

Table des matières

Notations.....	vi
Liste des tableaux.....	viii
Listes des figures.....	ix
ملخص.....	xi
Abstract.....	xii
Résumé.....	xiii
Introduction Générale.....	xiv
Introduction.....	xiv
Plan du mémoire.....	xv
Chapitre 1	
Présentation des éléments en acier formés à froid.....	1
1.1 Introduction.....	1
1.2 Technologies de fabrication.....	1
1.2.1 Le profilage.....	2
1.2.2 Le pliage.....	2
1.3 Avantages des éléments formés à froid.....	4
1.4 Les types de profilés.....	5
1.5 Les modes d'instabilité.....	7
1.5.1 L'instabilité locale ou voilement.....	8
1.5.2 Le flambement distorsionnel.....	8
1.5.3 Le flambement global.....	8
1.6 Conclusion.....	9
Chapitre 2	
Les méthodes de calcul la contrainte nominale.....	9
2.1 Introduction.....	9
2.2 Le concept de la largeur efficace.....	9
2.3 La méthode de la force directe (DSM).....	12

2.3.1	Présentation	12
2.3.2	Les avantages de la DSM (2)	12
2.3.3	Les conditions d'applicabilité de la DSM (7)	13
2.4	Codes et normes de conception	15
2.4.1	Les normes de conception AISI	15
2.4.2	L'Eurocode	16
2.5	Conclusion	17

Chapitre 3

Présentation des méthodes de calcul de la contrainte nominale	18	
3.1	Introduction	18
3.2	Calcul de la contrainte nominale par l'Eurocode[2].	18
3.2.1	Elément soumis à la flexion	19
3.2.1.1	Vérification des proportions géométriques de la section brute	19
3.2.1.2	Calcul de la section efficace	20
3.2.1.3	Propriétés de la section efficace	24
3.2.1.3	Moment fléchissant	25
3.2.2	Elément soumis à la compression	26
3.2.2.1	Vérification des proportions géométriques	26
3.2.2.2	Calcul de la section efficace	27
3.2.2.3	Compression axial	34
3.3	Calcul la contrainte nominale par la méthode de la force dircte DSM(direct strength method)	35
3.3.1	Cas de la flexion	35
3.3.1.1	Le mode local	35
3.3.1.1	Le mode distorsionnel	35
3.3.1.2	Le mode global	36
3.3.2	Cas de la compression	36
3.3.2.1	Mode local	37
3.3.2.2	Mode distorsionnel	37
3.3.2.3	Mode global	37

3.4 conclusion	38
Chapitre 4	
Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes	39
4.1 Introduction	39
4.2 Calcul de la contrainte nominale pour les sections en Cen utilisant l’Eurocode.....	39
4.3 Calcul de la contrainte nominale pour les sections en C par la méthode de la résistance directe (AISI).	45
4.4 Interprétation.....	50
5.4 Conclusion.....	56
Conclusion générale	57
Bibliographie	59

Notations

Les principales notations utilisées sont présentées ci-dessous

b_{eff} : la largeur efficace

A_{br} : Aire de la section brute

A_{ff} : Aire efficace de la section transversale

F_y : la limite d'élasticité de l'acier

M_c, R_d : Moment résistant

$\bar{\lambda}_p$: L'élancement réduit

ρ : Coefficient de réduction

w_{eff_y} : Module de résistance

k_σ : Coefficient de voilement

I_{eff} : Moment d'inertie

M_{ne} : La résistance nominale à la flexion du mode global

M_{nl} : la résistance nominale pour le voilement

M_{nd} : La résistance nominale pour le mode distorsionnel

F_{cr} : Facteur de charge

M_{crl} : Le moment critique du mode local

M_{cra} : Le moment critique du mode distorsionnel

M_{cre} : Le moment critique du mode global

P_{ne} : la charge nominale du mode global

P_{nd} : La charge nominale du mode distorcionnel

P_{nl} : La charge nominale du mode local

P_{crl} : La charge critique du mode local

P_{crd} La charge critique du mode distorcionnel

P_{cre} : La charge critique du mode global

Liste des tableaux

Tableau 2.1 : Les conditions d'application de la DSM dans le cas des poteaux	14
Tableau 2.2 : Les conditions d'application de la DSM dans le cas des poutres	15
Tableau 3.1 : parois comprimées sur les deux appuis	33
Tableau 3.2 : parois comprimées en console	34
Tableau 4.1 : Dimensions des sections utilisées	41
Tableau 4.2 : Caractéristiques efficace des sections transversales	42
Tableau 4.3 : Contraintes nominales	43
Tableau 4.4 : Calcul des contraintes nominales en fonction de l'épaisseur t	44
Tableau 4.5 : Contrainte nominale de compression	47
Tableau 4.6 : Contrainte nominales de flexion	48
Tableau 4.7 : Contrainte nominale d'une section en C pour différentes valeurs de l'épaisseur.	49
Tableau 4.8 : La différence entre les contraintes nominales de compression	51
Tableau 4.9 : La différence entre les contraintes nominales de flexion	53
Tableau 4.10 : Contrainte nominale de compression d'une section en C pour différentes valeurs de l'épaisseur calculé par les deux règlements « AIS »et « L'Eurocode ».	54
Tableau 4.11 : Contrainte nominale de flexion d'une section en C pour différentes valeurs de l'épaisseur calculé par les deux règlements « AIS »et « L'Eurocode ».	56

Listes des figures

Figure 1.1 : Le profilage.	2
Figure 1.2 : Le pliage.	3
Figure 1.3 : Une presse plieuse.	3
Figure 1.4 : Formes de profilés laminés à froid.	4
Figure 1.5 : Les différents types de tôles minces laminés à froid.	5
Figure 1.6 : Formes typiques de raidisseurs pour profilés et plaques formés à froid.	5
Figure 1.7 : Raidisseurs de bord typiques.	6
Figure 1.8 : Raidisseurs longitudinaux intermédiaires typiques .	6
Figure 1.9 : Les trois modes d'instabilité.	7
Figure 2.1 : Evolution de la distribution des contraintes lors. du chargement d'un élément raidi.	10
Figure 2.2 : Largeur efficace d'un élément plan raidi Uniformément comprimé .	10
Figure 2.3 : Largeurs efficaces de section en C fléchie et comprimée (Les parties noircie sont inefficace).	11
Figure 3.1 : Section en c .	19
Figure 3.2 : Partie efficace de la section .	25
Figure 4.1 : Calcul de la force en fonction de (t).	44
Figure 4.2 : Calcul du moment en fonction de (t) .	45

Figure 4.3 : Analyse au flambement élastique.	46
Figure 4.4 : Contrainte nominale de compression en fonction de L'épaisseur.	
Figure 4.5 : Contrainte nominale de flexion en fonction de l'épaisseur .	50
Figure 4.6 : Représentation graphique de la contrainte nominale selon Les 2 méthodes en fonction du (t) .cas de flexion .	55
Figure 4.7 : Représentation graphique de la contrainte nominale selon Les 2 méthodes en fonction du (t) .cas de compression.	55

ملخص

المقاطع المشكلة على البار د شهدت نموًا كبيرًا في الخمسين سنة الأخيرة وهي تستعمل في مختلف مجالات البناء. تتميز المقاطع المشكلة على البار د بالمقاومة وخفة الوزن والتنوع وعدم الاحتراق ويمكن أن تشكل بها أشكال متعددة بأسعار منخفضة المشكل الوحيد الذي يمكن أن نواجهه في استعمالنا لهذا المتوج هو عدم الاستقرار. الهدف من هذا العمل هو حساب العزم و المقاومة بواسطة العرض الفعال وطريقة القوة المباشرة

ولتسهيل الحسابات

استعملنا البرنامج و في الأخير قمنا بمقارنة بين النتائج

كلمات مفتاحية

DSM,L'Eurocode المقاطع المشكلة على البار د العزم و المقاومة النهائيين عدم الاستقرار

Abstract

Cold-formed steel profiles have grown significantly over the past fifty years and are currently used in various forms in several construction projects. Their light weight resistance, variety, non-combustibility and ease of production have convinced engineers, builders and manufacturers of construction products that cold-formed steel profiles can produce an approved function and a great aesthetic for several applications to A low price. The problems associated with thin-walled constructions essentially stem from the phenomenon of instability. The purpose of this work is to compute the nominal constraint by the effective width and the direct force method. We used in this last method CUFSM software which is facilitated for us the computation, and we ended up with a comparison between the results Of the two methods.

Keywords

Cold formed, rated load ,buckling mode , DSM,L'Eurocode

Résumé

Les profils en acier formés à froid ont connu une croissance significative durant les cinquante dernières années et sont utilisés actuellement sous diverses formes dans plusieurs projets de construction. Leur résistance poids léger, variété, non combustibilité et la facilité de production, ont convaincu les ingénieurs, les constructeurs et les manufacturiers des produits de construction que les profils en acier formés à froid peuvent produire une fonction approuvée et un grand esthétisme pour plusieurs applications à un prix bas. Les problèmes associés aux constructions à parois minces découlent essentiellement du phénomène d'instabilité. Le but de ce travail est de calculer la contrainte nominale par la largeur efficace et la méthode des forces directes. Nous avons utilisé dans cette dernière méthode le logiciel CUFEM. Ce qui est facilité pour nous les calculs, et on a terminé par une comparaison entre les résultats des deux méthodes.

Les mots clés

Profils formés à froid, contrainte nominale, mode d'instabilité, DSM, L'Eurocode

Introduction Générale

Introduction

L'effort de recherche entrepris depuis les années 40 dans le domaine des profils formés à froid a permis une utilisation chaque année plus importante de ce type d'élément dans la construction métallique. Cette expansion remarquable de l'utilisation des profils formés à froid, par rapport aux profils réalisés par laminage à chaud, est à associer aux nombreux avantages qu'ils possèdent par rapport à ces derniers. Par exemple, leur mode de fabrication, par profilage ou par pliage, permet la conception d'une très grande variété de formes, soit de sections, soit de tôles profilées. Cette facilité de produire des formes complexes permet non seulement une parfaite adéquation de la forme du profil à sa fonction, mais aussi l'obtention de sections plus résistantes du point de vue structural qui sont, en même temps, plus légères avec une moindre consommation de matériau. Cette légèreté entraîne aussi d'autres importants avantages comme les facilités de manutention, de transport et de montage, ce qui rend leur utilisation plus économique. Mis à part les avantages cités jusqu'ici, il y en a d'autres comme la possibilité d'effectuer diverses opérations secondaires en même temps que le formage telles que le perçage, le grugeage et la mise en peinture et la possibilité de fabrication à partir de feuillards déjà galvanisés, ce qui peut dispenser, en partie, des traitements spéciaux de la surface du profil afin de le protéger contre la corrosion, spécialement dans le cas des tôles minces. Les éléments de structures, poutres et poteaux, formés à froid, lorsqu'ils sont totalement ou partiellement comprimés, peuvent présenter trois modes d'instabilité: locale, distorsionnel ou globale. (5). Pour résoudre les problèmes d'instabilités les règlements de la construction métallique offre des méthodes réglementaires. La méthode la plus connue est la méthode de la largeur efficace mais elle devient complexe lorsque nous avons des formes complexes. Pour remédier à ces problèmes, une nouvelle méthode a été développée par Schaefer et Peköz (1998a), appelée la force directe Méthode (DSM). L'objectif de notre travail est de présenter ces deux méthodes, de les utiliser pour différentes sections en C afin de calculer les contraintes nominales. A partir des résultats obtenus dresser une étude comparative pour faire ressortir les avantages et les inconvénients de chacune des deux méthodes.

Plan du mémoire

Pour atteindre les objectifs que nous avons fixé, nous avons organisé notre mémoire en cinq chapitres.

Le premier est une présentation des technologies de fabrication pour les éléments en acier formés à froid ainsi que leurs avantages et leurs formes. Nous avons fini ce chapitre par les définitions des différents modes d'instabilités à savoir le mode local ou voilement, le mode distorsionnel et le mode global.

Nous avons consacré le deuxième chapitre à la présentation du concept de la largeur efficace qui représente la base des codes de dimensionnement des éléments en acier formé à froid et à la nouvelle méthode de dimensionnement et qui est la méthode de la force directe. Nous avons ensuite dressé un historique des deux codes, américain (AISI), et européen (Eurocode partie 1-3).

Pour clarifier comment calculer la contrainte nominale avec les méthodes exposées précédemment nous avons résumé toutes les équations dans les chapitres trois et quatre.

Le dernier chapitre établit le travail réalisé en premier lieu à savoir l'élaboration d'un code de calcul sur Excel qui utilise la méthode de la largeur efficace pour le calcul de la contrainte nominale pour des sections en C. Ensuite nous avons calculé pour les mêmes sections la contrainte nominale par la méthode de la force directe. Les résultats obtenus ont été comparés.

Pour clôturer nous terminons notre travail par une conclusion.

Chapitre 1

Présentation des éléments en acier formés à froid

1.1 Introduction

Depuis les dernières décennies, les éléments en acier formés à froid sont largement utilisés dans le domaine de la construction métallique. La facilité de leur fabrication permet de produire une grande variété de formes et l'utilisation d'aciers à haute résistance rend les rapports largeur-épaisseurs des parois relativement grands (6). L'utilisation de matériaux de construction en acier formés à froid est devenue de plus en plus populaire depuis l'introduction des normes codifiées en 1946. Dans l'industrie de la construction, des éléments structurels et non structurels sont créés à partir de tôles d'acier de minces épaisseurs. Ces éléments englobent des colonnes, des poutres, des solives, des talons, des planchers, des sections bâties et d'autres composants. La fabrication de produits en acier formés à froid se fait à température ambiante par laminage ou par pressage.

Dans ce chapitre nous allons commencer par présenter brièvement la technologie de fabrication de ce type d'éléments de construction

1.2 Technologies de fabrication

Les éléments de structure en acier formés à froid sont constitués de tôle d'acier et leur forme finale est obtenue soit par pliage à la presse des flans découpés à partir des tôles ou bobines, soit comme c'est le cas plus fréquemment par profilage au travers d'une série de galets(8).

1.2.1 Le profilage

Le profilage consiste à faire passer une bande d'acier en continu à travers une série de rouleaux opposés pour déformer progressivement l'acier afin d'obtenir la forme souhaitée.

Chaque paire de rouleaux produit une quantité fixe de déformations dans une séquence du type représenté sur la figure 1-1.

