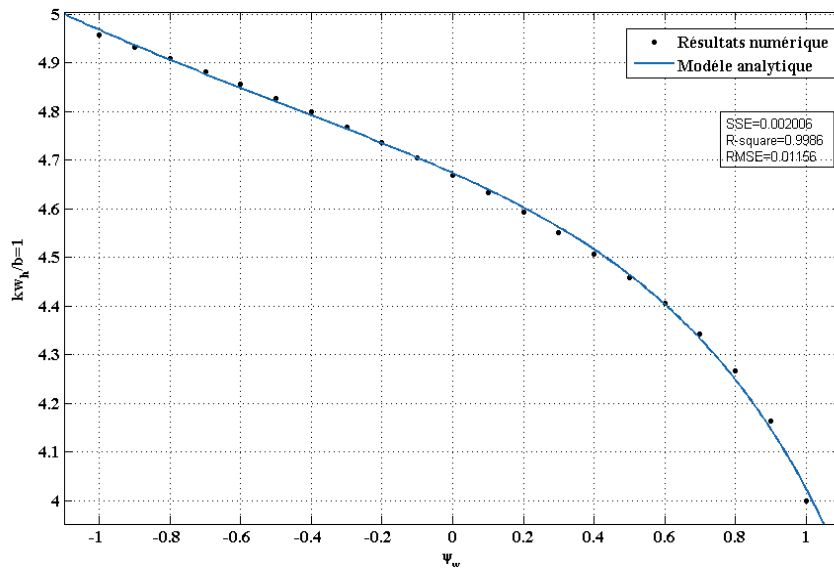


Figure 4.12: graphe de la formule analytique kw_{P+Mxx} , pour $h/b=1$

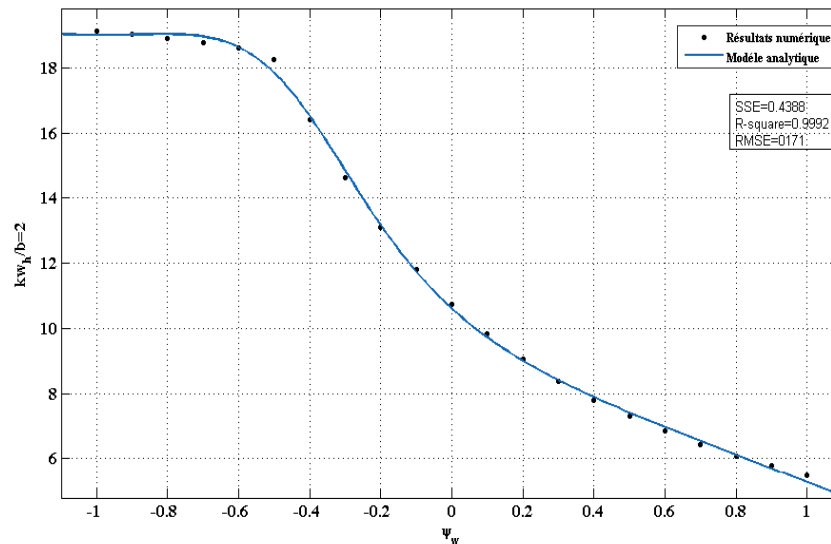


Figure 4.13: graphe de la formule analytique kw_{P+Mxx} , pour $h/b=2$

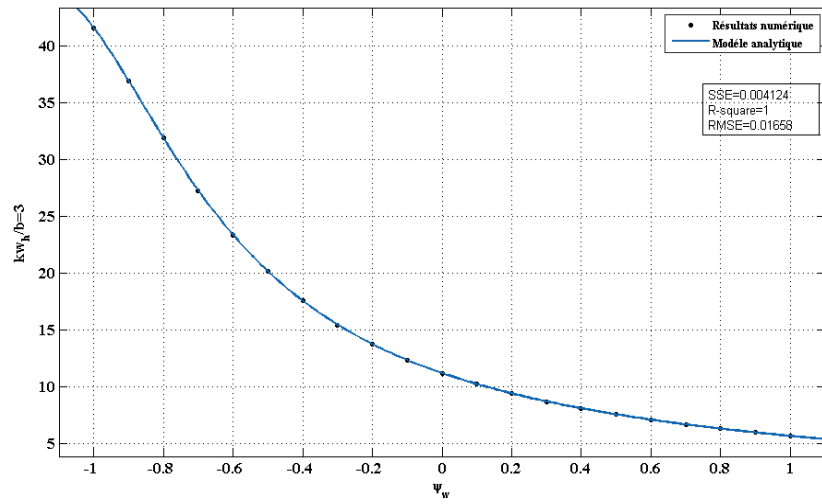


Figure 4.14 : graphe de la formule analytique kw_P+M_{xx} , pour $h/b=3$

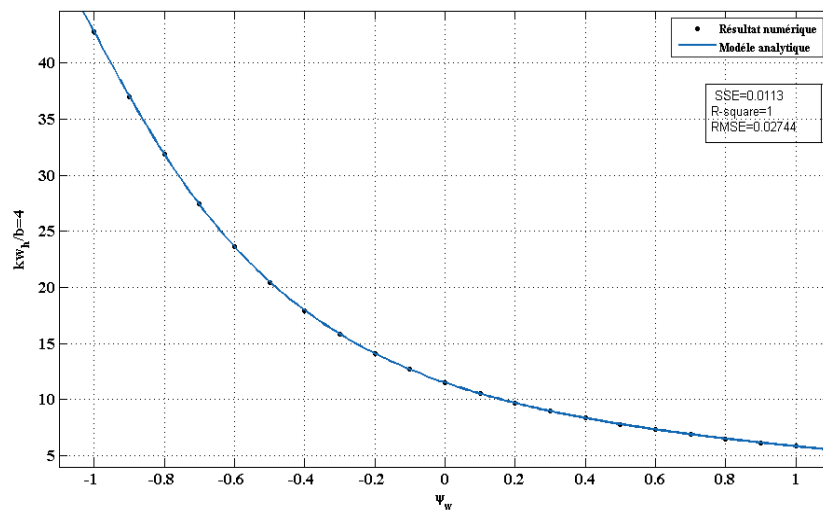


Figure 4.15 : graphe de la formule analytique kw_P+M_{xx} , pour $h/b=4$

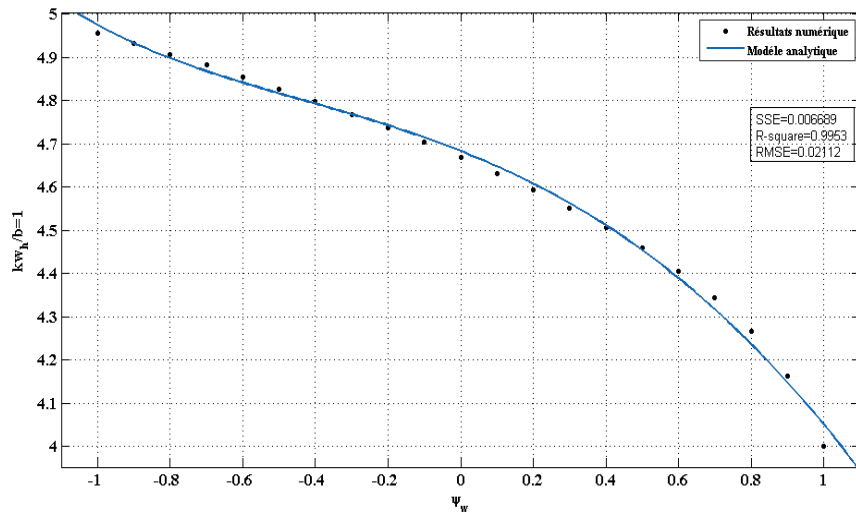


Figure 4.16: graphe de la formule analytique kw_{P+Mzz} , pour $h/b=1$

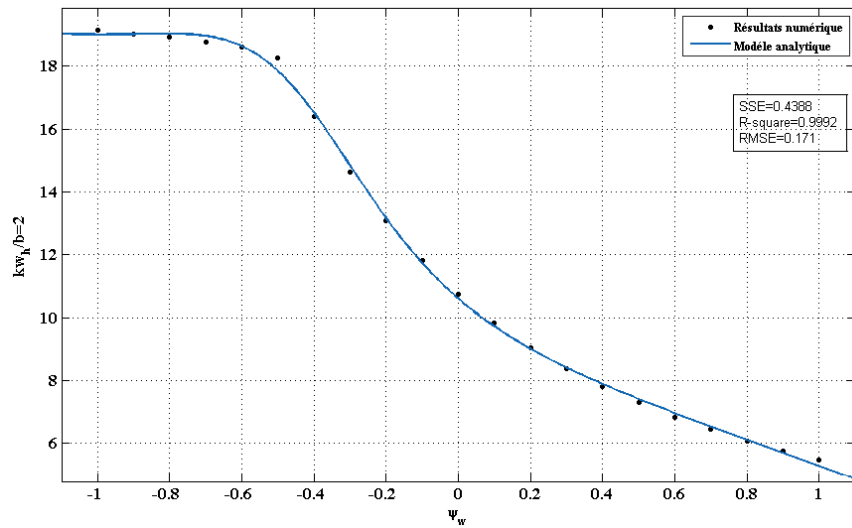


