

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - تلمسان -

Université Aboubakr Belkaïd – Tlemcen –



Faculté de TECHNOLOGIE

Département de génie civil

Mémoire pour l'obtention du diplôme de master

En : Génie civil

Option : Structure

Elaboré par

HAMZI SOUMIA

MOKHTAR HANANE

Automatisation du calcul des contraintes nominales d'un élément de structure en acier formé à froid

Présenté le /09/2021

Devant le jury composé de

BOUMECHRA N.	Professeur	Univ. Tlemcen	Président
M. MISSOUM A.	Maître de conférences B	Univ. Tlemcen	Examinateur
DJAFOUR N.	Maître de conférences B	Univ. Tlemcen	Encadrant
MEDDANE N.	Maître de conférences B	Univ. Tlemcen	Co-encadrant

Année universitaire 2020-2021

Dédicaces

Je dédie ce mémoire,

A nos très chers parents, source de vie, d'amour et d'affection.

A nos chers frères et sœurs et leurs enfants, source de joie et de bonheur.

A toutes nos familles MOKHTAR & HAMZI source d'espoir et de motivation.

A tous nos amis et particulièrement BERROUAINÉ HALIMA.

A vous cher lecteur.

Remerciements

Je remercie dieu le tout puissant pour la volonté et la patience qu'il m'a donné toujours.

Mes remerciements s'adressent à notre encadrantes Mme DJAFOUR.N et Mme N.BENMANSOUR, Je les remercie de nous avoir encadrés, orientés, aidés et conseillés.

Je tiens à remercier sincèrement les membres de jury Monsieur N .BOUMECHRA et Monsieur MISSOUM MA pour l'intérêt et d'avoir accepté de juger notre travail.

J'adresse également ma profonde gratitude à tous les professeurs de l'université ABOUBAKR BELKAID et en particulier ceux du département GENIE CIVIL dont leur enseignement a porté ses fruits.

Mes vifs remerciements à nos chers parents pour son soutien, ses encouragements et son disponibilité.

Mes Frères et sœurs pour leurs encouragements durant tout mon parcours

Mes camarades, amis et connaissances.

Enfin, je remercie toutes les personnes qui, de près ou de loin, ont contribué à l'élaboration de ce modeste travail.

Résumé

Les profilés en acier formée à froid ont un domaine d'application très vaste dans l'industrie moderne. ces matériaux ont une diversité de forme dans les projets de construction .leur résistance, poids léger, la variété et la facilité de production, les constructeurs et les ingénieurs ont convaincu que les profilées formée à froid peuvent produire une fonction appropriés et un grand esthétique pour plusieurs application à un coup réduit. Le but de ce travail est d'automatiser le calcul de la contrainte nominale par la méthode de la largeur efficace, cette méthode est basée sur le logiciel Matlab ce qui est facilité pour nous les calculs.

Les mots clés : Profilée formée à froid, Section transversale en Z, contraintes nominales, DSM, Eurocode3.

Abstract

Cold-formed steel sections have a very wide field of application in modern industry. These materials have a variety of shapes in construction projects. Their strength, light weight, variety and ease of production, builders and engineers have convinced that cold formed profiles can produce suitable function and great aesthetics for many applications at low stroke. The aim of this work is to calculate the nominal stresses by the effective width method, this method is based on the Matlab software which makes calculations easier for us.

Keywords: Cold formed sections, nominal stress, Eurocode3

ملخص

المقاطع الفولاذية المشكلة على البارد لها مجال واسع جداً من التطبيقات في الصناعة الحديثة. هذه المواد لها أشكال متنوعة في مشاريع البناء. قوتها وخفة وزنها وتنوعها وسهولة إنتاجها وقد اقتنع المهندسين والبنائين بأن المقاطع الفولاذية المشكلة على البارد يمكن أن تنتج وظيفة مناسبة وجمالية كبيرة لعدة طلباتهم بتكلفة مخفضة .
الهدف من هذا العمل هو حساب العزم و المقاومة بواسطة العرض الفعال, تعتمد هذه الطريقة Matlab على برنامج الذي يسهل علينا العمليات الحسابية.
كلمات مفتاحية: المقاطع المشكلة على البارد, العزم و المقاومة النهائيين.

Table des Matières

Dédicaces.....	i
Remerciements	ii
Résumé.....	iii
Abstract	iii
ملخص.....	iii
Liste des Tableaux.....	vii
Liste des Figures	ix
Notations.....	x
Introduction générale.....	1
Chapitre 1.....	3
Présentation des profilés formés à froid	3
1.1 Introduction	3
1.2 Types de profilé formé à froid.....	3
1.3 Mode de fabrication [2]	5
1.3.1 Le Pliage	5
1.3.2 Le profilage	6
1.4 Les modes d'instabilités [3]	7
1.4.1 Mode local	7
1.4.2 Mode global.....	8
1.4.3 Mode distorsionnel	8
1.5 Les avantages et les inconvénients des éléments formés à froid [4]...	9
1.5.1 Les avantages.....	9
1.5.2 Les inconvénients	10
1.6 Conclusion.....	10
Chapitre 2.....	12
Les méthodes de calcul de la contrainte nominale.....	12
2.1 Introduction	12
2.2 La méthode de la largeur efficace [2].....	12
2.2.1 Le concept de la largeur efficace.....	12
2.2.2 Influence des arrondis [2].....	15
2.2.3 Proportion géométrique [5].....	18
2.3 La méthode de la force directe (DSM)	21
2.3.1 Présentation.....	34
2.3.2 Les avantages de la DSM [6]	34
2.3.2.1 Améliorations de la conception quotidienne	35
2.3.2.2 Amélioration théorique.....	35
2.3.2.3 Changements philosophiques	35

2.3.3	Les conditions d'applicabilité de la DSM [7]	36
2.3.4	Mode de Calcul [8]	38
2.3.4.1	Cas de flexion :	39
a.	Mode local	39
b.	Mode distorsionnel	39
c.	Mode global.....	40
2.3.4.2	Cas de compression	40
d.	Mode local	40
e.	Mode distorsionnel	41
f.	Mode global.....	41
2.4	Conclusion.....	41
Chapitre 3.....		43
Présentation du programme de calcul élaboré.....		43
3.1	Introduction	43
3.2	Programme de calcul de la contrainte nominale.....	43
3.3	Validation	52
3.4	Applications	67
3.5	Conclusion.....	70
Conclusion générale.....		71
Bibliographie		72

Liste des Tableaux

Tableau 2-1 : Conditions d'utilisation.....	20
Tableau 2-2: Modélisation des parois d'une section transversale.	21
Tableau 3-1: Caractéristique géométriques des différentes sections en Z traitées	68
Tableau 3-2: la comparaison entre les contraintes nominales	69
Tableau 3-3. Les contraintes nominales de différentes sections obtenues par notre programme.....	70

Liste des Figures

Figure 1-1. Différents types de profilés.....	4
Figure 1-2. Les différents types de tôles.....	4
Figure 1-3. Raidisseurs de bord typiques	5
Figure 1-4. Les Raidisseurs intermédiaires typiques	5
Figure 1-5. Le Pliage	6
Figure 1-6. Le Profilage	6
Figure 1-7: différents types de modes d'instabilités	7
Figure 1-8. Voilement d'une plaque	8
Figure 1-9. Flambement global d'une section en C.....	8
Figure 1-10. Instabilité distorsionnelle d'une section en C	9
Figure 2-1. Evolution de la distribution des contraintes lors du chargement d'un élément raidi.	14
Figure 2-2. Largeur efficace d'un élément plan raidi uniformément comprimé	15
Figure 2-3. Largeurs efficaces de section en C fléchie et comprimée (les parties noircies sont inefficaces)	15
Figure 2-4. Influence des arrondis.	16
Figure 2-5: largeur des sections transversales des parois <i>bp</i> tenant compte des rayons d'arrondi	17
Figure 2-6: prise en compte approchée des arrondis	18
Figure 2-7: Des formes conventionnelles	35
Figure 2-8: Des formes optimisées	35
Figure 2-9 : Les conditions d'application de la DSM pour les poutres	37
Figure 2-10 : Les conditions d'application de la DSM pour les poteaux.	38

Notations

b_{eff}	la largeur efficace
A_g	Aire de la section brute
A_{eff}	Aire efficace de la section transversale
F_y	la limite d'élasticité de l'acier
M_{cRd}	Moment résistant
$\bar{\lambda}_p$	L'élancement réduit
ρ	Coefficient de réduction
$w_{eff,x}$	Module de résistance
M_{cre}	Le moment critique du mode
κ_σ	Coefficient de voilement
I_{eff}	Moment d'inertie
M_{ne}	La résistance nominale a 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_{cnd}	Le moment critique du mode
M_{cre}	Le moment critique du mode global
P_{ne}	La charge nominale du mode global
P_{nl}	La charge nominale du mode distorsionnel
P_{crl}	La charge critique du mode local

P_{crd}	La charge critique du mode distorsionnel
P_{cre}	La charge critique du mode global
f_u	La résistance à la traction
f_{ya}	la limite d'élasticité moyenne
f_{yb}	la limite d'élasticité de base
E	Module de young
G	Module de cisaillement
ν	Coefficient de poisson
ψ	rapport de la contrainte
θ	Angle en général
f_{cr}	La contrainte critique

Introduction générale

Les éléments structuraux dans la construction métallique peuvent être formés soit à chaud avec température élevée, alors que les autres profilés à froid sont obtenus à température ambiante en pliant des tôles simples pour obtenir la forme désirée.