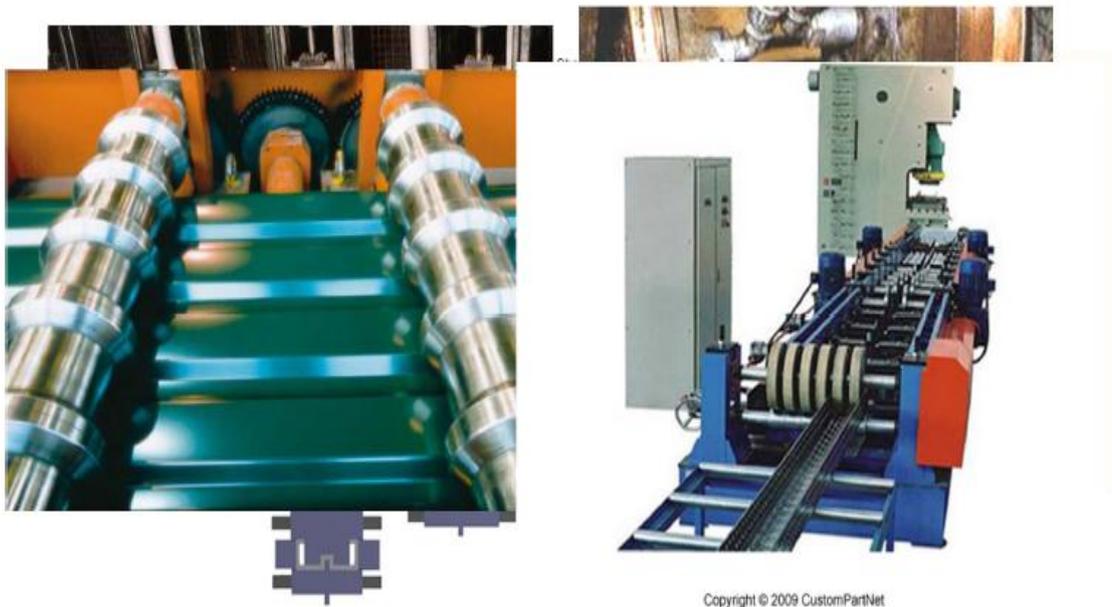


Figure 1-1 : le profilage

1.2.2 Le pliage

Le pliage est le procédé le plus simple, il consiste à faire plier la tôle découpée en dimensions bien précises pour obtenir la forme désirée et ceci après l'avoir placée entre les mors d'une plieuse comme montrée par la figure 1-2. On peut donc réaliser tous types de sections de profilés qu'on peut imaginer.

Dans la fabrication d'un profilé par pliage, les efforts appliqués à l'élément se concentrent dans ses coins arrondis, c'est cela qui donne la particularité, du point de vue comportement, à ces profilés formés à froid.

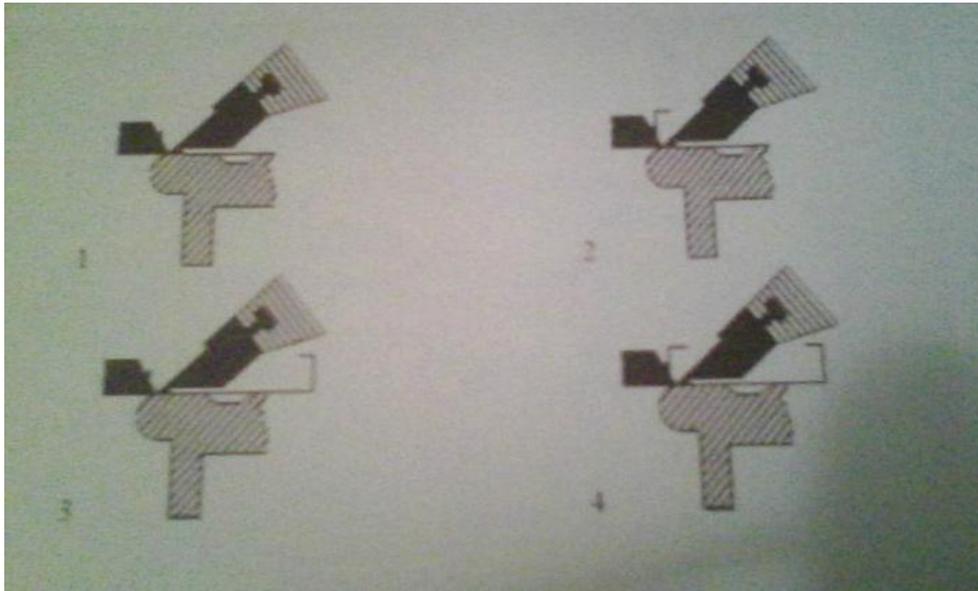


Figure1-2 : le pliage

La presse plieuse est largement utilisée, ce processus peut produire une plus grande variété de formes en coupe transversale. La mise en place d'une presse plieuse typique est illustré dans la figure 1-3, Ce procédé présente également des limitations sur la géométrie des profilés qui peuvent être formés et, sur les longueurs des éléments qui peuvent être produits.

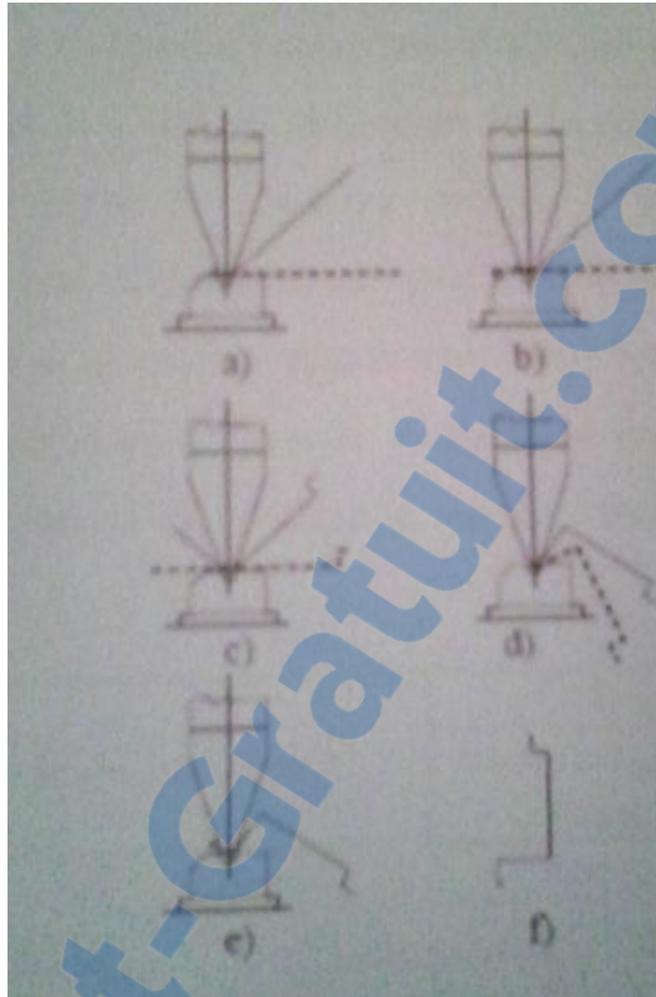


Figure1-3 : une presse plieuse

1.3 Avantages des éléments formés à froid

Par rapport aux profils laminés à chaud, les éléments formés à froid présentent plusieurs avantages comme, on peut citer :

- La facilité de produire des formes complexes et d'atteindre ainsi une parfaite adéquation de la forme du profil à sa section ;
- Leur légèreté qui facilite la manutention, le transport et le montage, ils sont donc, plus économique ;
- Diverses opérations secondaires telles que le perçage, le grugeage, le marquage ou la mise en peinture peuvent être réalisés en même temps que le formage.

1.4 Les types de profilés.

Les produits formés à froid sont utilisés dans la construction comme : (9)

- Profilés de type section, on peut citer les sections en U, en C et en I. Ces profilés servent dans la construction comme élément structuraux (poteaux, poutres). Leur association permet d'obtenir des formes variées de profilés tel qu'illustré par la figure 1-4.
- Profilés de type tôle dont la section est trapézoïdale ondulée. Ils servent à la couverture ou au bardage et parfois même au coffrage. Ils sont montrés par la figure 1-5.

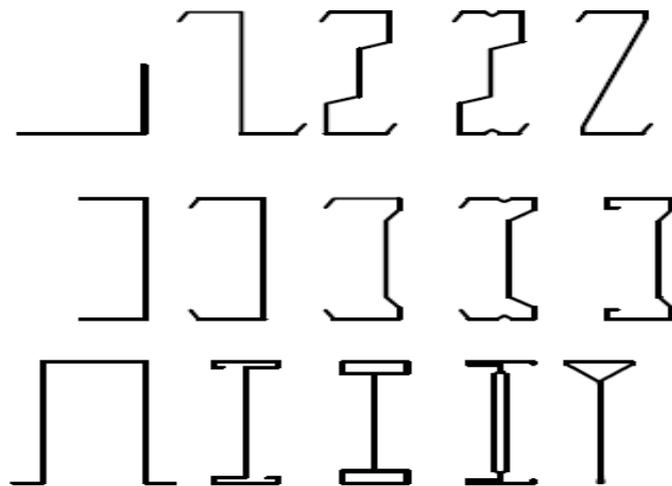


Figure 1-4 :formes de profilés laminés à froid

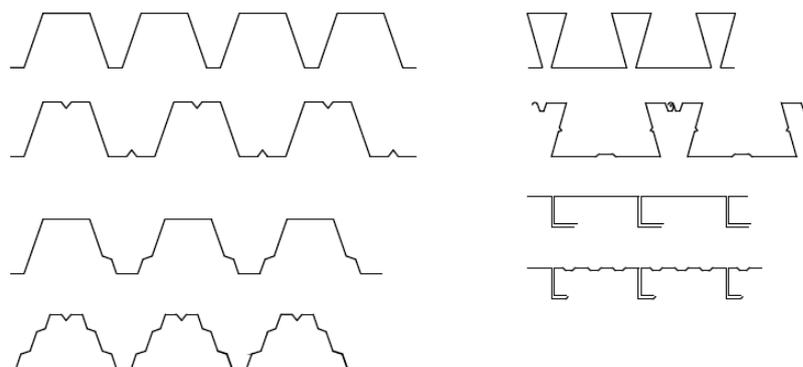


Figure 1-5 : les différents types de tôles minces laminés à froid

Les parois (âme ou semelles) des sections transversales de profilés et plaques formés à froid peuvent comporter des raidisseurs longitudinaux. Les formes typiques de raidisseurs destinées aux profilés et plaques formés à froid comprennent : Des plis tels que montrés par la figure 1-6(a) ; Des nervures intermédiaires de la figure 1-6(b) et des profilés rapportés par boulonnage, rivetage ou soudage, montrés par la figure 1.6(c).

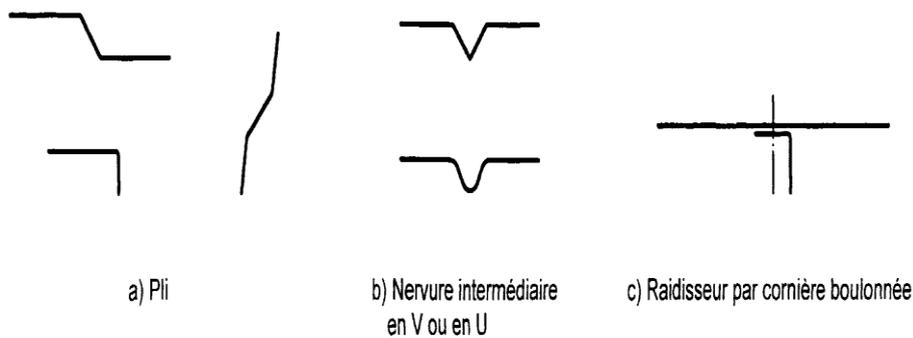


Figure1-6 : Formes typiques de raidisseurs pour profilés et plaques formés à froid

Les raidisseurs longitudinaux de semelles peuvent être soit des raidisseurs de bord, soit des raidisseurs intermédiaires.

Les raidisseurs de bord typiques comprennent :

- Les raidisseurs de bord à pli simple ou à bord tombé, voir figure 1-7(a) ;
- Les raidisseurs de bord à double plis, voir figure 1-7(b).



Les raidisseurs longitudinaux intermédiaires typiques sont illustrés comme suit :

- Pour les semelles , voir figure1-8 (a) ;
- Pour l'âme , voir la figure1.8 (b) .

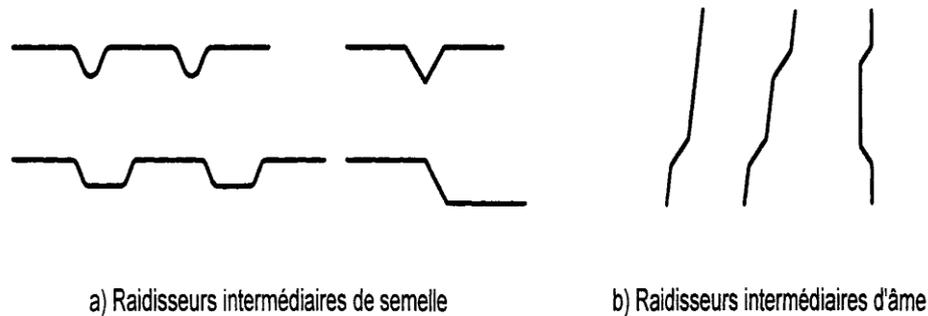


Figure1-8 : Raidisseurs longitudinaux intermédiaires typiques.

1.5 Les modes d'instabilité

Malgré les nombreux avantages que les profils formés à froid apportent à la construction métallique, les formes parfois complexes des sections et la minceur des parois exigent du projeteur une connaissance plus approfondie de leur comportement structural que celle requise en construction métallique traditionnelle. Les profilés formés à froid, qui sont généralement composés de plaques minces, ont un comportement très différent de celui des profilés formés à chaud. La minceur des parois peut, en effet, provoquer un voilement des plaques et une interaction entre ces modes d'instabilité.

Les profilés formés à froid comprimés et/ou fléchis peuvent subir trois types d'instabilité de base : **Locale**, **Globale** ou **distorsionnelle**, comme montré dans la figure1-6.

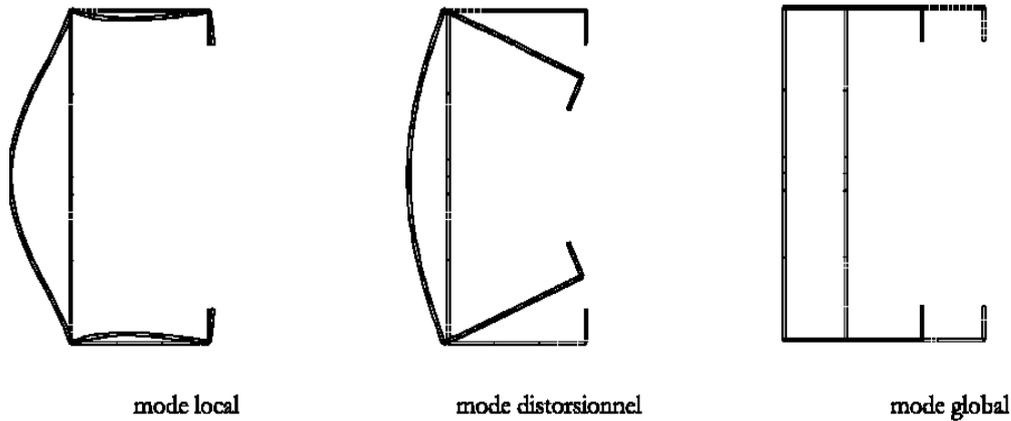


Figure1-9 :les trois modes d'instabilité

1.5.1 L'instabilité locale ou voilement.

Ce mode d'instabilité présente une distorsion significative de la section transversale, mais cette distorsion inclut seulement la rotation, et non la translation, sur les lignes de pliage internes (par exemple les coins) d'un élément. La demi-longueur d'onde du mode de flambement local doit être inférieure ou égale à la plus grande dimension de l'élément sous des contraintes de compression.