Figure 4.17: graphe de la formule analytique kw_{P+Mzz} , pour $h/b=2$

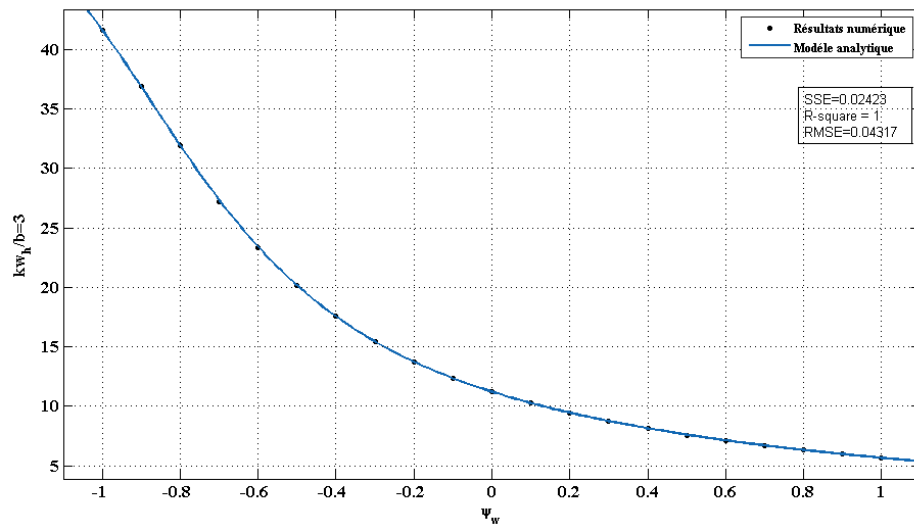


Figure 4.18 : graphe de la formule analytique kw_P+Mzz , pour $h/b=3$

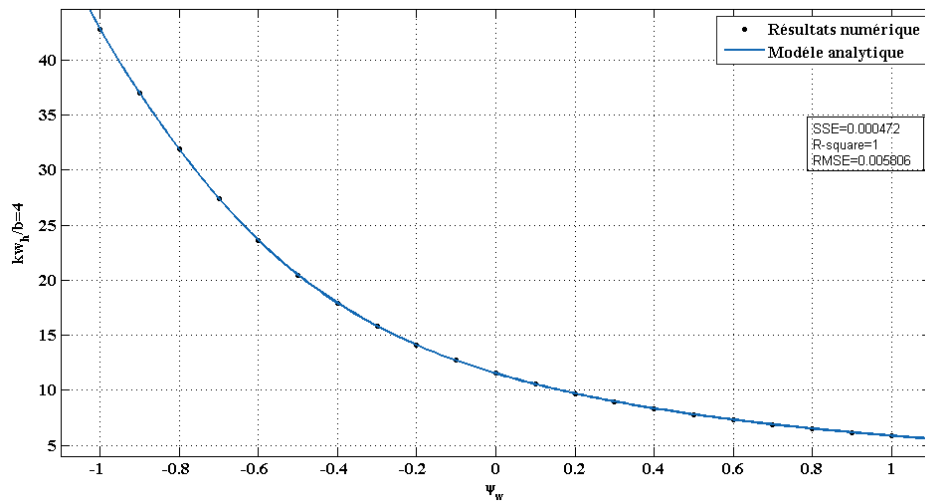


Figure 4.19 : graphe de la formule analytique kw_P+Mzz , pour $h/b=4$

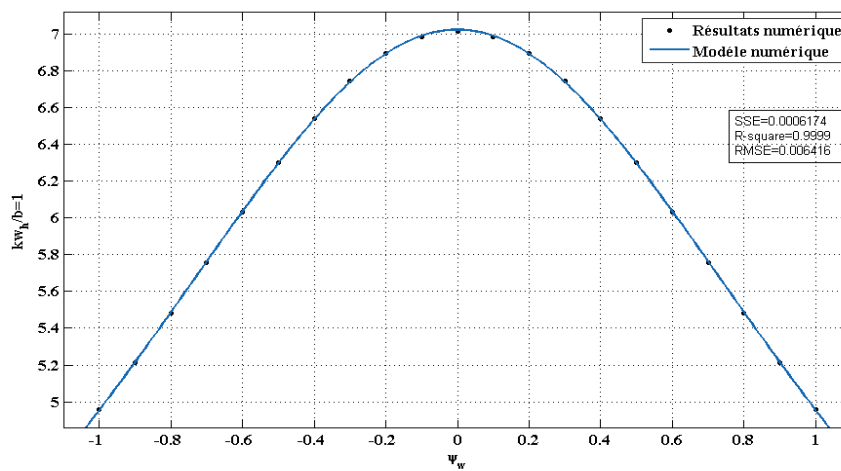


Figure 4.20: graphe de la formule analytique $kw_Mxx+Mzz$, pour $h/b=1$

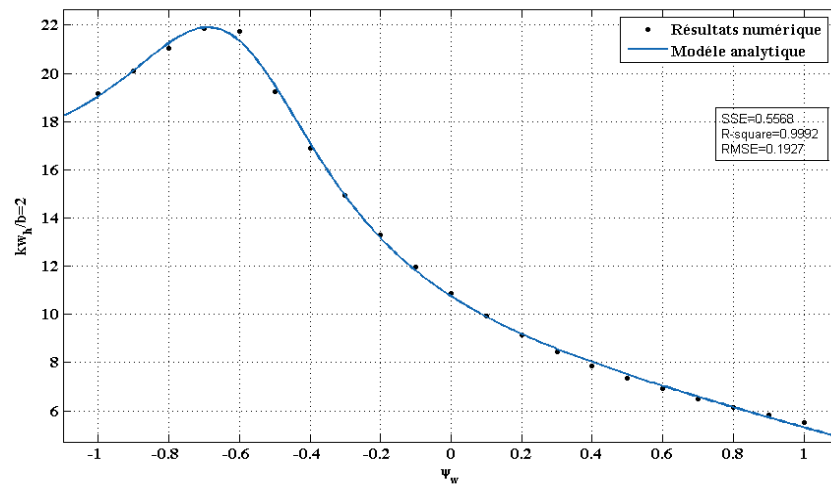


Figure 4.21 : graphe de la formule analytique $kw_Mxx+Mzz$, pour $h/b=2$

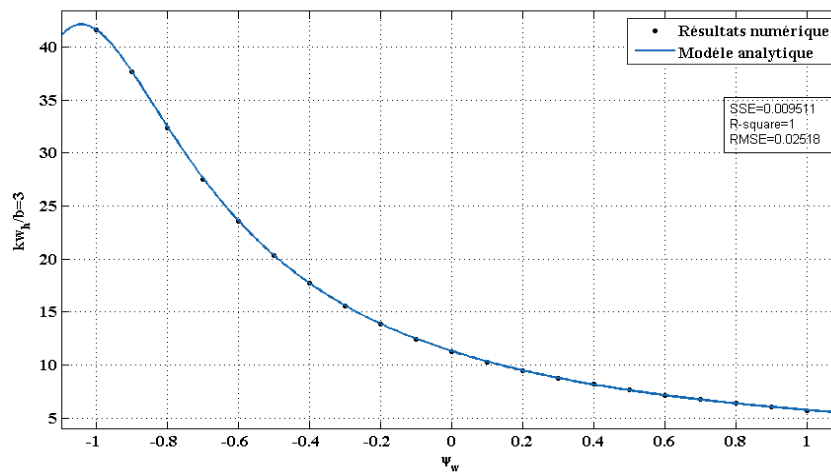


Figure 4.22: graphe de la formule analytique $kw_Mxx+Mzz$, pour $h/b=3$