Les profilés formés à chaud sont utilisés massivement par rapport aux profilés formés à froid. Mais vu la tendance actuelle de construire de plus en plus résistant et plus en plus léger, les éléments formés à froid représentent le secteur qui se développe le plus dans le domaine de la construction métallique. Ces derniers et surtout ceux à parois minces présentent des caractéristiques très intéressantes les rendant compétitifs, à savoir la facilité de produire des formes complexes soit de section soit de tôle de profilées, et la facilité de leur montage. Cette facilité de produire des formes complexes permet, non seulement, une parfaite adéquation de la forme du profilé à sa fonction, mais aussi l'obtention de sections plus résistantes du point de vue structural.

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

Pour dénouer ces problèmes d'instabilité, les règlements de la construction métallique offrent 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. L'objectif de notre travail est d'automatiser cette procédure de calcul de la contrainte nominale d'un élément de structure de section transversale en Z avec des coins arrondis et des raidisseurs inclinés.

Afin d'atteindre nos objectifs on a subdivisé notre mémoire en trois chapitres plus une introduction et une conclusion.

Le premier chapitre est consacré à la présentation des profilés formés à froid. On commence par présenter les différents types de ces profilés en passant par leur mode

de fabrication et en décrivant leur mode d'instabilité à savoir l'instabilité locale, l'instabilité globale ainsi que l'instabilité distorsionnelle. Nous concluons ce chapitre par les avantages et les inconvénients de ce type de structure.

Dans le deuxième chapitre on présente les méthodes de calcul de la contrainte nominale. Nous allons commencer par présenter la méthode utilisée dans l'Eurocode 3 et qui est basée sur le concept de la largeur efficace, et examiner les conditions de son application aussi que les différentes équations qui permettent le calcul de la contrainte nominale. La méthode de dimensionnement appelée méthode de la force directe (Direct Strength Method DSM) est aussi exposée avec ses conditions d'application et ses équations de calcul de la contrainte nominale.

Le troisième chapitre consiste à présenter le programme de calcul de la contrainte nominale pour des sections transversales en Z quelconques soumises à la flexion. Le programme est écrit en langage MATLAB. Des contraintes nominales pour quelques sections sont calculées par le programme élaboré.

Ce manuscrit est achevé par une conclusion qui englobe les résultats importants obtenus.

Chapitre 1

Présentation des profilés formés à froid

1.1 Introduction

Actuellement dans le domaine de construction métallique les éléments formés à froids sont largement utilisés. Ces éléments sont obtenus à température ambiante contrairement aux éléments formés à chaud qui sont réalisés par laminage à chaud.

Mais vu la tendance actuelle de réaliser des structures résistantes et de plus en plus légère ce qu'est possible par l'utilisation des profilés formés à froid, ces derniers commencent à s'imposer sur le marché.

Dans ce chapitre nous allons commencer par présenter brièvement les différents types de profilés formés à froid.

1.2 Types de profilé formé à froid

Les différents types de produit disponibles pour une utilisation dans la construction des structures sont : [1]

- Profilés de types section, nous pouvons citer des sections en U, C et I. Ces profilés servent à la construction en tant qu'éléments structuraux (poteau, poutre). Son association permet d'obtenir diverses formes de profils, comme le montre la Figure 1-1

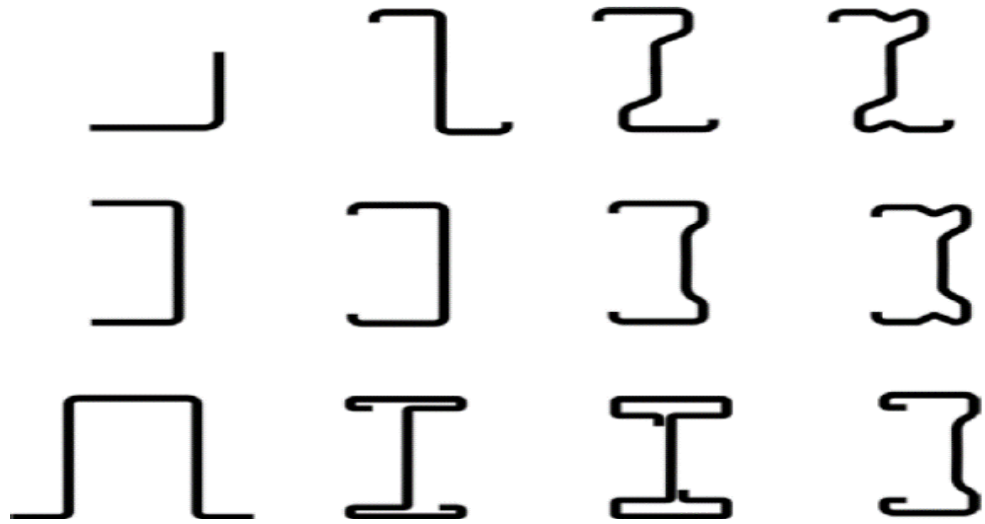


Figure 1-1. Différents types de profilés

- Profilés de type tôle dont la section est ondulée trapézoïdale. Ils servent pour les couvertures ou les bardages et parfois même dans le coffrage. Les différents types de tôles sont montrés par la Figure 1-2.

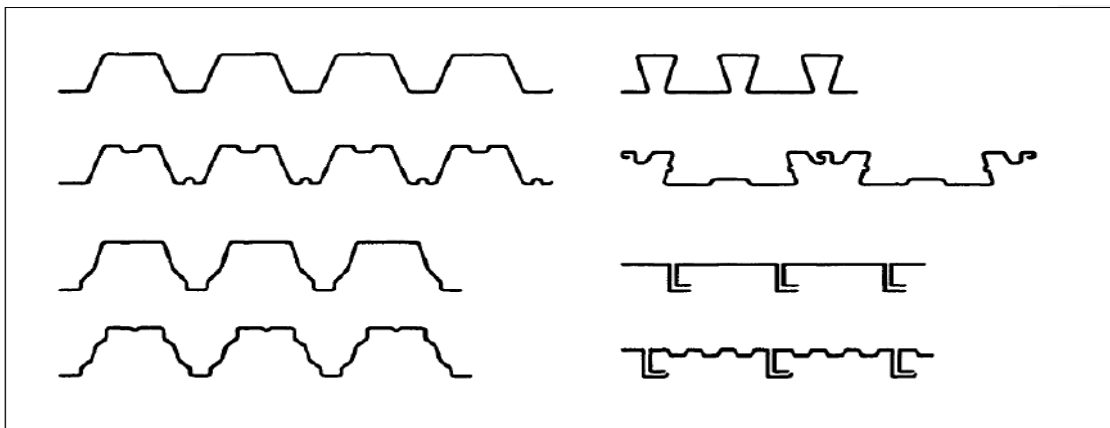


Figure 1-2. Les différents types de tôles

- Les raidisseurs sont utilisés afin d'augmenter la rigidité des sections transversales et des tôles. Les raidisseurs se présentent généralement sous forme de plis, de nervures intermédiaires ou comme éléments latéraux. Ces raidisseurs dans les profilés peuvent être à bord, un simple ou double pli

comme le montre la Figure 1-3 .ou bien intermédiaire dans la semelle ou dans l'âme comme indiqué sur la Figure 1-4