1.5.2 Le flambement distorsionnel

Il se manifeste également par une distorsion significative de la section transversale, mais cette distorsion comprend la rotation et la translation à une ou plusieurs lignes de pliage interne d'un élément. La demi-longueur d'onde dépend de la charge et de la géométrie, et se situe entre le mode local et le mode global.

1.5.3 Le flambement global

C'est un mode non périodique qui couvre toute la longueur du poteau ou de la poutre. Il peut prendre la forme d'une instabilité par flexion, par torsion, ou par flexion et torsion. La forme de la section transversale de l'élément de structure reste inchangée et se déplace comme un corps rigide en translation et/ou en rotation sans subir de déformations.

1.6 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté brièvement les profilés en acier formé à froid, ainsi que leurs procédés de fabrication. Ce type d'élément présente trois (3) modes d'instabilité qui doivent impérativement être pris en considération dans leurs dimensionnements. Deux méthodes sont officiellement disponibles dans les règles de dimensionnement à travers le monde. la méthode de la largeur efficace et la méthode de la force directe (DSM). Dans le chapitre suivant nous allons présenter ces méthodes de calcul de la contrainte nominale de ce type d'éléments.

Chapitre 2

Les méthodes de calcul la contrainte nominale.

2.1 Introduction

Dans ce chapitre nous allons présenter deux méthodes de calcul de la contrainte nominale, la première méthode est la méthode de la force directe (DSM direct strength method) avec ses conditions et ses avantages et la seconde est la méthode de la largeur efficace avec une présentation des normes de conception.

2.2 Le concept de la largeur efficace

Du moment que les épaisseurs des parois formant les éléments structuraux en acier formé à froid (AFF) sont petites devant leurs largeurs, les phénomènes d'instabilité et le comportement postcritique sont deux paramètres principaux dans le calcul de la charge de ruine de ces éléments structuraux. À la différence des produits laminés à chaud, les éléments de structures en AFF flambent normalement avant la plastification de leur section. De plus, les éléments comprimés en AFF ne s'effondrent pas quand la contrainte d'instabilité est atteinte. Une charge additionnelle peut être supportée par l'élément après l'instabilité, suite à une redistribution des contraintes. Ce phénomène, dénommé réserve postcritique, est d'autant plus prononcé que l'élancement est élevé. Pour l'élément plan raidi uniformément comprimé de la figure 2-1 le schéma montre une idéalisation de la distribution de la contrainte longitudinale pendant les étapes consécutives du chargement. La contrainte est uniformément distribuée au début de la mise en charge. Lorsque la contrainte appliquée approche de la contrainte critique, la distribution des contraintes n'est plus uniforme, et la contrainte maximum augmente au-delà de la contrainte d'instabilité

jusqu'à ce qu'elle atteigne la limite d'élasticité, on considère alors qu'il y a ruine de l'élément. Cette idéalisation ignore les variations longitudinales de la contrainte mais cible le comportement moyen de la contrainte membranaire. Le comportement post-critique élastique d'une paroi mince peut être analysé en utilisant la théorie des grands déplacements, mais le résultat est généralement trop complexe pour être appliqué dans la pratique. Par conséquent le concept de largeur efficace présenté par von Karman, Sechler, et Donnell en 1932 (von Karman et al, 1932) et modifié plus tard par Winter (1947), est devenu la base des méthodes de calcul des éléments structuraux en AFF de la première version des règles AISI en 1946 jusqu'aux dernières versions des règlements les plus importants (AISI/NAS, 2004a; CEN/EC3, 1996; AS/NZS 4600, 1996).

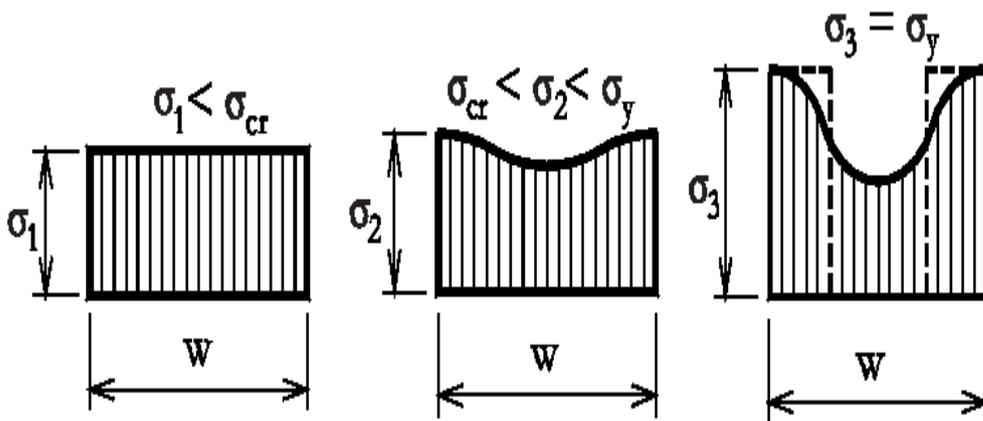


Figure 2.1 : Evolution de la distribution des contraintes lors du chargement d'un élément raidi

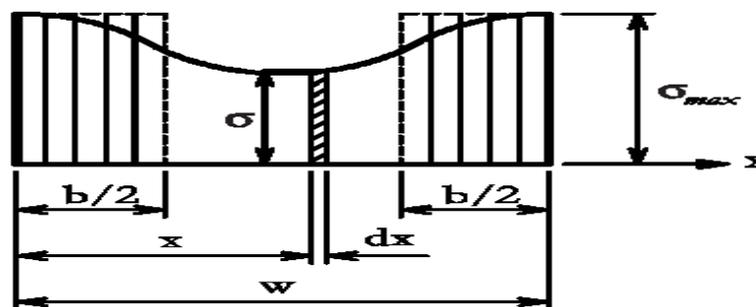


Figure 2.2 : Largeur efficace d'un élément plan raidi uniformément comprimé

Dans l'approche de la largeur efficace au lieu de considérer la distribution non uniforme de la contrainte à travers la largeur de l'élément on suppose que toute la charge est

supportée par une largeur fictive b qui est soumise à une contrainte uniformément distribuée σ_{max} égale à la contrainte au bord de la plaque, comme représentée dans la figure 2-2. Le calcul de la force post critique d'un élément plan raidi est ainsi simplifié et se ramène à déterminer la largeur efficace b . Les formules de base ont été développées sous la conduite du professeur George Winter à l'université de Cornell au début des années 40 et sont maintenant connues simplement en tant qu'« équations de Winter ». Ces équations sont apparues dans les premières règles de calcul des éléments structuraux en AFF et elles demeurent d'actualité.

Pour la section en C de la figure 2.3 la largeur efficace doit être déterminée pour chaque partie en compression et alors la charge ultime de la section peut être obtenue en supposant que la charge n'est reprise que par les secteurs efficaces

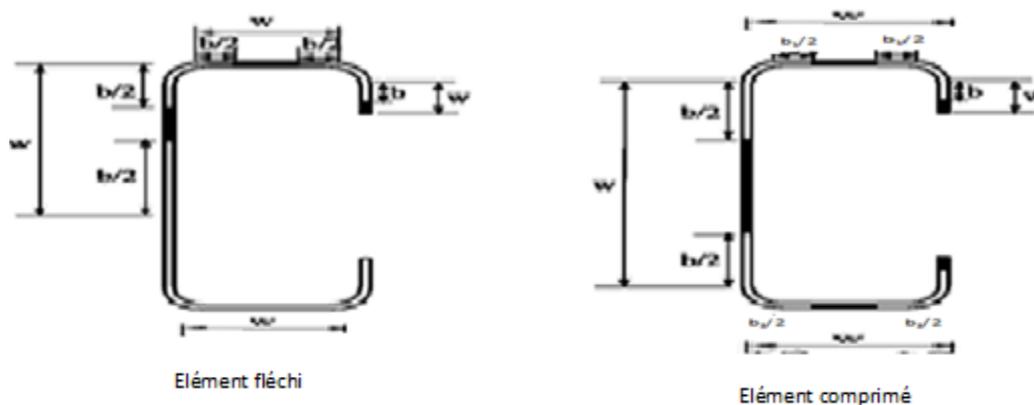


Figure 2.3 : Largeurs efficaces de section en C fléchie et comprimée (les parties noircies sont inefficaces)

2.3 La méthode de la force directe (DSM)

2.3.1 Présentation

Lorsque les sections deviennent plus complexes et optimisées, avec des bords supplémentaires et/ou des raidisseurs, le calcul de la largeur efficace devient extrêmement compliqué et long, et l'interaction qui existe entre les éléments (par exemple âme/semelle et semelle/raidisseur) est généralement ignorée. Pour remédier à ces problèmes, une nouvelle méthode a été développée par Schaefer et Peköz (1998a), appelée la méthode de la force directe (DSM). La nouvelle méthode évite les calculs des largeurs/sections efficaces et utilise des courbes de résistance pour tout le profilé. Des solutions de flambement élastiques pour le profilé sont employées plutôt que les solutions traditionnelles pour chaque paroi individuelle. Le développement de la méthode de la force directe est basé sur la même hypothèse que la méthode de la largeur effective, c'est-à-dire que la résistance ultime est une fonction des charges élastiques de flambement (F_{cr}) et de la limite d'élasticité f_y du matériau. La méthode de force directe utilise le flambement élastique pour toute la section transversale et propose des dispositions spécifiques pour le flambement local, distorsionnel et global pour des éléments en compression et en flexion.

2.3.2 Les avantages de la DSM (2)

Les utilisateurs de la spécification principale sont conscients de la complexité impliquée dans les calculs de conception actuels pour les éléments en acier formés à froid. Une nouvelle méthode de conception a été créée et vise à atténuer la complexité actuelle, à faciliter le calcul, à fournir une procédure de conception plus robuste et flexible, et à intégrer avec les méthodes numériques établies. Les avantages de la méthode de la force directe sont multiples, nous allons en citer ci-dessous les plus importants.

2.3.2.1 Améliorations de la conception quotidienne

- Pas de calcul des propriétés efficaces pour le calcul de la résistance.
- Aucun calcul d'élément.
- Pas d'itération pour les poutres

- Les propriétés brutes de la section sont utilisées pour les calculs de la résistance

2.3.2.2 Amélioration théorique

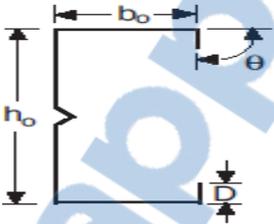
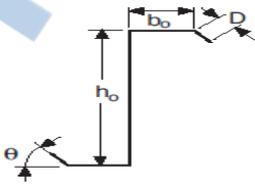
- L'interaction entre les différents éléments de la section transversale (âme/semelle ou semelle/raidisseur) dans le flambage local est prise en compte.
- Le flambement distorsionnel est explicitement traité dans le processus de conception.

2.3.2.4 Changements philosophiques

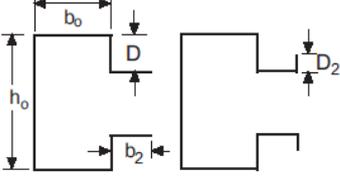
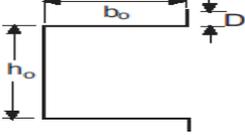
- Encourage l'optimisation des sections
- Fournit une base solide pour les extensions de l'analyse rationnelle
- Des possibilités d'application beaucoup plus large

2.3.3 Les conditions d'applicabilité de la DSM (7)

Comme chaque méthode de calcul en construction métallique il ya certaines conditions pour l'utiliser. Pour appliquer laméthode de la force directe (DSM) aux éléments structuraux poteaux et poutres les conditions mentionnées dans les tableaux (2,1).et (2.2) doivent être vérifiées.

	$h_o/t < 472$ $b_o/t < 159$ $4 < D/t < 33$ $0.7 < h_o/b_o < 5.0$ $0.05 < D/b_o < 0.41$ $\theta = 90^\circ$ $E/F_y > 340$ [$F_y < 86$ ksi (593 MPa or 6050 kg/cm ²)] $D_2/t < 34$ $D_2/D < 2$ $D_3/t < 34$ $D_3/D_2 < 1$
	$h_o/t < 489$ $b_o/t < 160$ $6 < D/t < 33$ $1.3 < h_o/b_o < 2.7$ $0.05 < D/b_o < 0.41$ $E/F_y > 340$ [$F_y < 86$ ksi (593 MPa or 6050 kg/cm ²)]

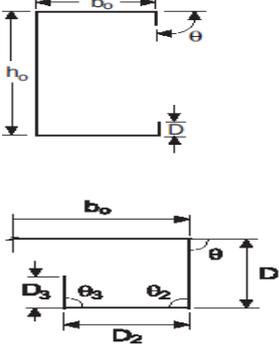
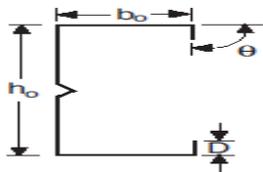
Chapitre 02 : [LES METHODES DE CALCUL LA CONTRAINTE NOMINALE]

	$h_o/t < 137$ $b_o/t < 56$ $0 < D/t < 36$ $1.5 < h_o/b_o < 2.7$ $0.00 < D/b_o < 0.73$ $\theta = 50^\circ$ $E/F_y > 590$ [$F_y < 50$ ksi (345 MPa or 3520 kg/cm ²)]
	$h_o/t < 50$ $b_o/t < 20$ $4 < D/t < 6$ $1.0 < h_o/b_o < 1.2$ $D/b_o = 0.13$ $E/F_y > 428$ [$F_y < 69$ ksi (476 MPa or 4850 kg/cm ²)]

T
a
b
l
e
a
u

(
2
.
1
)

les conditions d'application de la DSM dans le cas des poteaux

	$h_o/t < 321$ $b_o/t < 75$ $0 < D/t < 34$ $1.5 < h_o/b_o < 17.0$ $0 < D/b_o < 0.70$ $44^\circ < \theta < 90^\circ$ $E/F_y > 421$ [$F_y < 70$ ksi (483 MPa or 4920 kg/cm ²)] For C-sections with complex lips: $D_2/t < 34$ $D_2/D < 2$ $D_3/t < 34$ $D_3/D_2 < 1$
	$h_o/t < 358$ $b_o/t < 58$ $14 < D/t < 17$ $5.5 < h_o/b_o < 11.7$ $0.27 < D/b_o < 0.56$ $\theta = 90^\circ$ $E/F_y > 578$ [$F_y < 51$ ksi (352 MPa or 3590 kg/cm ²)]

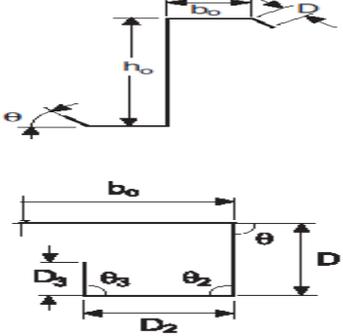
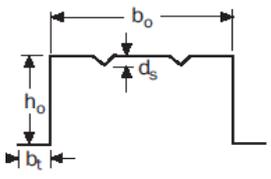
	$h_o/t < 183$ $b_o/t < 71$ $10 < D/t < 16$ $2.5 < h_o/b_o < 4.1$ $0.15 < D/b_o < 0.34$ $36^\circ < \theta < 90^\circ$ $E/F_y > 440$ [$F_y < 67$ ksi (462 MPa or 4710 kg/cm ²)] $D_2/t < 34$ $D_2/D < 2$ $D_3/t < 34$ $D_3/D_2 < 1$
	$h_o/t < 97$ $b_o/t < 467$ $0 < d_s/t < 26$ $0.14 < h_o/b_o < 0.87$ $0.88 < b_o/b_t < 5.4$ $0 < n \leq 4$ $E/F_y > 492$ [$F_y < 60$ ksi (414 MPa or 4220 kg/cm ²)]

Tableau (2.2) les conditions d'application de la DSM dans le cas des poutres

2.4 Codes et normes de conception

Les Etats-Unis, le Mexique et le Canada utilisent les spécifications nord-américaines pour la conception des éléments structuraux en acier formés à froid, numéro de document AISI S100-2007. Les États membres de l'Union européenne utilisent la section 1-3 de l'Eurocode 3 (EN 1993) pour la conception d'éléments en acier formés à froid. Les autres pays utilisent diverses spécifications de conception, dont beaucoup sont basées sur AISI S-100.