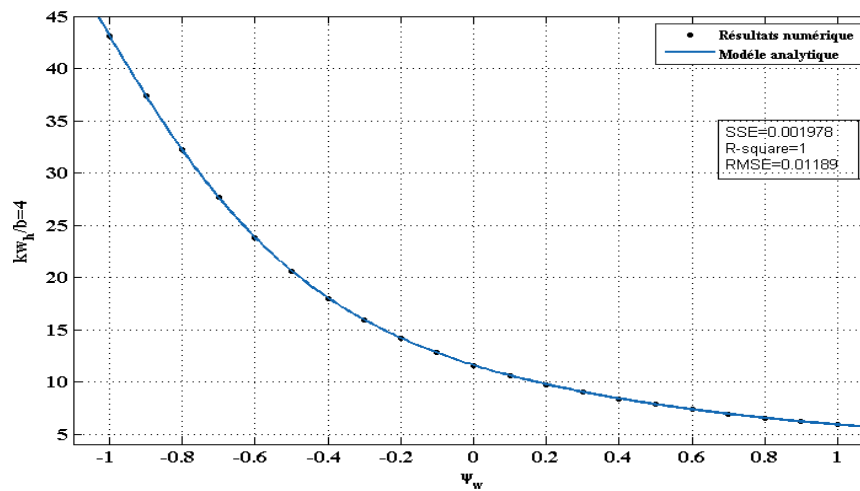


Figure 4.23 : graphe de la formule analytique $kw_Mxx+Mzz$, pour $h/b=4$

Tableau 4-2 : formules approximative de kw pour le calcul de Ncr

Type de chargement	La section	Formule de kw
P+M _{xx}	h/b=1	$kw = \frac{(-38,3 * (\Psi_w)^3 + 37,8 * (\Psi_w)^2 - 3660 * (\Psi_w) + 11310)}{((\Psi_w)^2 - 678,6 * (\Psi_w) + 2419)}$
	h/b=2	$kw = \frac{(-4,1 * (\Psi_w)^3 + 7,038(\Psi_w)^2 + 5,045 * (\Psi_w) + 4,003)}{((\Psi_w)^2 + 0,8301 * (\Psi_w) + 0,3775)}$
	h/b=3	$kw = \frac{(-0,6436 * (\Psi_w)^3 + 1,51(\Psi_w)^2 + 9,276 * (\Psi_w) + 18,42)}{((\Psi_w)^2 + 2,369 * (\Psi_w) + 1,641)}$