Figure 1-3. Raidisseurs de bord typiques

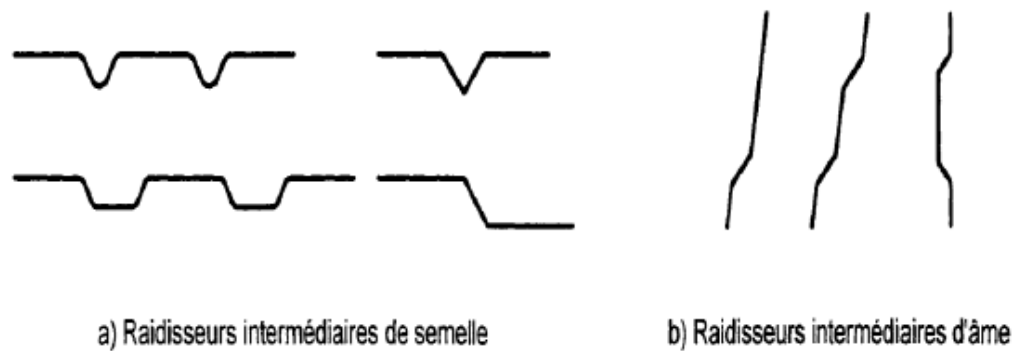


Figure 1-4. Les Raidisseurs intermédiaires typiques

1.3 Mode de fabrication [2]

Les profilés formés à froid peuvent être fabriqué soit par pliage ou par profilage.

1.3.1 Le Pliage

Le pliage est une technique qui consiste à faire plier les tôles découpées dans des dimensions très précises pour obtenir la forme souhaitée celle-ci après l'avoir placée entre les mors d'une plieuse comme illustré sur la Figure 1-5. Par conséquent, nous prouvons réaliser tous les types de sections que l'on peut imaginer.

Dans la fabrication d'un profile par pliage, les forces appliquées à l'élément sont concentrées dans leur coin arrondis. Ceci leur donne une particularité d'un point de vue comportement.

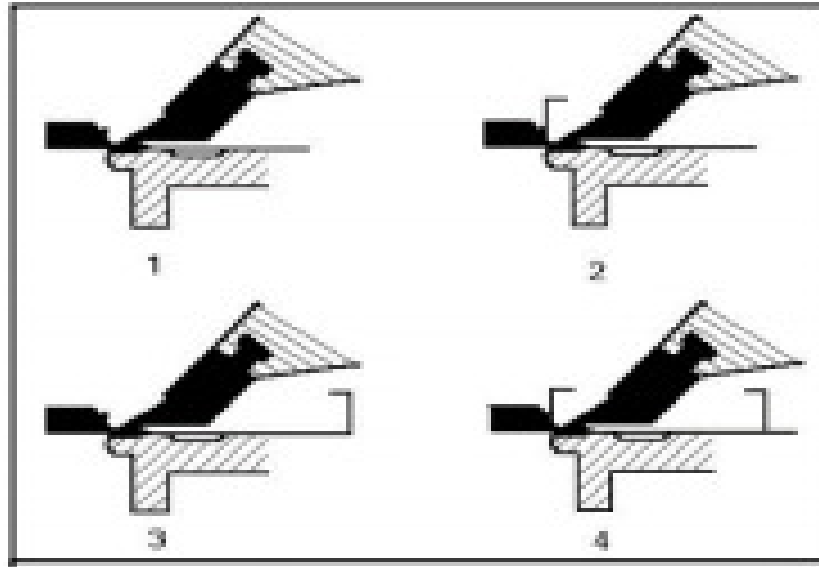


Figure 1-5. Le Pliage

1.3.2 Le profilage

Le profilage est un procédé continu de formage à froid partant de métal en feuilles ou en bobines. Il permet de réaliser des pièces appelées profilés. La bande de métal se trouve entrainé entre des paires de rouleaux successives qui donnent progressivement la forme finale. Ce procédé de fabrication est représenté sur la Figure 1-6. On peut dire que le profilage effectue une opération de pliage en continu.



Figure 1-6. Le Profilage

1.4 Les modes d'instabilités [3]

Les éléments formés à froid sont obtenus à partir de tôles minces, ce qui rend possible la réalisation de formes ayant des rapports largeur-épaisseur des parois relativement grands. Les parties planes de ces éléments peuvent donc devenir instable sous l'action de forces agissant dans leurs plans.

La vérification de cette instabilité constitue dans de nombreux cas un problème délicat à traiter lorsque ces éléments sont totalement ou partiellement comprimés. On peut distinguer trois modes d'instabilité : l'instabilité locale, l'instabilité distorsionnelle, et l'instabilité globale. La Figure 1-7 montre les différentes formes d'instabilité.

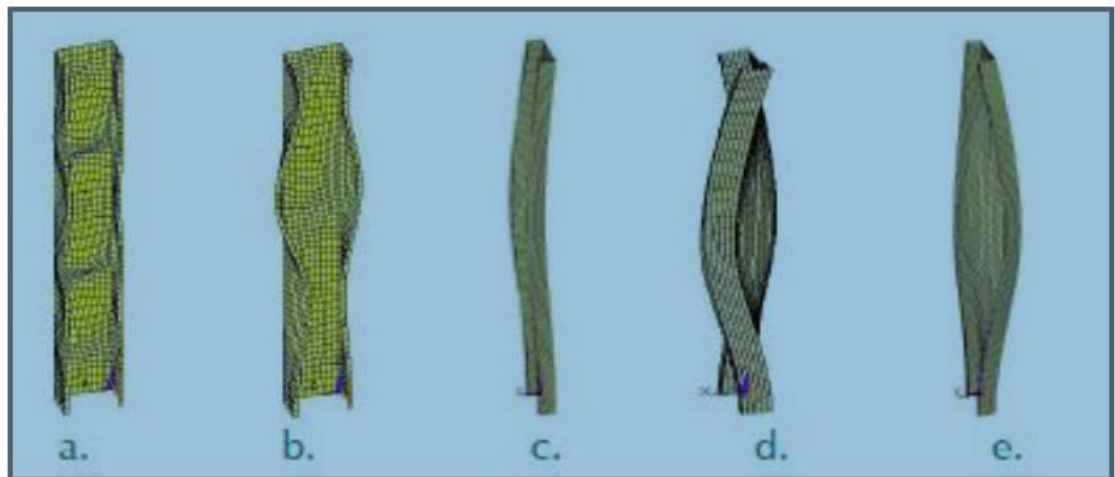


Figure 1-7: différents types de modes d'instabilités

1.4.1 Mode local

Lorsque des profilés formés à froid sont soumis aux forces appliquées dans leurs plans, une partie de la section en compression peut voiler bien avant que la section n'atteigne sa limite élastique.

C'est un mode impliquant seulement la flexion hors plan de la plaque sans déformation des lignes de jonction des plaques c'est -à -dire juste une rotation et pas de translation tel que le montre la Figure 1-8.

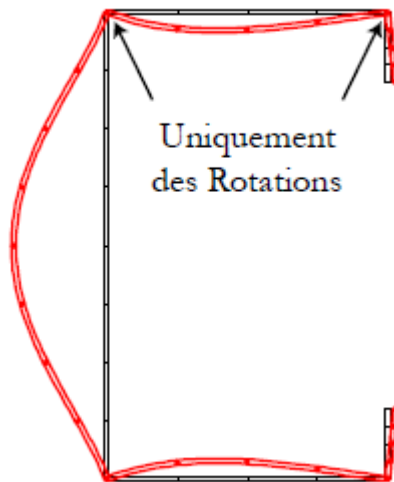


Figure 1-8. Voilement d'une plaque

1.4.2 Mode global

C'est le cas le plus clair et le plus simple qui couvre toute la longueur du poteau ou de la poutre. Il se produit avec une seule demi-onde de longueur égale à la longueur de flambement ; le mode flexionnel-torsionnel des poteaux et latéral des poutres. La section se déplace comme un corps rigide sans aucune distorsion comme le montre la Figure 1-9.