2.4.1 Les normes de conception AISI

Les normes de conception pour l'acier laminé à chaud ont été adoptées dans les années 30, mais ne s'appliquent pas aux sections formées à froid en raison de leurs parois d'acier relativement minces susceptibles de flamber. Les éléments en acier formés à froid maintiennent une épaisseur constante autour de leur section transversale, alors que les formes laminées à chaud présentent généralement des effilés ou des filets. L'acier formé à froid permettait des formes qui différaient considérablement des formes classiques laminées

à chaud. Le matériel était facilement réalisable; Il pourrait être déformé sous de nombreuses formes possibles. Même une petite modification de la géométrie a créé dés la première édition du cahier des charges nord-américain unifié a été préparée et émise en 2001, ainsi que des commentaires. Elle est applicable aux Etats-Unis, au Canada et au Mexique pour la conception des pièces de charpente en acier formées à froid. Cette édition du cahier des charges a été développée sur la base du cahier des charges de 1996 AISI avec le supplément 1999 (AISI, 1999) et la norme 1994 canadienne (CSA, 1994), qui est basée sur la conception d'état de limite (LSD), comme en Europe et l'Australie. Puisque le cahier des charges est destiné pour l'usage au Canada, au Mexique et aux Etats-Unis, il était nécessaire de développer un format qui faciliterait la remise de seules conditions dans chaque pays. Ceci a eu comme conséquence un format qui a contenu un document de base, les chapitres A au G, destiné à l'utilisation dans chacun des trois pays, et trois annexes particulières de pays, l'annexe A pour les Etats-Unis, l'annexe B pour le Canada, et l'annexe C relative au Mexique. Les trois méthodes de conception sont identifiées par ASD, LRFD et LSD. L'utilisation d'ASD et de LRFD est limitée aux USA et au Mexique, et le LSD est limité au Canada. Une nouvelle méthode de dimensionnement a été développée pour les éléments en acier formés à froid, la méthode de la force directe (Direct Strength Method). Cette dernière a été adoptée en 2004 comme annexe 1 des spécifications nord-américaines pour le dimensionnement des éléments de structures en acier formé à froid. (AISI, 2004).

2.4.2 L'Eurocode

L'EN 1993-1-3 définit des exigences de calcul relatives aux profilés et plaques nervurées formés à froid. Elle s'applique aux produits en acier formés à froid par des procédés tels que le profilage aux galets ou le pliage à la presse plieuse, à partir de tôles ou bandes d'acier laminées à chaud ou à froid, de faible épaisseur, revêtues ou non revêtues. Elle peut également être utilisée pour le calcul des tôles profilées en acier destinées aux dalles mixtes acier-béton en phase de coulage. L'EN 1993-1-3 donne des méthodes pour le dimensionnement par calcul et pour le dimensionnement assisté par des essais. Les méthodes de dimensionnement par calcul ne s'appliquent que dans des gammes bien définies de caractéristiques de matériaux et de proportions géométriques pour lesquelles on

dispose d'une expérience suffisante et d'une validation par essais. Ces limitations ne s'appliquent pas au dimensionnement assisté par des essais. L'EN 1993-1-3 ne couvre pas la prise en compte des charges d'essais relatifs aux phases d'exécution et d'entretien. Les règles de calcul données dans la présente norme ne sont applicables que si les tolérances des profilés formés à froid sont conformes à l'EN 10902

2.5 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté le concept de la largeur efficace qui représente la base des codes de dimensionnement des éléments en acier formé à froid. Nous avons ensuite dressé un historique des deux codes, américain (AISI), et européen (L'Eurocode partie 1-3).

Dans le chapitre suivant nous allons voir comment se fait le dimensionnement d'une section transversale en C selon le règlement européen (Eurocode).

Chapitre 3

Présentation des méthodes de calcul de la contrainte nominale

3.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est de présenter deux méthodes pour calculer la contrainte nominale d'un élément de structure de section transversale en C; la méthode de la largeur efficace utilisée par l'Eurocode (EN 1993-1-3) et la méthode de la force directe (code Américain AISI).

La première méthode nécessite le calcul des propriétés efficaces de la section transversale. Le module d'inertie effectif W_{eff} qui intervient dans le calcul du moment résistant en flexion, et l'aire efficace A_{eff} pour le calcul de l'effort résistant en compression.

La méthode de la résistance directe contrairement à la première utilise les caractéristiques de la section brute.

3.2 Calcul de la contrainte nominale par l'Eurocode[2].

Nous allons présenter dans ce qui suit, la procédure de calcul des propriétés efficaces d'un profilé de section transversale, en C montrée par la figure ci-dessous. C

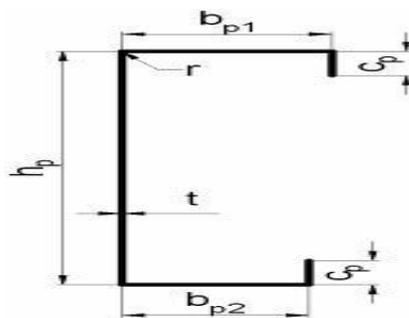


Figure 3.1 Section en c

3.2.1 Elément soumis à la flexion

On suppose que la section en C de la figure 3.1 est soumise à la flexion et nous allons dresser les différentes étapes de calculs des caractéristiques efficaces nécessaire dans le calcul de la contrainte nominale du profilé.

Déterminons d'abord les caractéristiques géométriques nominales de la section transversale

La hauteur de l'âme de la section est donnée par

$$h_p = h - t_{nom} \quad (3.1)$$

La largeur de la semelle supérieure

$$b_{p1} = b_1 - t_{nom} \quad (3.2)$$

La largeur de la semelle inférieure

$$b_{p2} = b_2 - t_{nom} \quad (3.3)$$

La largeur du raidisseur

$$c_p = c - t/2 \quad (3.4)$$

Avec : $h, b_1, b_2,$ et c les dimensions totales de la section et t_{nom} es l'épaisseur nominale de la section.

3.2.1.1 Vérification des proportions géométriques de la section brute

La méthode de calcul de l'EN1993-1-3 ne peut être appliquée que si les conditions sur les proportions géométriques énumérées ci-dessous sont satisfaites.

$$b/t \leq 60 \quad (3.5)$$

$$c/t \leq 50 \quad (3.6)$$

$$h/t \leq 500 \quad (3.7)$$

Pour assurer une rigidité suffisante et pour éviter le flambement du raidisseur de bord, les dimensions de ce dernier devraient être comprises entre les valeurs suivantes.

$$0,2 \leq c/b \leq 0,6 \quad (3.8)$$

L'influence des arrondis est négligée si :

$$r/t \leq 5 \quad (3.9)$$

$$r/bp \leq 0,10 \quad (3.10)$$

3.2.1.2 Calcul de la section efficace

Le point de départ du calcul de la section efficace est bien sur la section brute de la section transversale, elle est donnée dans le cas de notre section par

$$A_{br} = t(2cp + bp1 + bp2 + hp) \quad (3.11)$$

La position de l'axe neutre par rapport à la semelle supérieur est donnée par :

$$Z_{b1} = \frac{\left[c_p(h_p - c_p/2)b_{p2} h_p + \frac{h_p^2}{2} + \frac{c_p^2}{2} \right] t}{A_{br}} \quad (3.12)$$

Pour calculer les propriétés de la section efficace de la semelle et du bord tombé comprimés, il convient d'appliquer la procédure itérative. Le calcul s'effectue en trois étapes.

- **Première étape**

Au bout de cette étape c'est la section transversale efficace initiale du raidisseur qui est obtenue en utilisant les largeurs efficaces de la semelle, lesquelles sont déterminées en considérant que la semelle comprimée est doublement soutenue, que le raidisseur confère un maintien total ($K=\infty$) et que la résistance de calcul n'est pas réduite c'est-à-dire $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$

Calcul de la largeur efficace de la semelle comprimée

Dans le cas de la compression uniforme le rapport des contraintes $\psi = 1$, et le coefficient de flambement $k_\sigma = 4$. (Voir tableaux (3.1) et (3.2))

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_{yb}} \quad (3.13)$$

L'élanement réduit :

$$\bar{\lambda}_{p,b} = \frac{b_{p1}}{28,4\varepsilon\sqrt{k\sigma}} \quad (3.14)$$

Le coefficient de réduction de la largeur est :

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_{p,b} - 0,055(3+\psi)}{(\bar{\lambda}_{p,b})^2} \quad (3.15)$$

La largeur efficace est donc :

$$b_{eff} = \rho b_{p1} \quad (3.16)$$

$$b_{e1} = b_{e2} = 0,5b_{eff} \quad (3.17)$$

Calcul de la largeur efficace du bord tombé

Le coefficient de flambement est donné par :

$$\text{Si } b_{p,c}/b_{p1} \leq 0,35 \quad K_{\sigma} = 0,5 \quad (3.18)$$

$$\text{Si } 0,34 \leq \frac{b_{p,c}}{b_{p1}} \leq 0,6 \quad k_{\sigma} = 0,5 + 0,83 \sqrt{\left(\frac{b_{p,c}}{b_{p1}} - 0,35\right)^2} \quad (3.19)$$

L'élanement réduit :

$$\bar{\lambda}_{p,c} = \frac{c_p/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_{\sigma}}} \quad (3.20)$$

Le coefficient de réduction de la largeur est:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_{p,c} - 0,188}{\bar{\lambda}_{p,c}^2} \quad (3.21)$$

Mais si $\rho \leq 1$ donc on prend $\rho=1$

La largeur efficace est :

$$c_{eff} = \rho c_p \quad (3.22)$$

L'expression de l'aire efficace du raidisseur de bord est donnée par :

$$A_s = t(b_{e2} + c_{eff}) \quad (3.23)$$

- **Deuxième étape**

La section transversale efficace initiale du raidisseur obtenue dans la première étape va être utilisée pour déterminer le coefficient de réduction, en tenant compte des effets du maintien élastique continu.

La contrainte critique de flambement élastique du raidisseur de bord est donnée par ce qui suit :

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} \quad (3.24)$$

Où :

K est la rigidité du support élastique par unité de longueur

$$K = \frac{Et^3}{4(1-\nu^2)b_1^2h_p + b_1^3 + 0,5b_1b_2h_pk_{ff}} \quad (3.25)$$

Avec:

b_1 —distance entre la jonction âme-semelle et le centre de gravité de l'aire efficace du raidisseur de bord (semelle supérieure)

$$b_1 = \frac{\left(\frac{b_{e2}tb_{e2}}{2}\right)}{(b_{e2}+c_{eff})t} \quad (3.26)$$

$K_f = 0$ pour la flexion par rapport à l'axe y-y

I_s :est le moment d'inertie de la section efficace du raidisseur

$$I_s = \frac{b_{e2}t^3}{12} + \frac{c_{eff}^3t}{12} + b_{e2}t \left[\frac{c_{eff}^2}{2(b_{e2}+c_{eff})} \right]^2 + c_{eff}t \left[\frac{c_{eff}}{2} - \frac{c_{eff}^2}{2(b_{e2}+c_{eff})} \right]^2 \quad (3.27)$$

Coefficient de réduction de l'épaisseur χ_d pour le raidisseur de bord :

Pour calculer le coefficient de réduction de l'épaisseur χ_d il faut passer d'abord par le calcul de l'élanement réduit.

$$\text{L'élanement réduit : } \bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_{yb}}{\sigma_{cr,s}}} \quad (3.28)$$

Le coefficient de réduction sera:

$$\text{Si } \bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad \chi = 1 \quad (3.29)$$

$$\text{Si } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \chi = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d \quad (3.30)$$

$$\text{Si } \bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad \chi = 0,66/\bar{\lambda}_{-d} \quad (3.31)$$

- **Troisième étape :**

Etant donné que le coefficient de réduction pour le flambement du raidisseur est $\chi_d < 1$, procéder par itérations pour en affiner la valeur.

Les itérations sont exécutées sur la base des valeurs modifiées de ρ , lesquelles sont obtenues en utilisant

$$\sigma_{com,Ed,i} = \frac{\chi f_{yb}}{\gamma_{M0}} \quad (3.32)$$

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\chi} \quad (3.33)$$

Le processus d'itération s'arrête lorsque la valeur du coefficient de réduction χ converge.