	h/b=4	$kw = \frac{(-2,554 * (\Psi_w)^3 + 5,384(\Psi_w)^2 + 5,164 * (\Psi_w) + 27,37)}{((\Psi_w)^2 + 2,671 * (\Psi_w) + 2,376)}$
P+M _{zz}	h/b=1	$kw = \frac{(-468,2 * (\Psi_w)^3 - 752,7 * (\Psi_w)^2 + 1977 * (\Psi_w) + 70,595)}{((\Psi_w)^2 + 617,6 * (\Psi_w) + 2761)}$
	h/b=2	$kw = \frac{(-4,41 * (\Psi_w)^3 + 7,038(\Psi_w)^2 + 5,045 * (\Psi_w) + 4,002)}{((\Psi_w)^2 + 0,8301 * (\Psi_w) + 0,3775)}$
	h/b=3	$kw = \frac{(-56,181 * (\Psi_w)^3 + 325,459(\Psi_w)^2 + 217,128 * (\Psi_w) + 211,043)}{((\Psi_w)^4 + 4227 * (\Psi_w)^3 + 97,839 * (\Psi_w)^2 + 135,294 * (\Psi_w) + 69,175)}$
	h/b=4	$kw = \frac{(0,1336 * (\Psi_w)^3 + 11,49(\Psi_w)^2 + 29,25 * (\Psi_w) + 21,23)}{((\Psi_w)^3 + 3,49 * (\Psi_w)^2 + 4,258 * (\Psi_w) + 1,848)}$
M _{xx} +M _{zz}	h/b=1	$kw = \frac{(-0,008 * (\Psi_w)^3 + 1,634 * (\Psi_w)^2 + 0,031 * (\Psi_w) + 11,27)}{((\Psi_w)^2 + 0,017 * (\Psi_w) + 1,604)}$
	h/b=2	$kw = \frac{(-3,78 * (\Psi_w)^3 + 4,423(\Psi_w)^2 + 8,385 * (\Psi_w) + 5,617)}{((\Psi_w)^2 + 1,237 * (\Psi_w) + 0,522)}$
	h/b=3	$kw = \frac{(0,347 * (\Psi_w)^3 + 0,081(\Psi_w)^2 + 10,51 * (\Psi_w) + 17,1)}{((\Psi_w)^2 + 2,36 * (\Psi_w) + 1,512)}$
	h/b=4	$kw = \frac{(1,9 * (\Psi_w)^4 - 4,373 * (\Psi_w)^3 + 5,454(\Psi_w)^2 + 5,114 * (\Psi_w) + 23,77)}{((\Psi_w)^2 + 2,346 * (\Psi_w) + 2,05)}$