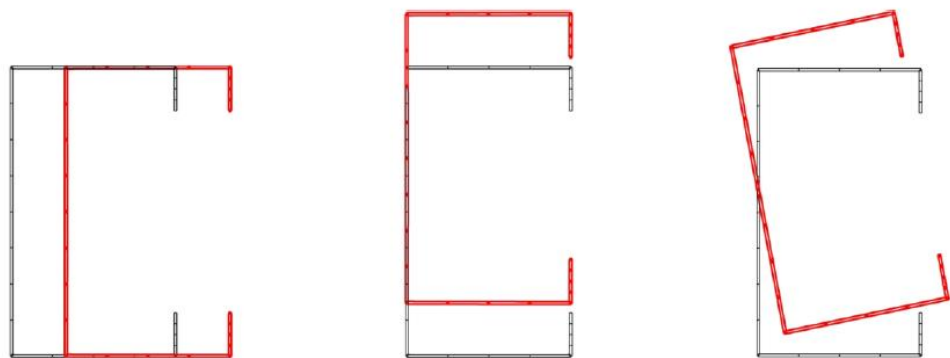


Figure 1-9. Flambement global d'une section en C

1.4.3 Mode distorsionnel

C'est le mode le moins évident et est mal maîtrisé donc il suscite plus d'attention. Dans ce mode certaines parties subissent une flexion et une torsion dans leur plan, alors d'autres parois planes subissent un voilement pur. Cette instabilité peut être

nommée aussi instabilité de raidisseur. En ce mode la semelle est déplacée ou tendue de sa position initiale sur toute la longueur de l'élément, d'où le changement de la forme de la section montré par la Figure 1-10

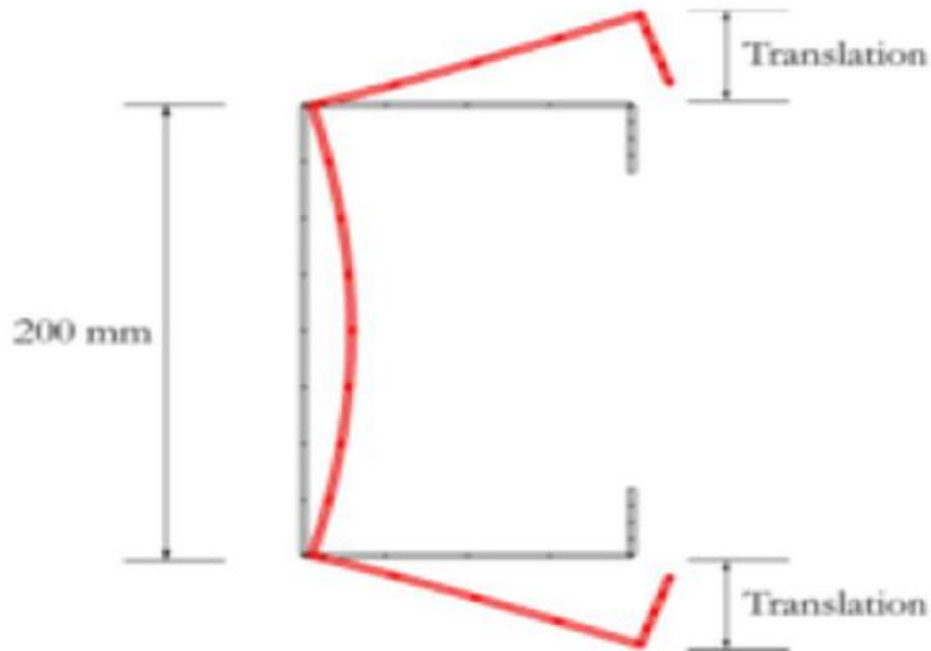


Figure 1-10. Instabilité distorsionnelle d'une section en C

1.5 Les avantages et les inconvénients des éléments formés à froid [4].

Les éléments de structure en acier formé à froid présentent des avantages et des inconvénients dont certains vont être cités ci-dessous.

1.5.1 Les avantages

Les éléments formés à froid présentent des avantages par rapport à d'autre type de profilés 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.

- Développement, diversité et complexité des formes répondant à tous les besoins des utilisateurs.
- La facilité de la mise en œuvre dans les assemblages avec soudure, rivetage, boulonnage, et le collage.
- Une grande légèreté des constructions et moins de matériaux.
- Le temps de production réduit et donc livraison rapide.
- La forme de la section peut être optimisée pour utiliser au mieux le matériau.
- Leur légèreté qui facilite la manutention, le transport et le montage, ils sont donc, plus économiques.
- La durabilité des profilés grâce à leur protection anti-corrosion qui est facilement appliquée avant la fabrication du profilé.

1.5.2 Les inconvénients

Parmi les inconvénients on peut citer :

- Les éléments formés à froid engendrent des problèmes spécifiques dans le design et la construction qu'on ne trouve pas généralement dans les profilés formés à chaud, ils posent un problème majeur pour les ingénieurs pour la vérification du comportement de ce type.
- Certains inconvénients dont ceux dus aux défauts classiques de la charpente métalliques comme la résistance au feu, les instabilités. Aussi, à cause de leur légèreté et la minceur de leurs éléments, on ne peut pas vraiment réaliser de très grandes structures.

1.6 Conclusion

Les profilés formés à froid présentent une grande diversité de forme. La conception de formes spéciales permet de satisfaire de nombreuses exigences fonctionnelles d'utilisation demandée par le client.

Ce type d'élément présente trois modes d'instabilités qui sont de type local, global et distorsionnel à prendre en compte dans leurs dimensionnements.

Plusieurs règlements de calcul pour les éléments structuraux en acier formé à froid ont été développés avec deux méthodes, la méthode de la largeur efficaces et la méthode de la fore direct (DSM). Ces dernières vont être exposées successivement dans le chapitre suivant.

Chapitre 2

Les méthodes de calcul de la contrainte nominale

2.1 Introduction

Comme annoncé dans la conclusion du chapitre 1, ce chapitre soulève l'intérêt des méthodes de calcul de la contrainte nominale d'un élément de structure en acier formé à froid. On commence par introduire le concept de la largeur effective, qui est la base des principales règles de calcul des éléments en acier formé à froid, avant de présenter la nouvelle méthode de calcul introduite en 2004 dans les règles nord-américaines, la méthode de la force directe ou Direct Strength Method » (DSM).

2.2 La méthode de la largeur efficace [2]

2.2.1 Le concept de la largeur efficace

Puisque les épaisseurs des parois formant l'élément de structure en acier formé à froid sont très petites par rapport à sa largeur. Les phénomènes d'instabilité et le comportement post-critique sont les deux paramètres principaux lors du calcul de la charge de ruines de ces éléments structuraux. Les éléments de structure formé à froid flambent avant la plastification de leur section, en plus ces éléments ne s'effondrent pas quand la contrainte d'instabilité est atteinte. En raison de la redistribution des contraintes, les composants peuvent supporter des charges supplémentaires après l'instabilité.

La solution théorique de ce problème prenant en compte la résistance post-critique, n'est pas envisageable en pratique. Le concept des largeurs efficaces a été mis au point pour servir de solution.

Pour l'élément plan raidi uniformément comprimé représentée sur figure 2 1, on voit l'état idéal de la distribution des contraintes longitudinales dans les étapes consécutives de chargement.

Dans le concept de la largeur efficace, on suppose que toute la charge est supportée par une largeur fictive b , qui est soumise à une contrainte uniformément distribuée σ_{max} , σ_{max} est 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 .

σ_{max} : La limite élastique

b : La largeur efficace.

$$b = w \text{ pour } \lambda \leq 0,673 \quad (2-1)$$

$$b = \rho w \text{ pour } \lambda > 0,673 \quad (2-2)$$

Ou ρ est un facteur réducteur.

$$\rho = \frac{1 - \frac{0,22}{\lambda}}{\lambda} \rho \leq 1 \quad (2-3)$$

Et ou λ est l'élancement de la plaque

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{crv}}} = \frac{1,052}{\sqrt{Kv}} \left(\frac{w}{t}\right) \sqrt{\frac{\sigma_{max}}{E}} \quad (2-4)$$

Avec :

Kv : Coefficient de voilement de la plaque.

σ_{crv} : Contrainte critique de voilement.

t : Epaisseur de la plaque.

E : Module d'élasticité

σ_{max} est la contrainte de compression maximum agissant au bord de la plaque. Pour avoir la charge maximum $\sigma_{max} = \sigma_y$

Pour des sections formées de plusieurs plaques, telle que la section en C de la **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**, 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 parties efficaces.