Propriétés de la section efficace de l'âme

La position de l'axe neutre par rapport à la semelle comprimée:

$$h_c = \frac{c_p(h_p - \frac{c_p}{2}) + b_{p2}h_p + \frac{h_p^2}{2} + \frac{c_{eff}^2 \chi}{2}}{c_p + b_{p2} + h_p + b_{e1} + (b_{e2} + c_{eff})\chi} \quad (3.34)$$

Le rapport de contraintes:

$$\Psi = \frac{hc - hp}{hc} \quad (3.35)$$

Le coefficient de voilement: (Tableau 3.1 et 3.2)

$$k_\sigma = 7,81 - 6,29\Psi + 9,78\Psi^2 \quad (3.36)$$

L'élanement réduit :

$$\bar{\lambda}_{p,h} = \sqrt{\frac{h_p/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}} \quad (3.37)$$

Le coefficient de réduction de la largeur est :

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_{p,h} - 0,055(3 + \Psi)}{\bar{\lambda}_{p,h}^2} \quad (3.38)$$

La largeur efficace de la zone comprimée de l'âme est :

$$h_{eff} = \rho h_c \quad (3.39)$$

A proximité de la semelle comprimée :

$$h_{e1} = 0,4h_{eff} \quad (3.40)$$

A proximité de l'axe neutre

$$h_{e2} = 0,6h_{eff} \quad (3.41)$$

La largeur efficace de l'âme est :

A proximité de la semelle comprimée :

$$h_1 = h_{e1} \quad (3.42)$$

A proximité de la semelle tendue :

$$h_2 = h_p - h_c - h_{e2} \quad (3.43)$$

3.2.1.3 Propriétés de la section efficace

Aire de la section transversale efficace:

$$A_{eff} = t [c_p + bp2 + h_1 + h_2 + b_{e1} + (b_{e2} + c_{eff})\chi_d] \quad (3.44)$$

Position de l'axe neutre vis-à-vis de la semelle comprimée :

$$z_c = \frac{[c_p(h_p - c_p/2) + b_{p2} h_p + h_2 (h_p - h_2/2) + \frac{h_1^2}{2} + c_{eff}^2 \chi_d] t}{A_{eff}} \quad (3.45)$$

Position de l'axe neutre par rapport à la semelle tendue :

$$z_t = h_p - z_c \quad (3.46)$$

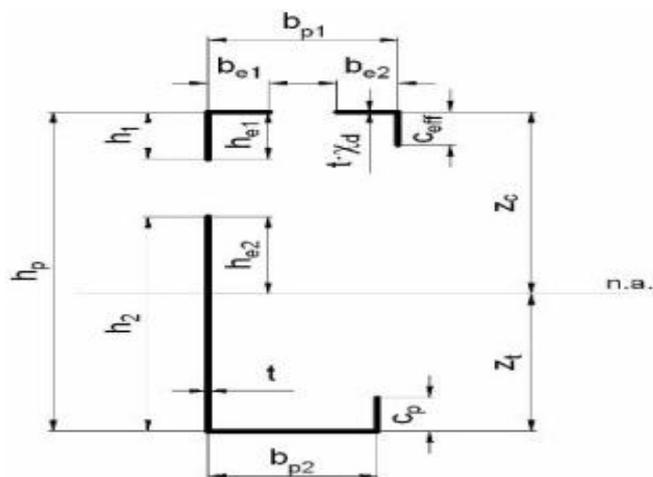


Figure 3.2. Parties efficaces de la section

Le moment d'inertie de la section efficace est alors donné par

$$I_{eff,y} = \frac{h_1^3}{12}t + \frac{h_2^3}{12}t + \frac{b_{p2}t^3}{12} + \frac{c_p^3t}{12} + \frac{b_{e1}t^3}{12} + \frac{b_{e2}(t\chi)^3}{12} + \frac{c_{eff}^3}{12}(\chi t) + c_p t(z_t - c_p/2)^2 + b_{p2}z_t^2 h_2 t(z_t - h_2/2)^2 + h_1 t(z_c - h_1/2)^2 + b_{e1}t z_c^2 + b_{e1}t z_c^2 + b_{e2}(\chi t) z_c^2 + C_{eff}(\chi t)(z_c - c_{eff2}/2)^2 \quad (3.47)$$

Le module de résistance de la section efficace par rapport à la semelle comprimée est :

$$W_{eff,y,c} = \frac{I_{eff,y}}{z_c} \quad (3.48)$$

Le module de résistance de la section efficace par rapport à la semelle tendue est :

$$W_{eff,y,t} = \frac{I_{eff,y}}{z_t} \quad (3.49)$$

3.2.1.3 Moment fléchissant

Le moment résistant d'une section transversale soumise à la flexion selon un axe principale doit être obtenu de la façon suivante :

Si le module élastique de la section efficace W_{eff} est inférieur au module élastique de la section brute

$W_{:el}$

$$Mc, Rd = w_{eff} f_y / \gamma_{M1} \quad (3.50)$$

Si le module élastique de la section efficace W_{eff} est égale au module élastique de la section brute

$W_{:el}$:

$$M_{c,Rd} = f_{yd} W_{el} / \gamma_{M0} \quad (3.51)$$

Où

f_y : est la limite d'élasticité

3.2.2 Elément soumis à la compression

On suppose que la section en C de la figure 3.1 est soumise à la compression et nous allons dresser les différentes étapes de calcul de la section efficace nécessaire dans le calcul de la contrainte nominale du profilé.

Déterminons d'abord les caractéristiques géométriques nominales de la section transversale

La hauteur de l'âme de la section est donnée par

$$h_p = h - t_{nom}$$

La largeur de la semelle supérieure

$$b_{p1} = b_1 - t_{nom}$$

La largeur de la semelle inférieure

$$b_{p2} = b_2 - t_{nom}$$

La largeur du raidisseur

$$c_p = c - t/2$$

3.2.2.1 Vérification des proportions géométriques

La méthode de calcul de l'EN1993-1-3 ne peut être appliquée que si les conditions sur les proportions géométriques énumérées ci-dessous sont satisfaites.

$$b/t \leq 60$$

$$c/t \leq 50$$

$$h/t \leq 500$$

Pour assurer une rigidité suffisante et pour éviter le flambement du raidisseur de bord, les dimensions de ce dernier devraient être comprises entre les valeurs suivantes.

$$0,2 \leq c/b \leq 0,6$$

L'influence des arrondis est négligée si :

$$r/t \leq 5$$

$$r/bp \leq 0,10$$

3.2.2.2 Calcul de la section efficace

Le point de départ du calcul de la section efficace est bien sur la section brute de la section transversale, elle est donnée dans le cas de notre section par

$$A_{br} = t(2c_p + b_{p1} + b_{p2} + h_p)$$

La position de l'axe neutre par rapport à la semelle supérieur est donnée par :

$$Z_{b1} = \frac{\left[c_p \left(h_p - \frac{c_p}{2} \right) b_{p2} h_p + \frac{h_p^2}{2} + \frac{c_p^2}{2} \right] t}{A_{br}}$$

- **Première étape :**

Au bout de cette étape, la section transversale efficace initiale du raidisseur est obtenue en utilisant les largeurs efficaces de la semelle, lesquelles sont déterminées en considérant que la semelle comprimée est doublement soutenue, que le raidisseur confère un maintien total ($K=\infty$) et que la résistance de calcul n'est pas réduite c'est-à-dire $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$

Calcul de la Largeur efficace des semelles comprimées

Dans le cas de la compression uniforme le rapport des contraintes $\psi = 1$, et le coefficient de flambement $k_\sigma = 4$. (Voir tableaux (3.1) et (3.2))

- ✓ **Pour la semelle supérieure :**

L'élanement réduit :

$$\bar{\lambda}_{p,b1} = \frac{b_{p1}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}}$$

Le coefficient de réduction de la largeur est:

$$\rho_1 = \frac{\bar{\lambda}_{p,b1} - 0,055(3 + \Psi)}{(\bar{\lambda}_{p,b1})^2}$$

La largeur efficace est:

$$b_{eff1} = \rho_1 b_{p1}$$

$$b_{e11} = b_{e12} = 0,5b_{eff1}$$

Toutes les équations de cette parité sont pareilles de la flexion (3.1) à (3.17).

✓ **Pour la semelle inferieur**

L'élanement réduit :

$$\bar{\lambda}_{p,b2} = \frac{\frac{b_{p2}}{t}}{28,4\varepsilon\sqrt{K_\sigma}}$$

Le coefficient de réduction de la largeur est :

$$\rho_2 = \frac{\bar{\lambda}_{p,b2} - 0,055(3 + \Psi)}{\bar{\lambda}_{p,b2}^2}$$

La largeur efficace est :

$$b_{eff2} = \rho b_{p2}$$

$$b_{e21} = b_{e22} = 0,5b_{eff2}$$

Calcul de la Largeur efficace du bord tombé

✓ **Pour le bord tombé supérieur**

Le coefficient de flambement est:

$$\text{Si } b_{p,c}/b_{p1} \leq 0,35 \quad K_{\sigma1} = 0,5 \quad (3.52)$$

$$\text{Si } 0,35 \leq b_{p,c}/b_{p1} \leq 0,6 \quad K_{\sigma1} = 0,5 + 0,83 \quad (3.53)$$

L'élanement réduit:

$$\bar{\lambda}_{p,c,1} = \frac{c_p/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k\sigma1}} \quad (3.54)$$

Le coefficient de réduction de la largeur est:

$$\rho_1 = \frac{\bar{\lambda}_{p,c1} - 0,188}{\bar{\lambda}_{p,c}^2} \quad (3.55)$$

La largeur efficace de bord supérieur est :

$$c_{eff1} = \rho_1 c_p \quad (3.56)$$

Aire efficace du raidisseur du bord supérieur donné par :

$$A_S = t b_{e12} + c_{eff1} \quad (3.57)$$

✓ **Pour le bord tombé inférieur:**

Le coefficient de flambement est:

$$\text{Si } b_{p,c}/b_{p2} \leq 0,35 K_{\sigma 2} = 0,5 \quad (3.58)$$

$$\text{Si } 0,35 \leq \frac{b_{p,c}}{b_{p2}} \leq 0,6 K_{\sigma 2} = 0,5 + 0,83 \sqrt{\left(\frac{b_{p,c}}{b_{p2}} - 0,35\right)^2} \quad (3.59)$$

L'élanement réduit:

$$\bar{\lambda}_{p,c2} = \frac{c_p/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k \sigma 2}} \quad (3.60)$$

Le coefficient de réduction de la largeur est:

$$\rho_2 = \frac{\bar{\lambda}_{p,c2} - 0,188}{\bar{\lambda}_{p,c2}^2} \quad (3.61)$$

Mais si $\rho_2 \leq 1$ donc $\rho_2 = 1$

La largeur efficace du bord inférieur est :

$$c_{eff2} = \rho_2 c_p \quad (3.62)$$

Aire efficace du raidisseur du bord inférieur :

$$A_{S2} = t (b_{e22} + c_{eff2}) \quad (3.63)$$

- **Deuxième étape:**

La section transversale efficace initiale du raidisseur obtenue dans la première étape va être utilisée pour déterminer le coefficient de réduction, en tenant compte des effets du maintien élastique continu.

La contrainte critique de flambement élastique du raidisseur de bord est donnée par ce qui suit :

K est la rigidité du support élastique par unité de longueur

I_s est le moment d'inertie de la section efficace du raidisseur

✓ **Pour le raidisseur du bord supérieur**

La rigidité du support élastique est

$$K = \frac{Et^3}{4(1-\nu^2)b_1^2hp+b_1^3+0,5b_1b_2hpkf} \quad (3.64)$$

avec:

b_1 : distance entre la jonction âme-semelle et le centre de gravité de l'aire efficace du raidisseur de bord (semelle supérieure).

$$b_1 = \frac{\frac{b_{e21}tb_{e21}}{2}}{(b_{e12}+c_{eff1})t} \quad (3.65)$$

b_2 : distance entre la jonction âme-semelle et le centre de gravité de l'aire efficace du raidisseur (semelle inférieure)

$$b_2 = b_{p2} \frac{\frac{b_{e22}tb_{e22}}{2}}{(b_{e22}+c_{eff2})t} \quad (3.67)$$

$$K_f = \frac{A_{s2}}{A_{s1}} \text{ pour une barre en compression axiale} \quad (3.68)$$

Le moment d'inertie efficace:

$$I_s = \frac{b_{e12}t^3}{12} + \frac{c_{eff1}^3t}{12} + b_{e12}t \left[\frac{c_{eff}^2}{2(b_{e12}+c_{eff1})} \right]^2 + c_{eff1}t \left[\frac{c_{eff1}}{2} - \frac{c_{eff}^2}{2(b_{e12}+c_{eff1})} \right]^2 \quad (3.69)$$

✓ **Pour le raidisseur du bord inférieur :**

La rigidité du support élastique est :

$$K = \frac{Et^3}{4(1-\nu^2)b_2^2hp+b_2^3+0,5b_1b_2hpkf} \quad (3.70)$$

Le moment d'inertie efficace:

$$I_{s2} = \frac{b_{e22}t^3}{12} + \frac{c_{eff2}^3t}{12} + b_{e22}t \left[\frac{c_{eff2}^2}{2(b_{e22}+c_{eff2})} \right]^2 + c_{eff2}t \left[\frac{c_{eff2}}{2} - \frac{c_{eff2}^2}{2(b_{e22}+c_{eff2})} \right]^2 \quad (3.71)$$

Coefficient de réduction de l'épaisseur χ_d pour le raidisseur de bord

✓ **Pour le raidisseur du bord supérieur:**

L'élançement réduit:

$$\lambda_{d1} = \frac{f_{yb}}{\sigma_{cr}} \quad (3.72)$$

Le coefficient de réduction sera: Si

$$\text{Si } \bar{\lambda}_{d1} \leq 0,65 \chi_1 = 1,0 \quad (3.73)$$

$$\text{Si } 0,65 < \bar{\lambda}_{d1} < 1,38 \chi_1 = 1,47 - 0,723 \bar{\lambda}_{d1} \quad (3.74)$$

$$\text{Si } \bar{\lambda}_{d1} \geq 1,38 \chi_1 = 0,66 / \bar{\lambda}_{d1} \quad (3.75)$$

✓ **Pour le raidisseur du bord inférieur:**

L'élançement réduit sera:

$$\bar{\lambda}_{d2} = \frac{f_{yb}}{\sigma_{cr,s}} \quad (3.76)$$

$$\text{Si } \bar{\lambda}_{d2} \leq 0,65 \chi_2 = 1,0 \quad (3.77)$$

$$\text{Si } \bar{\lambda}_{d2} \geq 1,38 \chi_2 = 0,66 / \bar{\lambda}_{d2} \quad (3.78)$$

• **Troisième étape:**

Etant donné que le coefficient de réduction pour le flambement du raidisseur est $\chi_d < 1$, procéder par itérations pour en affiner la valeur :

$$\sigma_{com,Ed,i} = \frac{\chi f_{yb}}{\gamma_{M0}} \quad \text{et} \quad \bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\chi} \quad (3.79)$$

Le processus d'itération s'arrête lorsque la valeur du coefficient de réduction χ converge.

Propriétés de la section efficace de l'âme

Le rapport de contraintes : $\psi = 1$ (compression uniforme), donc le coefficient de flambement est $k_0 = 4$ pour un élément sollicité en compression.