4.5. Conclusion

Ce chapitre traite de la détermination du coefficient critique de flambement local pour une large gamme de profilés octogonaux irréguliers (IOCTHS) à parois minces soumis à des combinaisons de charge axiale, de flexion autour de l'axe principal et de flexion autour de l'axe secondaire. Le calcul de la charge critique minimale de flambement local a été effectué à l'aide d'outils numériques tels que CUFSM qui prennent explicitement en compte l'interaction entre la section transversale et la paroi. Cet outil adopte la méthode des bandes finies contrainte. Les résultats ont montré que. Cette simplification a permis d'effectuer des analyses en ne considérant que (i) la distribution des contraintes normales dans la section et (ii) le rapport hw/bf .

Les résultats obtenus avec le modèle proposé concordent très bien avec ceux disponibles dans la littérature pour la compression axiale, la flexion autour de l'axe principal ou la flexion autour de l'axe secondaire.

Pour chaque cas, des abaques et des formules analytiques approchées obtenues par des techniques d'ajustement de courbes ont été présentés.

Conclusion générale

Conclusion générale

Ce travail de fin d'étude a porté sur l'analyse de l'influence des paramètres géométriques sur le comportement au voilement local des sections creuses octogonales irrégulières en acier formé à froid (IOCTHS), soumises à différentes sollicitations, à savoir la compression simple, la flexion uniaxiale autour des axes principal et secondaire, ainsi que les sollicitations combinées. L'objectif principal était de mieux comprendre l'effet de la géométrie de la section sur la stabilité locale et sur les coefficients de voilement, qui constituent des paramètres essentiels pour le dimensionnement de ce type de profilés minces.

L'étude réalisée à l'aide de la méthode des bandes finies et la méthode des bandes finies contrainte, via le logiciel CUFSM, a permis d'identifier les charges critiques de voilement local et d'évaluer l'influence des principaux paramètres géométriques tels que les dimensions caractéristiques de la section, le rapport largeur/épaisseur des parois et le degré d'irrégularité de l'octogone. Les résultats obtenus montrent que la géométrie de la section influence significativement la résistance au voilement local. En particulier, l'augmentation du rapport largeur/épaisseur entraîne une diminution de la rigidité des parois et une réduction des contraintes critiques de voilement, rendant la section plus sensible à l'instabilité locale.

L'analyse des différentes configurations de chargement a également mis en évidence que la nature de la sollicitation modifie considérablement la distribution des contraintes dans la section et, par conséquent, les valeurs des coefficients de voilement. Les cas de flexion et de sollicitations combinées présentent des comportements plus complexes que la compression simple, en raison de l'interaction entre les zones comprimées et les zones tendues de la section. Les résultats ont montré que certains paramètres géométriques peuvent améliorer ou dégrader la stabilité locale selon le type de chargement appliqué.

Par ailleurs, cette étude confirme l'intérêt des sections octogonales irrégulières comme alternative aux sections conventionnelles, grâce à leur capacité à offrir une meilleure répartition des contraintes et des caractéristiques mécaniques avantageuses. Toutefois, leur comportement au voilement demeure fortement dépendant de leur configuration géométrique, ce qui nécessite une évaluation rigoureuse lors de la phase de conception.

En conclusion, les résultats obtenus contribuent à une meilleure compréhension du comportement structurel des sections IOCTHS formées à froid et constituent une base pratique pour le dimensionnement de ces profils innovants.