Lorsque l'on souhaite analyser le comportement d'un élément formé à froid et estimer sa capacité portante, le premier travail à faire est d'évaluer la largeur effective des parois comprimées de la section de l'élément. Cela doit également être fait sur la base d'une distribution adéquate des contraintes dans la section en question. Ensuite il faut calculer les caractéristiques géométriques de la section efficaces en considérant le déplacement de l'axe neutre lié à la redéfinition de la section en parties efficaces.

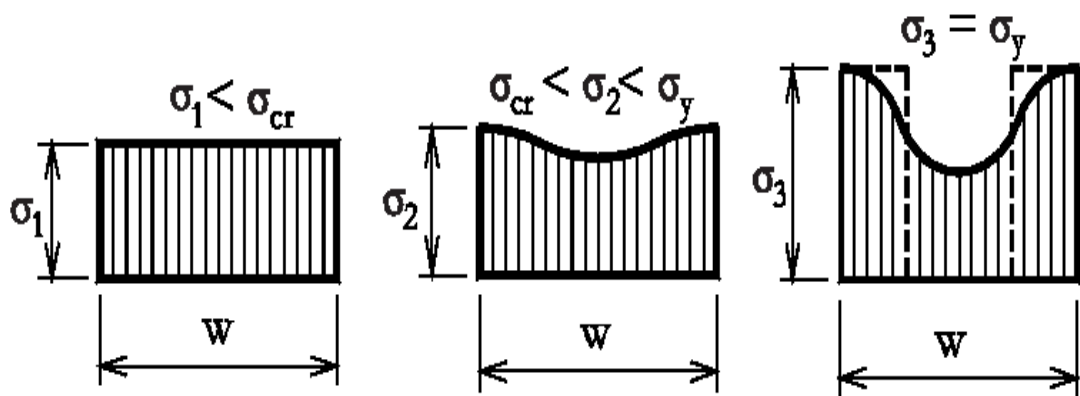


figure 2 1: Evolution de la distribution des contraintes lors du chargement d'un élément raidi.

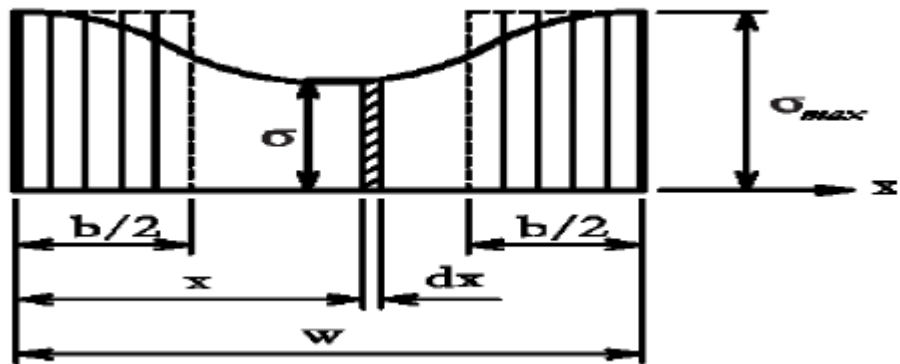


figure 2 2: Largeur efficace d'un élément plan raidi uniformément comprimé

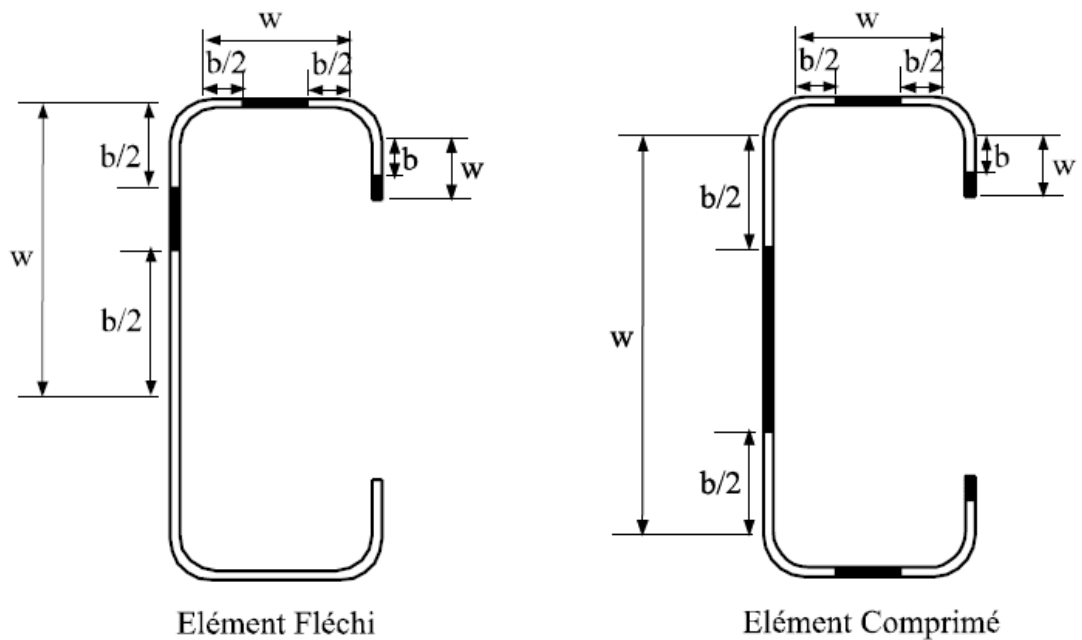


figure 2 3: Largeurs efficaces de section en C fléchi et comprimée (les parties noircies sont inefficaces)

2.2.2 Influence des arrondis [2]

Dans les sections transversales comportant des arrondis, il convient de mesurer les largeurs de référence des parois bp à partir des points médians des plis adjacents, comme indiqué à la figure 2 4

. Dans les sections comportant des arrondis, il convient de calculer les caractéristiques de section à partir de la géométrie nominale de la section transversale.

À moins que des méthodes plus précises ne soient utilisées pour déterminer les caractéristiques de section, le mode opératoire approximatif suivant peut être employé. L'influence des arrondis sur la résistance des sections transversales peut être négligée si les rayons internes $r \leq 5t$ et $r \leq 0,10 bp$; la section transversale est alors assimilée à une section constituée de parois planes à angles vifs selon la figure 2 5, il faut noter l'utilisation de la valeur bp pour toutes les parois planes, y compris les parois soumises à la traction. Pour les propriétés de rigidité des sections transversales, il convient toujours de prendre en compte l'influence des arrondis.

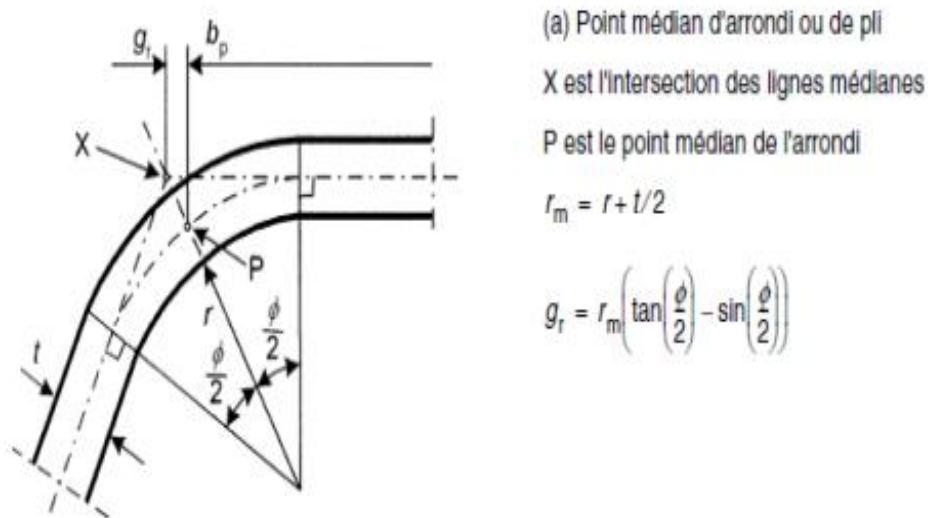


figure 2 4. Influence des arrondis.