L'élançement réduit :

$$\bar{\lambda}_{p,h} = \frac{h_p/t}{28,4\epsilon\sqrt{K_\sigma}} \quad (3.80)$$

Le coefficient de réduction de la largeur est:

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_{p,h}^{-0,055} (3 + \Psi)}{\bar{\lambda}_{p,h}^2} \quad (3.81)$$

La largeur efficace de l'âme est

$$h_{eff} = \rho h_p \quad (3.82)$$

$$h_{e1} = h_{e2} = 0,5 h_{eff} \quad (3.83)$$

Propriétés de la section efficace

L'aire de la section efficace d'une section en C soumise à un effort de compression

$$A_{eff} = t b_{e11} + b_{e22} + h_{e1} + h_{e2} + (b_{e12} + c_{eff1}) \chi_1 \quad (3.84)$$

La position de l'axe neutre par rapport à la semelle supérieure

$$Z_{G1} = \frac{t c_{eff2} \chi_{d2} h_p - \frac{c_{eff2}^2}{2} + h_p b_{e22} \chi_{d2} + b_{e21} + h_{e2} h_p - \frac{h_{e2}}{2} + \frac{h_{e1}^2}{2} + \frac{c_{eff1}^2 \chi_{d1}}{2}}{A_{eff}} \quad (3.85)$$

Position de l'axe neutre par rapport à la semelle inférieure

$$Z_{G2} = h_p - Z_{G1} \quad (3.86)$$

Distribution des contraintes [compression positive]				Largeur efficace b_{eff}		
				$\psi = +1 :$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$		
				$+1 > \psi \geq 0 :$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = 2 b_{eff} / (5 - \psi)$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$0 > \psi \geq -1 :$ $b_{eff} = \rho b_c$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$		
				$\psi < -1 :$ $b_{eff} = \rho b_c$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+1	+1 > ψ > 0	0	0 > ψ > -1	-1	-1 > ψ > -3
Coefficient de voilement k_{σ}	4,0	8,2 / (1,05 + ψ)	7,81	7,81 - 6,29 ψ + 9,78 ψ^2	23,9	5,98(1 - ψ) ²
De manière alternative pour +1 $\geq \psi \geq -1$:						
$k_{\sigma} = \frac{16}{[(1 + \psi)^2 + 0,112(1 - \psi)^2]^{0,5} + (1 + \psi)}$						

Tableau 3.1 parois comprimées sur deux appuis

Distribution des contraintes [compression positive]		Largeur efficace b_{eff}			
		$+1 > \psi \geq 0 :$ $b_{eff} = \rho b_p$			
		$\psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+1	0	-1	+1 $\geq \psi \geq$ -1	
Coefficient de voilement k_σ	0,43	0,57	0,85	0,57 - 0,21 ψ + 0,07 ψ^2	
		$+1 > \psi \geq 0 :$ $b_{eff} = \rho b_p$			
		$\psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+1	+1 > ψ > 0	0	0 > ψ > -1	-1
Coefficient de voilement k_σ	0,43	$\frac{0,578}{\psi+0,34}$	1,70	$1,70 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8

Tableau 3.2 parois comprimées sur console

3.2.2.3 Compression axial

La résistance de calcul à la compression d'une section transversale $N_{c,Rd}$ est déterminée de la façon suivante :

Si son aire efficace A_{eff} est inférieure à son aire brute

$$N_{c,Rd} = f_{yb} A_{eff} / \gamma_{M1} \quad (3.90)$$

Si non

$$N_{c,Rd} = f_{ya} A_g / \gamma_{M1} \quad (3.91)$$

Avec

$$f_{ya} = f_{ya} + (f_u - f_{yb}) \frac{knt^2}{A_g} \quad \text{Avec } f_{ya} \leq (f_u + f_{yb}) / 2 \quad (3.92)$$

3.3 Calcul la contrainte nominale par la méthode de la force dircte DSM(direct strength method)

La DSM utilise la section entière dans la détermination de l'instabilité élastique et offre des dispositions spécifiques pour les résistances vis-à-vis des 3 modes d'instabilité, le mode local, le mode distorsionnel et le mode global, pour la compression et la flexion des éléments structuraux en acier formés à froid. Dans ce qui suit nous présentons ces dispositions pour les éléments de structure fléchis et comprimés .

3.3.1 Cas de la flexion.

La résistance nominale M_n vis-à-vis des trois modes d'instabilité : local, distorsionnel et global est donnée par les expressions ci-dessous

3.3.1.1 Le mode local

La résistance nominale M_{nl} pour le voilement est

$$M_{nl} = M_{ne} \quad \text{Pour } \lambda_l \leq 0.776 \quad (3.93)$$

$$M_{nl} = \left[\left[1 - 0.15 \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} \right] \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} \right] M_{ne} \text{ pour } \lambda_l > 0.776 \quad (3.94)$$

Où

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{M_{ne}}{M_{crl}}} \quad (3.95)$$

M_{ne} est la résistance nominale à la flexion du mode global

Où

M_{crl} est le moment critique du mode local

$$M_{crl} = F_{cr} M_y \quad (3.96)$$

3.3.1.1 Le mode distorsionnel

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

$$M_{nd} = M_y \text{ pour } \lambda_l \leq 0.673 \quad (3.97)$$

$$M_{nd} = \left[1 - 0.22 \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \right] \left[\left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \right] M_y \text{ pour } \lambda_1 > 0.673 \quad (3.98)$$

Où

$$M_y = S_f F_y \quad (3.99)$$

$$\lambda_d = \sqrt{\frac{M_y}{M_{crd}}} \quad (3.100)$$

M_{crd} : est le moment critique élastique du mode distorsionnel

$$M_{crd} = F_{cr} M_y \quad (3.101)$$

3.3.1.2 Le mode global

La résistance nominale M_{ne} pour le mode global est :

$$M_{ne} = M_{cre} \text{ pour } M_{cre} \leq 0.56 M_y \quad (3.102)$$

$$M_{ne} = \frac{10}{9} M_y \left[1 - \frac{10 M_y}{36 M_{cre}} \right] \text{ pour } 0.56 M_y \leq M_{cre} \leq 2.78 M_y \quad (3.103)$$

$$M_{ne} = M_y \text{ pour } M_{cre} > 2.78 M_y \quad (3.104)$$

Où

$$M_{cre} = M_y F_{cr} \quad (3.105)$$

$$M_y = S_f F_y \quad (3.106)$$

Avec

S_f est le moment statique.

Le moment nominal de l'élément de structure en acier formé à froid soumis à la flexion est alors donné par la plus petite des trois valeurs des moments des modes local, distorsionnel et global

$$M = \min(M_{nd}, M_{ne}, M_{nl})$$

3.3.2 Cas de la compression

La résistance nominale P_n vis-à-vis des trois modes d'instabilité : local, distorsionnel et global est donnée par les expressions ci-dessous

3.3.2.1 Mode local

La résistance nominale en compression P_{nl} pour le voilement est :

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{p_{ne}}{p_{crl}}} \quad (3.107)$$

Pour $\lambda_l \leq 0,776$ $P_{nl} = P_{ne}$ (3.108)

Pour $\lambda_l > 0,776$ la résistance nominale en compression s'écrit alors

$$P_{nl} = \left[1 - 0,15 \left(\frac{p_{crl}}{p_{ne}} \right)^{0,4} \right] \left(\frac{p_{crl}}{p_{ne}} \right)^{0,4} P_{ne} \quad (3.109)$$

3.3.2.2 Mode distorsionnel

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

$$\lambda_d = \sqrt{\frac{p_y}{p_{crd}}} \quad (3.110)$$

Pour

$$\lambda_d \leq 0,56 \quad P_{nd} = p_y \quad (3.111)$$

Pour

$$\lambda_d > 0,561$$

$$P_{nd} = \left[1 - 0,25 \left(\frac{p_{crd}}{p_y} \right)^{0,6} \right] \left(\frac{p_{crd}}{p_y} \right)^{0,6} p_y \quad (3.112)$$

3.3.2.3 Mode global

La résistance axiale nominale p_{ne} du mode global est :

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{p_y}{p_{cre}}} \quad (3.113)$$

$$p_y = A f_y \quad (3.114)$$

pour $\lambda_c \leq 1,5$ $p_{ne} = (0,658 \lambda_c^2) p_y$ (3.115)

pour $\lambda_c \geq 1,5$ $p_{ne} = \left(\frac{0,877}{\lambda_c^2} \right) p_y$ (3.116)

La force nominale de l'élément de structure en acier formé à froid soumis à la compression est alors donné par la plus petite des trois valeurs des forces des modes local, distorsionnel et global

$$P = \min(p_{nd}, p_{ne}, p_{nl})$$

3.4 conclusion

Le phénomène d'instabilité d'un profilé à parois mince a été pour longtemps le souci majeur de plusieurs chercheurs. L'expérience cumulée à travers les études théoriques et expérimentales a démontré qu'aux moins trois instabilités de bases doivent être considérées lors de leur conception : l'instabilité locale, l'instabilité distorsionnel et l'instabilité globale.

Nous avons consacré ce chapitre à la présentation de deux méthodes de calcul de la contrainte nominale : la largeur efficace (Eurocode partie 1-3) et la méthode de la force directe (code américain AISI)

La méthode de la largeur efficace nécessite le calcul de module d'inertie effectif W_{eff} qui permet de calculer le moment résistant en flexion, et l'Aire efficace A_{eff} pour le calcul de l'effort résistant en compression.

Pour L'Eurocode, le calcul des largeurs efficaces peut conduire à des calculs itératifs très complexe surtout pour des sections avec des raidisseurs intermédiaires dans l'âme ce qui rend cette méthode très difficile à utiliser par contre la méthode de la force directe est plus simple car elle utilise la section brute mais nécessite le calcul des contraintes critiques élastiques de chaque mode de flambement.

Dans le chapitre suivant nous allons utiliser les deux méthodes présentées dans ce chapitre pour calculer les contraintes nominales de différentes sections en C, et nous allons essayer de comparer les résultats obtenus.

Chapitre 4

Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes

4.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'utiliser les deux méthodes exposées aux chapitres précédents pour calculer les contraintes nominales de profilés formés à froid de sections transversales en C et d'essayer de comparer les résultats trouvés.

Afin de réaliser cet objectif, nous avons programmé la procédure itérative de l'Eurocode sur Excel pour faciliter les calculs et réduire les risques d'erreurs. Nous avons également utilisé le logiciel CUFMS pour le calcul des contraintes critiques élastiques qui sont des données importantes pour l'utilisation de la méthode de la force directe.

4.2 Calcul de la contrainte nominale pour les sections en Cn utilisant l'Eurocode.

L'utilisation de l'Eurocode (Concept de la largeur efficace) pour calculer la contrainte nominale nécessite le calcul des caractéristiques efficaces de la section transversale en question. Ces dernières sont obtenues par un processus itératif long et fastidieux. Nous avons donc programmé la procédure sur Excell pour faciliter les calculs et minimiser les erreurs.

Nous avons calculé pour l'ensemble des sections en C mentionnées dans le tableau 4.1 les caractéristiques efficaces nécessaires pour le calcul des

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

contraintes nominales ainsi que les contraintes nominales et les résultats obtenus sont dressés dans les tableaux 4.2 et 4.3. Le matériau utilisé, pour toutes les sections, a une limite d'élasticité de $350N/mm^2$.

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

N°Section	h(mm)	T(mm)	b_1 (mm)	b_2 (mm)	C_1 (mm)	C_2 (mm)
1	100.3	1.3	50	51	13,97	13.9
2	100.58	1.4	49	49	12,7	13.9
3	153.1	1.5	51	52	14,22	13.2
4	153.4	1.5	50	50	14,22	13.2
5	203.9	2.3	53	52	14,22	13.7
6	203.4	1.9	52	51.	13.2	13.71
7	203.9	1.9	51	51.81	13.2	13.4
8	203.4	2.4	53	52,8	14,47	13.2
9	203.9	1.4	50	50,8	12,44	10.6
10	204.2	2.5	54	54.1	16.51	15.7
11	90.7	2.5	53	53.08	16.25	15.49
12	206.5	1.7	48	50.03	16.76	16.25
13	207.2	1.7	50	49.53	16.25	17.01
14	201.6	2.8	66	60.96	22.86	25.4
15	201.7	2.9	66	63.5	25.4	25.4
16	213.3	1.6	52	52.83	13.46	13.2
17	215.9	1.3	51	52.57	13.2	12.7
18	256.5	1.5	58	50.8	14.22	13.2
19	203.2	1.2	51	49.53	15.74	16
20	153.4	1.2	52	49.27	15.74	16

Tableau 4.1. Dimensions des sections utilisées

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

N°Sections	$A_{eff}(\text{mm}^2)$	$W_{eff,y,c}(\text{mm}^4)$	$W_{eff,y,t}(\text{mm}^4)$
1	267.615	7138.84	8972.34
2	282.02	7478.53	9428.60
3	356.10	13300.47	17962.34
4	351.76	13154.28	17641.54
5	617.00	29051.44	40288.69
6	500.59	23006.71	32816.88
7	498.43	22820.69	33041.09
8	645.07	30429.99	42100.48
9	357.26	15980.50	23568.88
10	692.76	33330.22	45590.36
11	529.54	13604.03	15523.99
12	450.56	21023.22	30488.15
13	45	21407.54	30530.68
14	894.90	45342.07	57308.63
15	944.26	48400.22	60723.09
16	430.54	20246.51	29880.55
17	346.25	16074.76	24444.84
18	450.16	24633.49	35737.41
19	316.89	14374.38	20926.93
20	288.47	10784.74	14387.43

Tableau 4.2 Caractéristiques efficaces des sections transversales.

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

Sections	$N_c R_d$ (KN)	$M_c R_d$ (KN.m)
1	67	2,52
2	76	2,64
3	84	4,66
4	84	4,64
5	173	10,17
6	126.908	7.27
7	126.072	8.06
8	183	10,79
9	75	2,420
10	204	11.88
11	202	11.65
12	109	7.21
13	109	7.28
14	283.429	17.25
15	300.093	18.24
16	92.086	8.66
17	63.-090	5.32
18	84.218	4.64
19	57.91	6.34
20	57.90	6.40

Tableau 4.3 Contraintes nominales

Pour montrer l'influence de la géométrie sur la valeur de la contrainte nominale, on a essayé de varier dans notre étude la valeur de l'épaisseur (t) de

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

la section en « C » et a chaque fois, dans les deux cas flexion et compression. Les résultats obtenus sont donnés dans le tableau 4.4.

$h(\text{mm})$	$b_1(\text{mm})$	$b_2(\text{mm})$	$C_1(\text{mm})$	C_2 (mm)	$T(\text{mm})$	$N_c R_d(\text{KN})$	$M_c R_d$ (KN.m)
207.2	49.5	49.78	12.7	13.9	1.3	65,242767	5,23506954
					1.4	74,682865	5,67986226
					1.5	84,51448	6,12406244
					1.6	94,688103	6,56746849
					2.5	192.938	10,5007161

Tableau 4.4: Calcul des contraintes nominales en fonction de l'épaisseur t

Sur la figure 4.1 ci-dessous nous avons représenté la variation de la contrainte nominale de compression en fonction de l'épaisseur des parois de la section transversale.