Des travaux futurs porteront sur l'étude de l'influence d'autres paramètres susceptibles d'affecter le comportement au flambement, tels que les rayons de courbure des angles, les imperfections géométriques, les contraintes résiduelles, la limite d'élasticité du matériau ainsi que l'effet de la température. L'analyse systématique de ces paramètres constitue une perspective de recherche importante et permettra d'approfondir la compréhension du comportement au flambement de ces sections.

Bibliographie

- [1] D.Dubina, V.Ungureanu, & R.Landolfo, Design of cold-formed steel structures. ECCS – European Convention for Constructional Steelwork., (2012).

- [2] C.Yu, Recent Trends in Cold-Formed Steel Construction, (Elsevier, Ed.). Matthew Deans, (2016).

- [3] M.Djafour, Etude de la Stabilité Distorsionnelle des Profils en Acier Formés à Froid, Université de tlemcen, (2007).

- [4] M.Djelil, Décomposition modale des phénomènes d'instabilité des profils en acier formés à froid par la méthode des splines bandes finies, Université Abou-Bekr BELKAID – Tlemcen, (2019).

- [5] R.Gonçalves,& D.Camotim, Buckling behaviour of thin-walled regular polygonal tubes subjected to bending or torsion. Thin-Walled Structures., (2013a), p. 185–197.

- [6] R.Gonçalves, & D.Camotim, Buckling behaviour of thin-walled regular polygonal tubes subjected to bending or torsion. Thin-Walled Structures., (2013c), p. 191-205.

- [7] R.Gonçalves, & D.Camotim, Buckling behaviour of thin-walled regular polygonal tubes subjected to bending or torsion. Thin-Walled Structures., (2013b), p. 35-45.

- [8] Liu, J. zhi, Fang, H. & Chan, T. M. Experimental and numerical investigations on stub column behaviour of cold-formed high strength steel irregular octagonal hollow sections. Thin-Walled Structures. (2022a).

- [9] Liu, J. zhi, Fang, H. &. Chan, T. M. Experimental and numerical investigations on stub column behaviour of cold-formed high strength steel irregular octagonal hollow sections. *Thin-Walled Structures*. (2022b).
- [10] M.Djelil, H.Bouazza, N.Djafour, &. M.Matallah, Buckling behaviour of cold-formed irregular octagonal tubular members under compression and bending. *Journal of Constructional Steel Research*, 244(PB), 110482., (2026).
- [11] L.Vieira, R.Gonçalves, & D.Camotim, On the local buckling of RHS members under axial force and biaxial bending, Universidade de Lisboa, Av. Rovisco Pais, 1049-001 Lisboa, Portugal, (2018).
- [12] L.Vieira, R.Gonçalves, & D.Camotim, On the influence of the rounded corners on the local stability of RHS members under axial force and biaxial bending. *Thin Walled Structures*., (2019).
- [13] CEN, “Eurocode 3, EN 1993-1-3, General rules, Supplementary Rules for Cold-formed Members and Sheeting, (2006).
- [14] AISI, “North American Specification (NAS) for the Design of Cold-formed Steel Structural Members (AISI-S100),”, (2007).
- [15] D.Dubina, and V.Ungureanu, Effect of imperfections on numerical simulation on instability behaviour of cold formed steel members, *thin walled structures vol 40*, (2002).
- [16] B.W.Shafer, and T.Peköz. “Direct Strength Prediction of Cold-Formed Steel Members using Numerical Elastic Buckling Solutions,” in *Fourteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, (1998). p 69-76.

- [17] S. Ádány, and B.W.Shafer. Buckling mode decomposition of single-branched open cross-section members via finite strip method: Derivation, Thin-Walled Struct., vol. 44, (2006), p. 563-584.
- [18] S.Ádány, and B.W.Shafer. Buckling mode decomposition of single-branched open cross-section members via finite strip method: Application and examples, Thin-Walled Struct., vol. 44, (2006).p585-600.
- [19] S. Ádány, Buckling mode decomposition of single-branched open cross-section members via finite strip method: Application and examples, Thin-Walled Struct., vol. 44, (2006).
- [20] . Z. Li, J.C.Batista Abreu, J.Leng, S. Ádány, and B.W.Shafer, "Review: Constrained finite strip method developments and applications in cold-formed steel design, Thin-Walled Struct., vol. 81, p2-18, (2014).