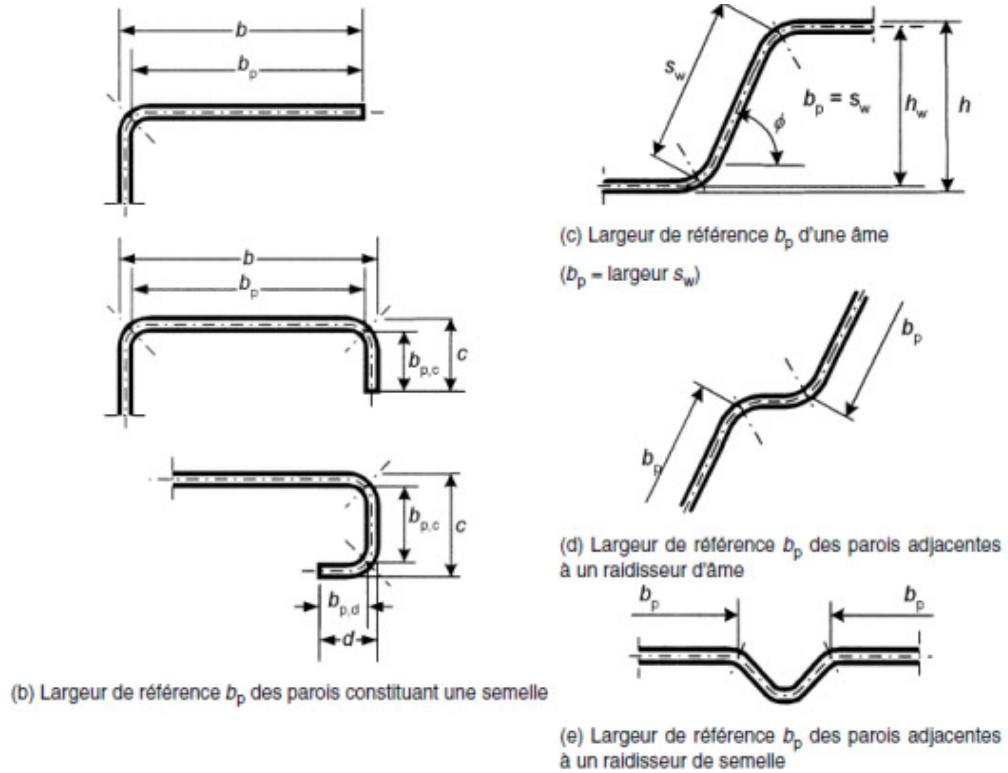


figure 2 5: largeur des sections transversales des parois b_p tenant compte des rayons d'arrondi

L'influence des arrondis sur les caractéristiques de section peut être prise en compte en réduisant les caractéristiques calculées pour une section transversale similaire comportant des angles vifs, voir la figure 2 6: prise en compte approchée des arrondis, à l'aide des approximations suivantes :

$$A_g \approx A_{g,sh} (1 - \delta)$$

$$I_g \approx I_{g,sh} (1 - 2\delta)$$

$$I_w \approx I_{w,sh} (1 - 4\delta)$$

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^m \frac{\phi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^n b_{p,i}}$$

Les réductions données par ces expressions peuvent également être appliquées lors du calcul des caractéristiques de section efficace A_{eff}, I_{eff} et w_{eff} , à condition que les largeurs de référence des parois soient mesurées entre les points d'intersection de leurs lignes médiane.

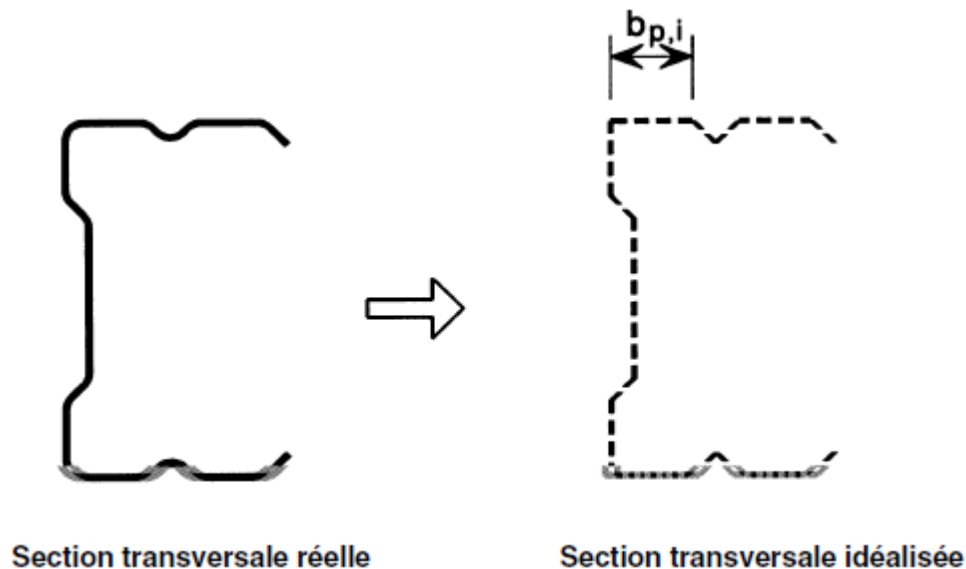


figure 2 6: prise en compte approchée des arrondis

Lorsque le rayon interne $r > 0.04 \times t \times E/f_y$, il convient alors de déterminer la résistance de la section transversale par des essais.

2.2.3 Proportion géométrique [5]

Il convient de ne pas appliquer les dispositions données dans la partie 1-3 de l'EN 1993 pour le dimensionnement par le calcul aux sections transversales dont les rapports largeur sur épaisseur ne se situent pas dans la gamme de valeurs $b/t, h/t, c/t$ et d/t données dans le Tableau 2-1.

Les limites $b/t, h/t, c/t$ et d/t données dans Tableau 2-1 représentent le domaine pour lequel une expérience suffisante et une vérification par des essais existent déjà. Les sections transversales présentant des rapports largeur sur épaisseur plus élevés peuvent également être utilisées, à condition que leur résistance aux états limites ultimes et leur comportement aux états limites de service soient vérifiés par

des essais, et/ou des calculs lorsque les résultats sont confirmés par un nombre approprié d'essais.

Afin de garantir une rigidité suffisante du raidisseur et d'éviter son flambement, il convient de retenir des dimensions de raidisseurs dans les gammes suivantes :

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

$$0,1 \leq d/b \leq 0,3$$

Avec les dimensions b, c et d telles qu'indiquées dans le Tableau 2-1

Si $c/b < 0,2$ ou $d/b < 0,1$, il convient d'ignorer le raidisseur de bord ($c=0$ ou $d=0$).

Lorsque les caractéristiques de section transversale efficace sont déterminées par des essais et par des calculs, ces limites ne s'appliquent pas.

Le bord tombé C est mesuré perpendiculairement à la semelle si l'angle entre ces parois n'est pas droit.

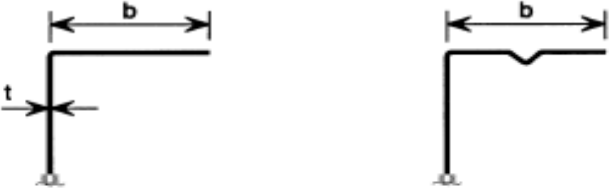
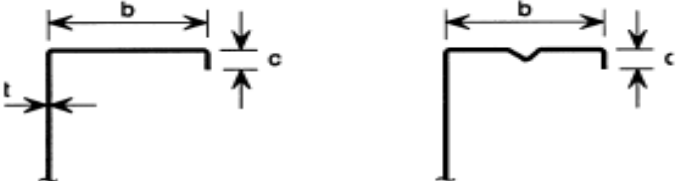
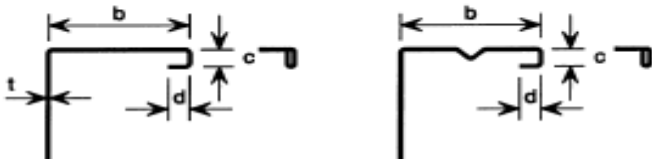


Pari de la section transversale	Valeur maximale
	$b/t \leq 50$
	$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$
	$b/t \leq 90$ $c/t \leq 60$ $d/t \leq 50$
	$b/t \leq 500$
	$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ $h/t \leq 500 \sin \phi$

Tableau 2-1 : Conditions d'utilisation.