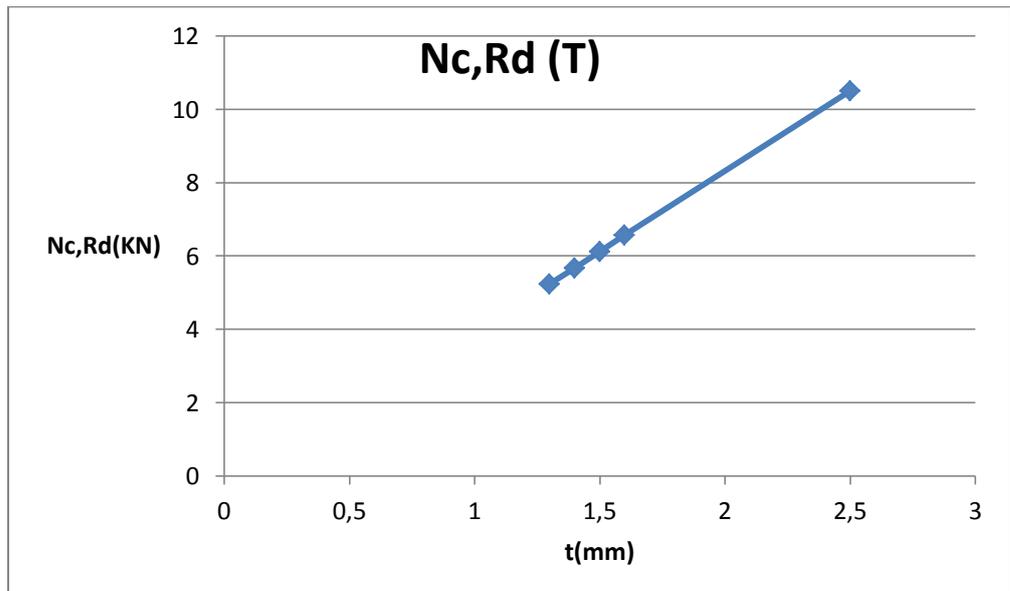


Figure 4.1: Calcul de la force en fonction de (t)

La figure 4.2 montre la variation de la contrainte nominale de flexion en fonction de l'épaisseur des parois de la section transversale.

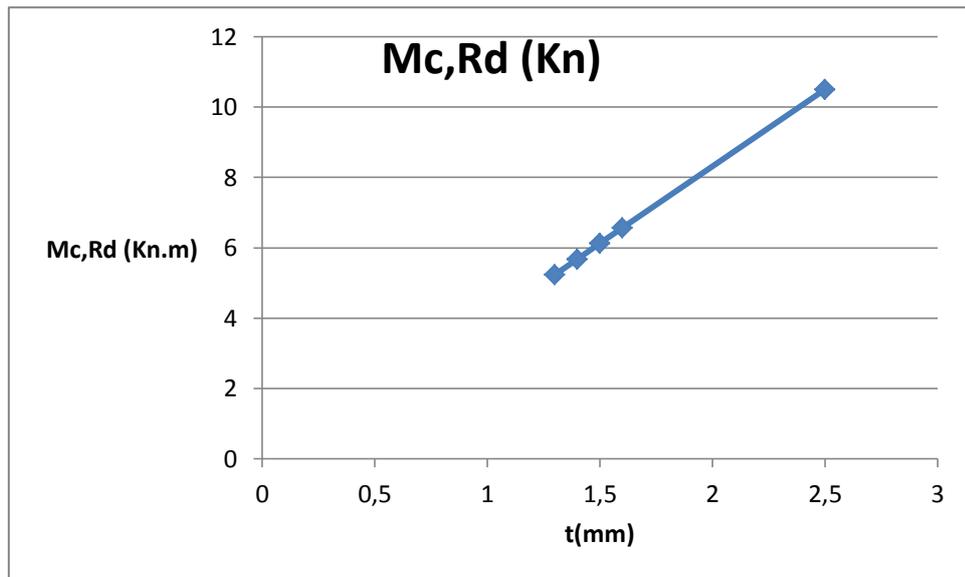


Figure 4.2 Calcul du moment en fonction de l'épaisseur t

En examinant les deux figures ci-dessus on constate que les contraintes augmentent lorsque l'épaisseur des parois augmente.

4.3 Calcul de la contrainte nominale pour les sections en C par la méthode de la résistance directe (AISI).

L'utilisation de la méthode de la force directe (DSM) pour calculer la contrainte nominale nécessite le calcul des contraintes critiques élastiques pour les différents modes d'instabilité de base à savoir le mode local, le mode distorsionnel et le mode global. Ces dernières sont obtenues soit en utilisant des méthodes manuelles disponibles dans la littérature, soit en utilisant le logiciel CUFSM. Notre choix est porté sur l'utilisation de ce dernier. Dans cette partie nous allons commencer par présenter brièvement le logiciel utilisé suivi des résultats de la DSM.

CUFSM, est un logiciel développé par Ben Schafer. Il utilise la méthode des bandes finies pour identifier et calculer les charges critiques élastiques à partir

des facteurs de charge. La figure 4.3 ci-dessous montre les résultats d'une analyse au flambement élastique par CUFSM.

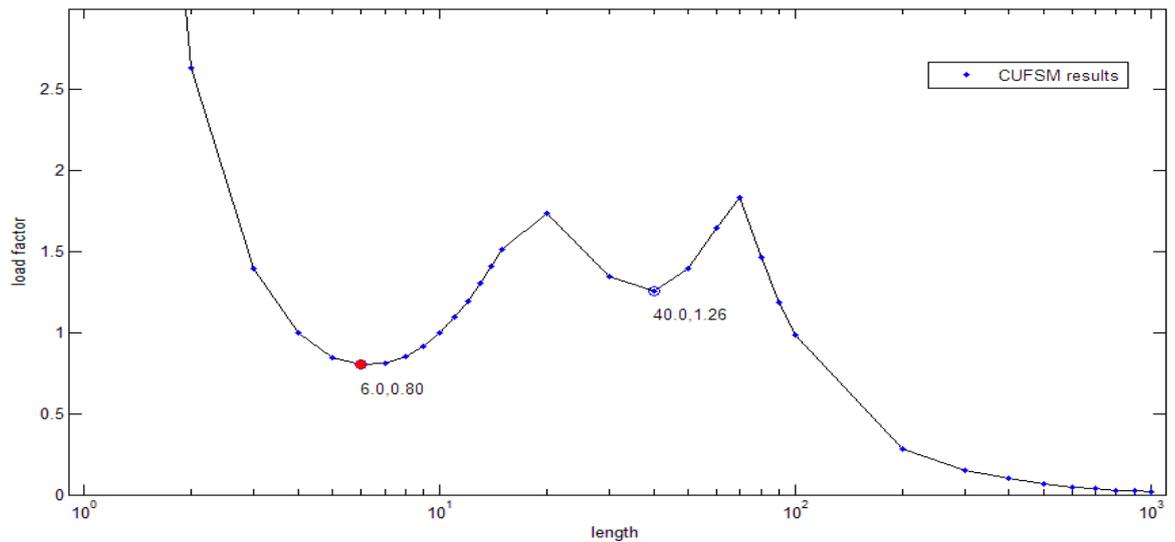


Figure 4.3. Analyse au flambement élastique

Nous avons calculé pour l'ensemble des sections en C mentionnées dans le tableau 4.1 les contraintes critiques élastiques des différents modes d'instabilité. Le matériau utilisé, pour toutes les sections, a une limite d'élasticité de $350N/mm^2$.

Les contraintes critiques élastiques sont ensuite utilisées dans les différentes procédures de la DSM pour calculer les contraintes nominales des différents modes et ceci pour le cas de la compression et de la flexion. Le tableau 4.5 résume les différents résultats obtenus dans le cas de la compression.

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

Sections	P_{ne} (KN)	P_{nl} (KN)	P_{nd} (KN)	P_{min} (KN)
1	79	79	100	79
2	87	87	100	87
3	107	107	141	107
4	95	95	144	95
5	194	194	257	194
6	204.98	185.62	199.04	185.62
7	205	185.63	199.04	185.63
8	207	186.68	257	186.68
9	85	207	102	85
10	230	85	294	85
11	228	230	290	228
12	118	228	179	118
13	118	118	179	118
14	299.405	118	368.313	118
15	316.409	299.405	390.409	299.405
16	212.63	316.409	149.44	149.44
17	148.13	89.69	116.077	89.69
18	143.723	70.251	139.638	70.251
19	45.3	45.3	45.3	45.3
20	45.81	45.8	45.8	45.8

Tableau 4.5 Contraintes nominales de compression

Le tableau 4.6 résume les résultats obtenus par la DSM dans le cas de la flexion.

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

N°Sections	M_{ne}	M_{nl}	M_{nd}	M_{min}
1	2,32	2,33	2,32	2,32
2	2,43	2,43	2,43	2,43
3	4,40	4,15	4,40	4,15
4	4,35	3,72	4,35	3,72
5	9,2	8,67	9,2	8,67
6	7.53	6.3	7.53	6.31
7	7.53	7.53	7.53	7.53
8	9,65	9,32	9,64	9,32
9	2,26	2,26	2,26	2,26
10	10.49	10.49	10.49	10.49
11	10.30	10.30	10.30	10.30
12	5.30	5.30	5.30	5.30
13	5.33	5.33	5.33	5.33
14	14.29	14.29	15.88	14.29
15	15.37	15.37	17.18	15.37
16	8.35	8.35	8.35	8.35
17	5.25	3.5	4.24	3.5
18	4.35	3.73	4.35	3.73
19	6.16	6.16	6.16	6.16
20	6.19	6.19	6.19	6.19

Tableau 4.6 Contraintes nominales de flexion

Ensuite nous avons voulu voir l'influence de l'épaisseur sur la contrainte nominale obtenu par la méthode de la force directe. Nous avons alors choisi une section à laquelle nous avons fait varier l'épaisseur des parois qui la

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

constituent et nous avons à chaque fois calculé la contrainte nominale dans le cas de la flexion et de la compression.

Les résultats obtenus sont dressés dans le tableau 4.7.

h(mm)	b_1 (mm)	b_2 (mm)	C_1 (mm)	C_2 (mm)	T(mm)	P_n (KN)	M_n (KN.mm)
207.2	49.5	49.78	12.7	13.9	1.3	140,771554	3,32433611
					1.4	162,034512	3,79926723
					1.5	162,035421	4,20124746
					1.6	172,628109	4,72317831
					2.5	266,786,3603	9,5294382

Tableau 4.7 Contraintes nominales d'une section en C pour différentes valeurs de l'épaisseur

Sur la figure 4.4 ci-dessous nous avons représenté la variation de la contrainte nominale de compression en fonction de l'épaisseur des parois de la section transversale.

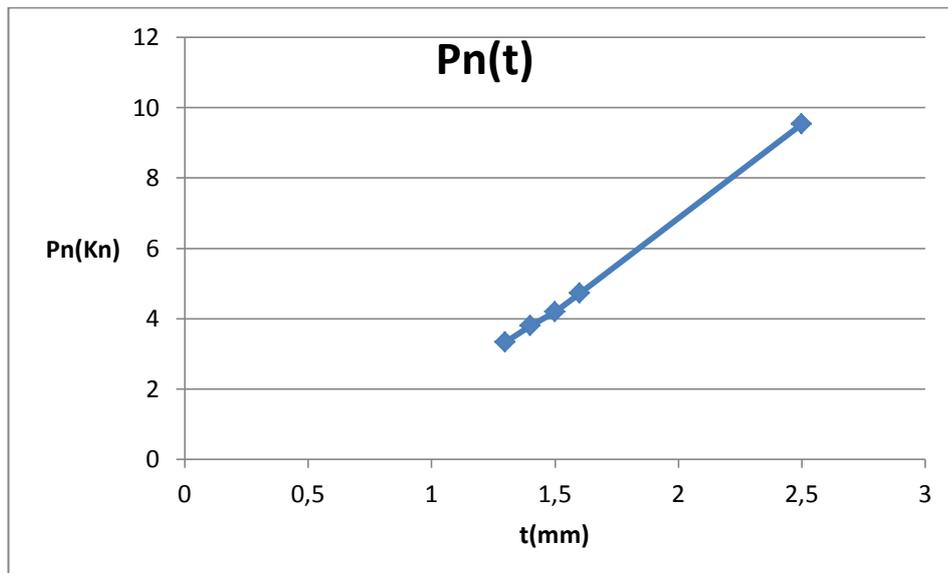


Figure 4.4 Contrainte nominale de compression en fonction de l'épaisseur.

Sur la figure 4.5 nous avons également représenté la variation de la contrainte nominale de flexion en fonction de l'épaisseur des parois de la section transversale.

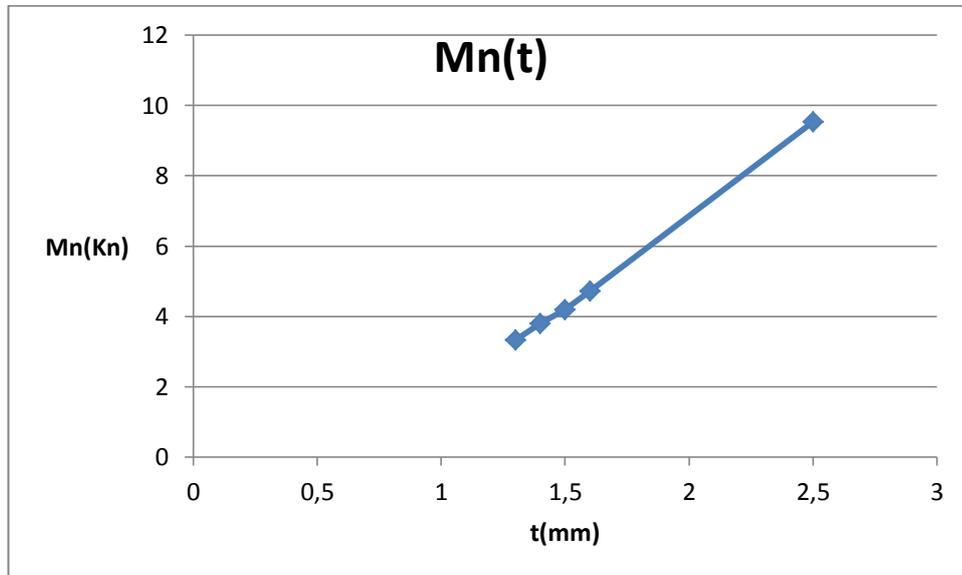


Figure 4.5 Contrainte nominale de flexion en fonction de l'épaisseur

Nous avons constaté que la contrainte nominale de flexion augmente lorsque l'épaisseur augmente.

4.4 Interprétation

Dans cette partie nous avons essayé de comparer entre les résultats obtenus pour les contraintes nominales par les deux grandes approches de dimensionnement. Pour cela nous avons regroupé les résultats obtenus dans le tableau 4.8 pour les contraintes nominales de compression et dans le tableau 4.9 pour les contraintes nominales de flexion.