Le Tableau 2-2 représente pour chaque type de section, la modélisation correspondante des parois. Dans un souci de garantir une rigidité suffisante et d'éviter le flambement du raidisseur, les conditions suivantes doivent être vérifiées :

$$0,2 \leq c/b \leq 0,6 \text{ et } 0,1 \leq c/b \leq 0,3$$





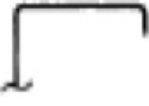



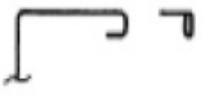
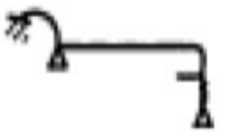

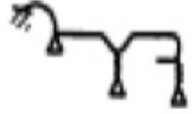
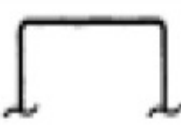







Type de paroi	modèle	Type de paroi	modèle
			
			
			
			
			

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

2.2.4 Parois planes avec raidisseurs de bord ou intermédiaire

Pour les éléments à formés à froid et à parois minces, le rapport largeur épaisseur est très élevé. Ces éléments, lorsqu'ils sont soumis à des efforts de compression ils ont tendance à voiler localement mais pendant ce voilement les coins, les raidisseurs et une partie de la paroi restent intactes et continuent de résister effectivement à plus que la contrainte de compression appliquée.

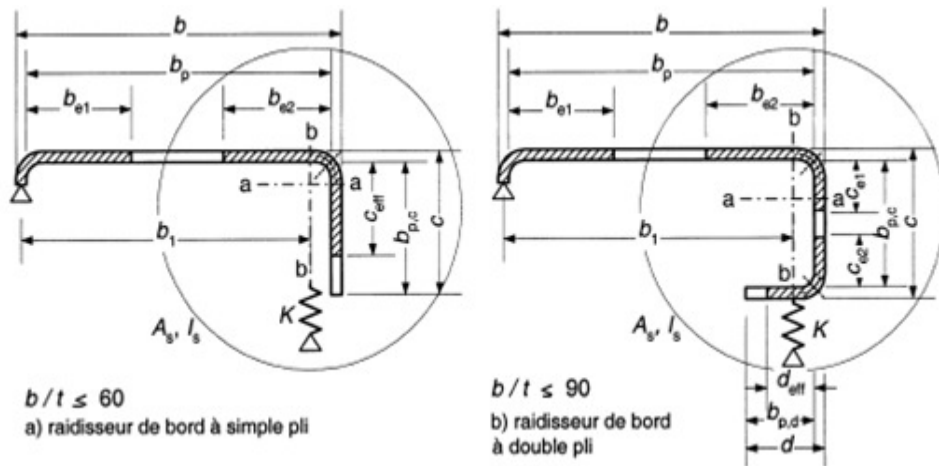
Dans cette situation, on se pose la question, qu'elle est la largeur de la paroi du profilé qui résiste effectivement. De ceci vient la méthode des largeurs effectives.

Donc, on peut avoir des sections non raidies (doublement appuyées ou en consol) ou bien des sections raidies au bord ou sur la paroi (intermédiaire).

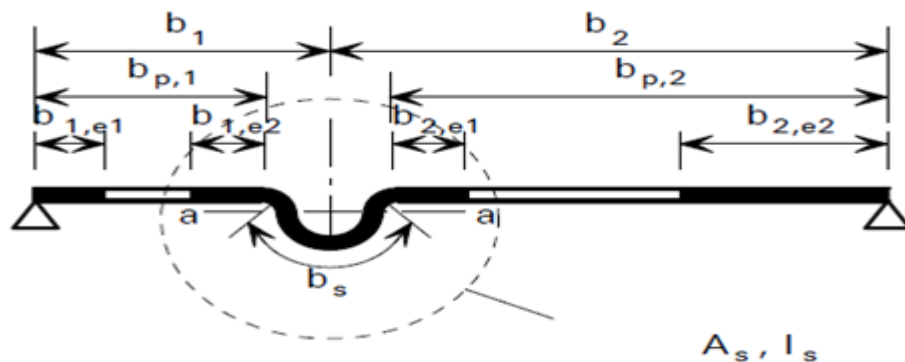
2.2.5 Parois munies de raidisseurs de bord et intermédiaire

Si il ya présence de raidisseurs dans la section on doit suivre la procédure itérative suivante pour déterminer les largeurs efficace. figure 2 7

étape 1 : calculer une section efficace transversale initiale A_s pour le raidisseur à l'aide des largeurs efficaces qui est basée sur $\sigma_{com,Ed} = f_y b / \gamma M_1$ et en utilisant le coefficient de voilement suivant :



(a)



(b)

figure 2 7 : a) Raidisseur du bord (b) Raidisseur intermédiaire

Si il ya présence de raidisseurs dans la section on doit suivre la procédure itérative suivante pour déterminer les largeurs efficaces

étape 1 : calculer une section efficace transversale initiale A_s pour le raidisseur à l'aide des largeurs efficaces qui est basée sur $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M1}$ et en utilisant le coefficient de voilement suivant :

$$K=0,5$$

$$b_{p,c} / b_p \leq 0,35$$

$$k = 0,5 + 0,83^3 \sqrt{\left(\frac{b_{p,c}}{b_p} - 0,35\right)^2} \quad 0,35 < b_{p,c} / b_p \leq 0,5$$

$$c_{eff} = \rho b_{p,c} \text{ Pour un raidisseur de bord à simple pli (figure a)}$$

$$c_{eff} = \rho b_{p,c} \text{ et } d_{eff} = \rho b_{p,d} \text{ Pour un raidisseur de bord à double pli (figure b)}$$

$$A_s = t(b_{e2} + c_{eff} + d_{eff}) \text{ Pour un raidisseur de bord}$$

$$A_s = t(b_{1,e2} + b_{2,e1} + b_s) \text{ Pour un raidisseur intermédiaire}$$

étape 2 : utiliser cette section efficace initiale pour déterminer le facteur de réduction de flambement par distorsion.

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{K_s EI_s}}{A_s}$$

$\sigma_{cr,s}$ est la contrainte critique de flambement élastique

K_s est la rigidité du support élastique par unité de longueur

I_s est le moment d'inertie de la section efficace d'aire A_s du raidisseur par rapport à l'axe a-a figure 2 7.

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{yb}}{\sigma_{cr,s}}}$$

Le facteur de réduction est donnée par :

$$\chi_d = 1,0 \quad \text{Si } \bar{\lambda}_p \leq 0,65$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723 \bar{\lambda}_p \quad \text{Si } 0,65 < \bar{\lambda}_p < 1,38$$

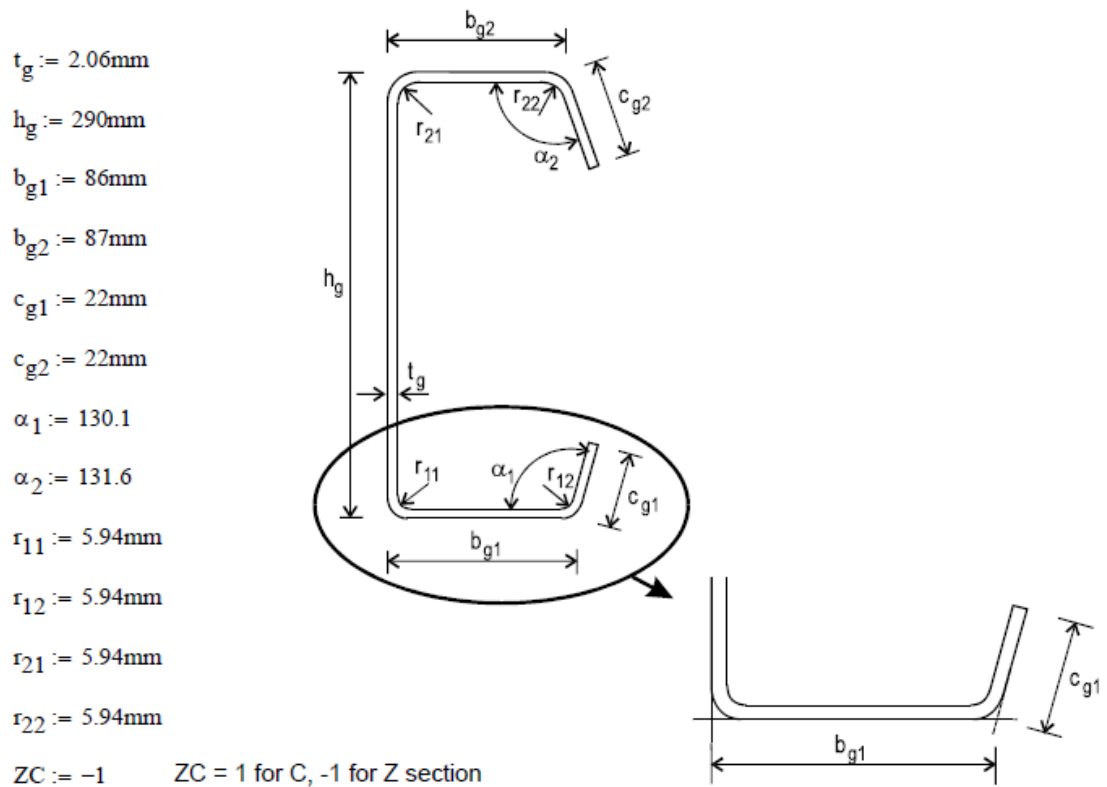
$$\chi_d = 0,66/\bar{\lambda}_p \quad \text{Si } 1,38 \leq \bar{\lambda}_p$$