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

N°de section	N_c, R_d (KN)	p_n (KN)	La différence(KN)	Différence (%)
1	67	79	12	18%
2	76	87	11	14.47%
3	84	107	23	27.38%
4	84	95	11	13%
5	173	194	21	12.13%
6	126.90	185.62	58.72	46.27%
7	126.07	185.63	59.56	47.24%
8	183	207	24	13.11%
9	75	85	26	13.13%
10	204	230	26	12.74%
11	202	228	9	12.87%
12	109	118	9	8.25
13	109	118	9	8.25%
14	283.42	299.40	15.97	5.63%
15	300.09	316.40	16.31	5.43%
16	92.08	89.69	2.39	2.66%
17	63.09	70.25	7.16	11.34%
18	84.29	70.00	14.29	20.41%
19	57.91	45.3	12.61	27.83%
20	57.90	45.81	12.09	26.39%

Tableau 4.8 La différence entre les contraintes nominales de compression

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

Sur les 20 sections pour lesquelles nous avons calculé la contrainte nominale de compression, nous avons constaté que pour 80% des sections la valeur obtenue par la DSM est plus grande que celle obtenue par l'Eurocode.

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

N° de Sections	M_c, R_d (KN.m)	M_n (KN.m)	Différence(KN.m)	Différence (%)
1	2,52	2,32	0.2	8.62%
2	2,64	2,43	0.21	8.64%
3	4,66	4,15	0.51	12.28%
4	4,64	3,72	0.92	24.73%
5	10,17	8,67	1.5	17.30%
6	7.27	6.31	0.96	15.21%
7	8.06	7.53	0.53	7.03%
8	10,79	9,32	1.47	15.77%
9	2,42	2,26	0.16	7.07%
10	11.88	10.49	1.39	13.25%
11	11.65	10.30	1.35	13.10%
12	7.21	5.30	1.91	36.03%
13	7.28	5.33	1.95	36.58%
14	17.25	14.29	2.96	20.71%
15	18.24	15.37	2.87	18.67%
16	8.66	8.35	0.31	3.71%
17	5.32	3.5	1.82	52%
18	4.64	3.73	0.91	24.39%
19	6.34	6.16	0.18	2.92%
20	6.40	6.19	0.21	3.39%

Tableau 4.9 La différence entre les contraintes nominales de flexion

Sur les 20 sections pour lesquelles nous avons calculé la contrainte nominale de flexion, nous avons constaté que toutes les sections ont la valeur obtenue par

Chapitre 04 : [Calcul de la contrainte nominale par les deux méthodes]

l'Eurocode 3 partie 1-3 plus grande que celle obtenue par la DSM, et que dans 80% des cas la différence reste inférieure à 20%.

Les tableaux ci-dessous donnent les résultats des contraintes nominales obtenus par les deux méthodes pour une même section en faisant varier l'épaisseur des parois de la section transversale.

T(mm)	Eurocode 3	DSM
	N_c, R_d (kN)	P_n (KN)
1.3	65,242767	140,771554
1.4	74,682865	162,0345116
1.5	84,51448	162,035421
1.6	94,688103	172,628109
2.5	195,89668	266,7863603

Tableau 4.10 : Contraintes nominales de compression d'une section en C pour différentes valeurs de l'épaisseur calculé par les deux règlements « DSM » et « L'Eurocode »

T(mm)	Eurocode	AISI
	Mc,Rd	Mn
1.3	5,23506954	3,32433611
1.4	5,67986226	3,79926723
1.5	6,12406244	4,20124746
1.6	6,56746849	4,72317831
2.5	10,5007161	9,5294382

Tableau 4.11 Contrainte nominale de flexion d'une section en C pour différentes valeurs de l'épaisseur calculé par les deux règlement « AISI » et « L'Eurocode »

Nous avons également représenté les résultats obtenus sur les figures 4 6 et 4 7 pour bien montrer la différence entre les deux méthodes pour une même section en fonction de l'épaisseur des parois

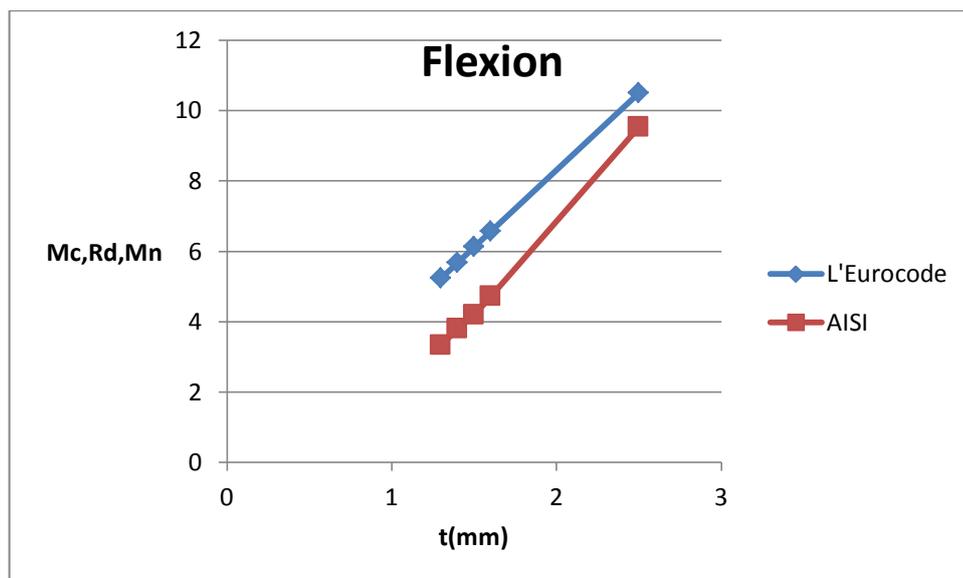


Figure 4.6. Représentation graphique de la contrainte nominale selon les 02 méthodes en fonction du (t) .cas de la flexion

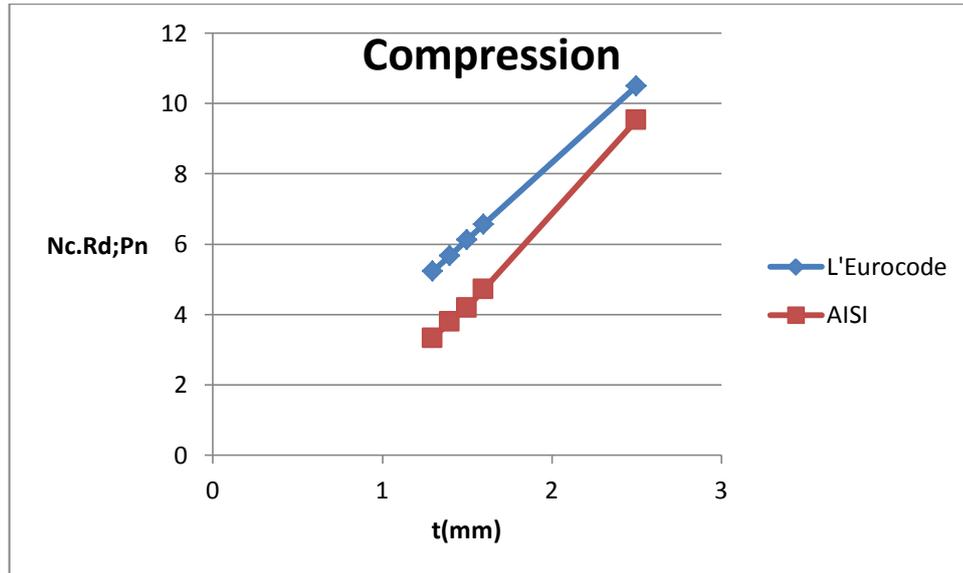


Figure 4.7 Représentation graphique de la contrainte nominale selon les 02 méthodes en fonction du (t) .cas de la compression

5.4 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons utilisé les deux grandes approches de dimensionnement pour calculer les contraintes nominales de profilés de section transversale en C. Le concept de la largeur efficace utilisé par l'Eurocode nécessite un processus itératif qui peut être long et fastidieux pour calculer les propriétés efficaces de la section transversale, nous l'avons alors programmé sur Excel et les résultats obtenus sont reportés dans la première partie de ce chapitre.

Dans la deuxième partie de ce chapitre nous avons dressé les résultats obtenus par la méthode de la résistance directe. Cette méthode nécessite le calcul des contraintes critiques élastiques des différents modes d'instabilité, nous avons utilisé le logiciel CUFSM pour les obtenir.

Nous avons terminé ce chapitre par une comparaison des résultats obtenus par les deux méthodes.

Conclusion générale

L'utilisation des éléments en acier formés à froid dans la construction de bâtiments a commencé dans les années 1850 aux États-Unis et en Grande-Bretagne. Dans les années 1920 et 1930, l'acceptation de l'acier formé à froid comme matériau de construction était encore limitée car il n'existait pas de norme de conception adéquate et les informations étaient limitées sur l'utilisation de ce matériau dans le bâtiment.

Au cours des quelques dernières années, la construction métallique est devenue une option pour les maisons individuelles dans de nombreux pays d'Europe, y compris en Roumanie. Comparée aux solutions conventionnelles, l'ossature en éléments formés à froid confère des avantages à la fois techniques et économiques, dont la légèreté de la structure, la facilité de préfabrication, la vitesse de montage et la qualité améliorée.

Les éléments en acier formés à froid sont constitués de tôles d'acier de structure et leur forme finale est obtenue soit par un pliage à la presse des flans découpés à partir des tôles ou bobines, soit comme c'est le cas plus fréquemment par profilage au travers d'une série de galets. À la différence de l'acier laminé à chaud, l'acier formé à froid est façonné sans nécessiter aucun apport de chaleur, d'où son nom. Les éléments et autres produits en acier formés à froid sont plus minces, plus légers, plus faciles à fabriquer et généralement moins chers que ceux laminés à chaud. Ils sont disponibles dans un large éventail d'épaisseurs, pour répondre à différents besoins et usages structurels et non structurels.

Pour le dimensionnement des éléments en acier formés à froid il y'a la méthode de la largeur efficace (Effective Width Concept), Dans l'approche de cette méthode, au lieu de considérer la distribution non uniforme de la contrainte à travers la largeur de l'élément, on suppose que toute la charge est supportée par une largeur fictive, mais pour des sections plus complexes par exemple avec des bords additionnels

et/ou des raidisseurs intermédiaires cette méthode devient très compliqué et longue, en plus cette méthode ignore généralement l'interaction qui existe entre l'âme et la semelle, alors pour surmonter ces problèmes une nouvelle méthode a été développée par Schäfer et Peköz (1998) appelé la méthode de résistance directe (DSM), La DSM emploie la section transversale entière dans la détermination de l'instabilité élastique et offre des dispositions spécifiques pour les résistances envers les 3 modes d'instabilité : local, global et distorsionnel, pour la compression et la flexion des éléments structuraux.

L'objectif de notre mémoire est d'abord de présenter les deux méthodes de calcul des contraintes nominales. La méthode de la largeur efficace nécessite le calcul de module d'inertie effectif W_{eff} qui permet de calculer le moment résistant en flexion, et l'Aire efficace A_{eff} pour le calcul de l'effort résistant en compression.

Pour L'Eurocode, le calcul des largeurs efficaces peut conduire à des calculs itératifs très complexe surtout pour des sections avec des raidisseurs intermédiaires dans l'âme ce qui rend cette méthode très difficile à utiliser par contre la méthode de la force directe est plus simple car elle utilise la section brute mais nécessite le calcul des contraintes critiques élastiques de chaque mode de flambement.

Nous avons ensuite utilisé les deux grandes approches de dimensionnement pour calculer les contraintes nominales de profilés de section transversale en C. Le concept de la largeur efficace utilisé par l'Eurocode nécessite un processus itératif qui peut être long et fastidieux pour calculer les propriétés efficaces de la section transversale, nous l'avons alors programmé sur Excel et les résultats obtenus sont reportés dans la première partie du chapitre 4. Dans la deuxième partie nous avons dressé les résultats obtenus par la méthode de la résistance directe. Cette méthode nécessite le calcul des contraintes critiques élastiques des différents modes d'instabilité, nous les avons calculés en utilisant le logiciel.

Dans de prochains travaux on peut envisager d'étudier l'influence des autres dimensions sur les valeurs des contraintes nominales.

Bibliographie

- [1] Cufsm version 4.03 finite strip buckling Analysis of thin-walled Members
(www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm)
- [2] Direct Strength Method for CFS Design
- [3] Distortional buckling of cold formed steel members in bending
- [4] L'Eurocode 3 "Calcul des structures en acier " et document d'application Nationale partie 1-3 : Règles supplémentaires pour les profilés et plaques à parois mince formés a froid
- [5] Mustapha DJAFOUR Etude de la Stabilité Distorsionnel des Profils en Acier Formés à Froid
- [6] Naoual DJAFOUR née BENKELFAT :Proposition d'une méthode de classification des modes d'instabilité des colonnes en acier formées à froid
- [7] North American Specification for the Design of Cold Formed Steel Structural Members for the Design of Cold-Formed
- [8] Section en acier formés à froid
- [9] seghir oussama (automatisation du dimensionnement des sections a parois minces de poutres et de colonnes en acier formé a froid

ملخص

المقاطع المشكلة على البارد شهدت نموا كبيرا في الخمسين سنة الأخيرة وهي تستعمل في مختلف مجالات البناء. تتميز المقاطع المشكلة على البارد بالمقاومة وخفة الوزن والتنوع وعدم الاحتراق ويمكن أن تشكل بها أشكال متعددة بأسعار منخفضة المشكل الوحيد الذي يمكن أن نواجهه في استعمالنا لهذا المتوج هو عدم الاستقرار. الهدف من هذا العمل هو حساب العزم و المقاومة بواسطة العرض الفعال وطريقة القوة المباشرة

ولتسهيل الحسابات استعملنا البرنامج و في الأخير قمنا بمقارنة بين النتائج

كلمات مفتاحية

DSM,L'Eurocode المقاطع المشكلة على البارد العزم و المقاومة النهائيين عدم الاستقرار

Abstract

Cold-formed steel profiles have grown significantly over the past fifty years and are currently used in various forms in several construction projects. Their light weight resistance, variety, non-combustibility and ease of production have convinced engineers, builders and manufacturers of construction products that cold-formed steel profiles can produce an approved function and a great aesthetic for several applications to A low price. The problems associated with thin-walled constructions essentially stem from the phenomenon of instability. The purpose of this work is to compute the nominal constraint by the effective width and the direct force method. We used in this last method CUFSM software which is facilitated for us the computation, and we ended up with a comparison between the results Of the two methods.

Keywords

Cold formed, rated load , buckling mode , DSM,L'Eurocode

Résumé

Les profils en acier formés à froid ont connu une croissance significative durant les cinquante dernières années et sont utilisés actuellement sous diverses formes dans plusieurs projets de construction. Leur résistance poids léger, variété, non combustibilité et la facilité de production, ont convaincu les ingénieurs, les constructeurs et les manufacturiers des produits de construction que les profils en acier formés à froid peuvent produire une fonction approuvée et un grand esthétique pour plusieurs application à un prix bas. les problèmes associés aux constructions à parois minces découlent essentiellement du phénomène d'instabilité. Le but de ce travail est de calculé la contrainte nominale par la largeur efficace et la méthode des force direct. Nous avons utilisé dans cette dernière méthode logiciel cufsm Ce qui est facilité pour nous les calcul , et on a terminé par une comparaison entre les résultats des deux méthodes.

Les mots clés

Profils formés à froid, contrainte nominale, mode d'instabilité,DSM,L'Eurocode