Étape 3 : on répète l'étape 1 en calculant la largeur efficace avec la contrainte de compression réduite $\sigma_{com,Ed} = \chi d f_{yb} / \gamma M1$ avec χd de l'itération précédente jusqu'à $\chi d = \chi d (n - 1)$ avec $\chi d \leq \chi d (n-1)$

Adopter une largeur efficace b_{e2} , c_{eff} et l'épaisseur réduite t_{red} correspondant à χd_n .

Calcul du moment résistant (exemple de Sandor Adany)[9]

Les données géométriques et matériau :



$$f_{yb} := 507.4\text{MPa}$$

$$f_u := 642.2\text{MPa}$$

$$E := 210000\text{MPa}$$

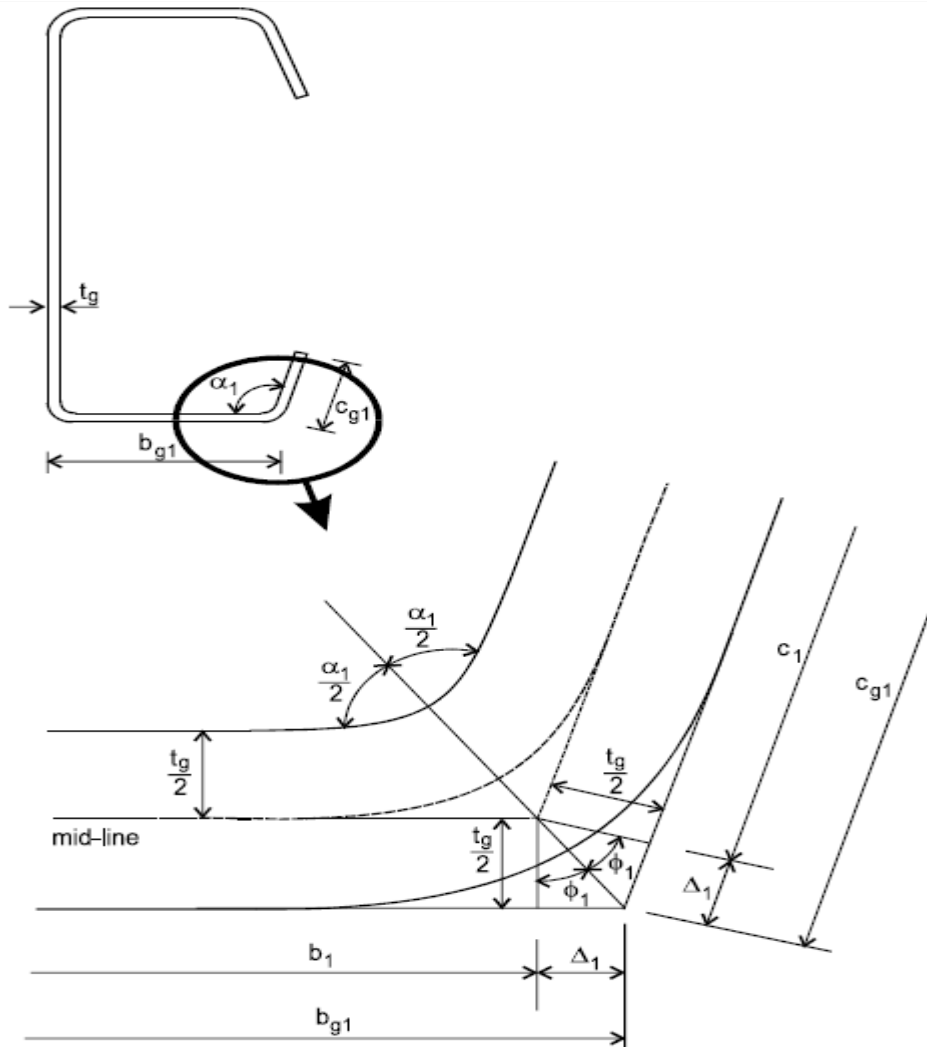
$$\nu := 0.3$$

$$\gamma_{M0} := 1$$

$\Delta t := 0\text{mm}$

prod_mod := 1

Calcul de la section transversale à ligne moyenne :



$$\alpha_1 = \alpha_1 \cdot (\pi/180)$$

$$\alpha_2 = \alpha_2 \cdot (\pi/180)$$

$$\varphi_1 = (\pi - \alpha_1)/2$$

$$\varphi_2 = (\pi - \alpha_2)/2$$

$$\Delta_1 = (t_g/2) \cdot \tan(\varphi_1)$$

$$\Delta_2 = (t_g/2) \cdot \tan(\varphi_2)$$

$$h = h_g - t_g$$

$$b1 = bg1 - (tg/2) - \Delta1$$

$$b2 = bg2 - (tg/2) - \Delta2$$

$$c1 := cg1 - \Delta1$$

$$c2 := cg2 - \Delta2$$

$$t := tg - \Delta t$$

Calcul de la dimension nominale de la plaque :

$$gr11 = (r11 + \frac{tg}{2}) \times (\tan(\frac{\pi}{4}) - \sin(\frac{\pi}{4}))$$

$$gr12 = (r12 + \frac{tg}{2}) \times (\tan(\phi_1) - \sin(\phi_1))$$

$$gr21 = (r21 + \frac{tg}{2}) \times (\tan(\frac{\pi}{4}) - \sin(\frac{\pi}{4}))$$

$$gr22 = (r22 + \frac{tg}{2}) \times (\tan(\phi_2) - \sin(\phi_2))$$

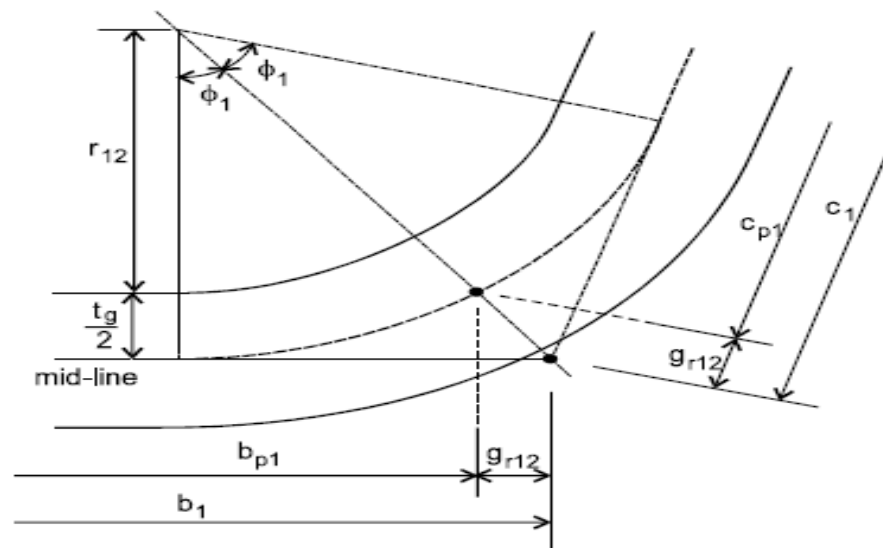
$$bp1 := b1 - gr11 - gr12$$

$$bp2 := b2 - gr21 - gr22$$

$$hp := h - gr11 - gr21$$

$$cp1 := c1 - gr12$$

$$cp2 := c2 - gr22$$



Le calcul des propriétés de la section brute :

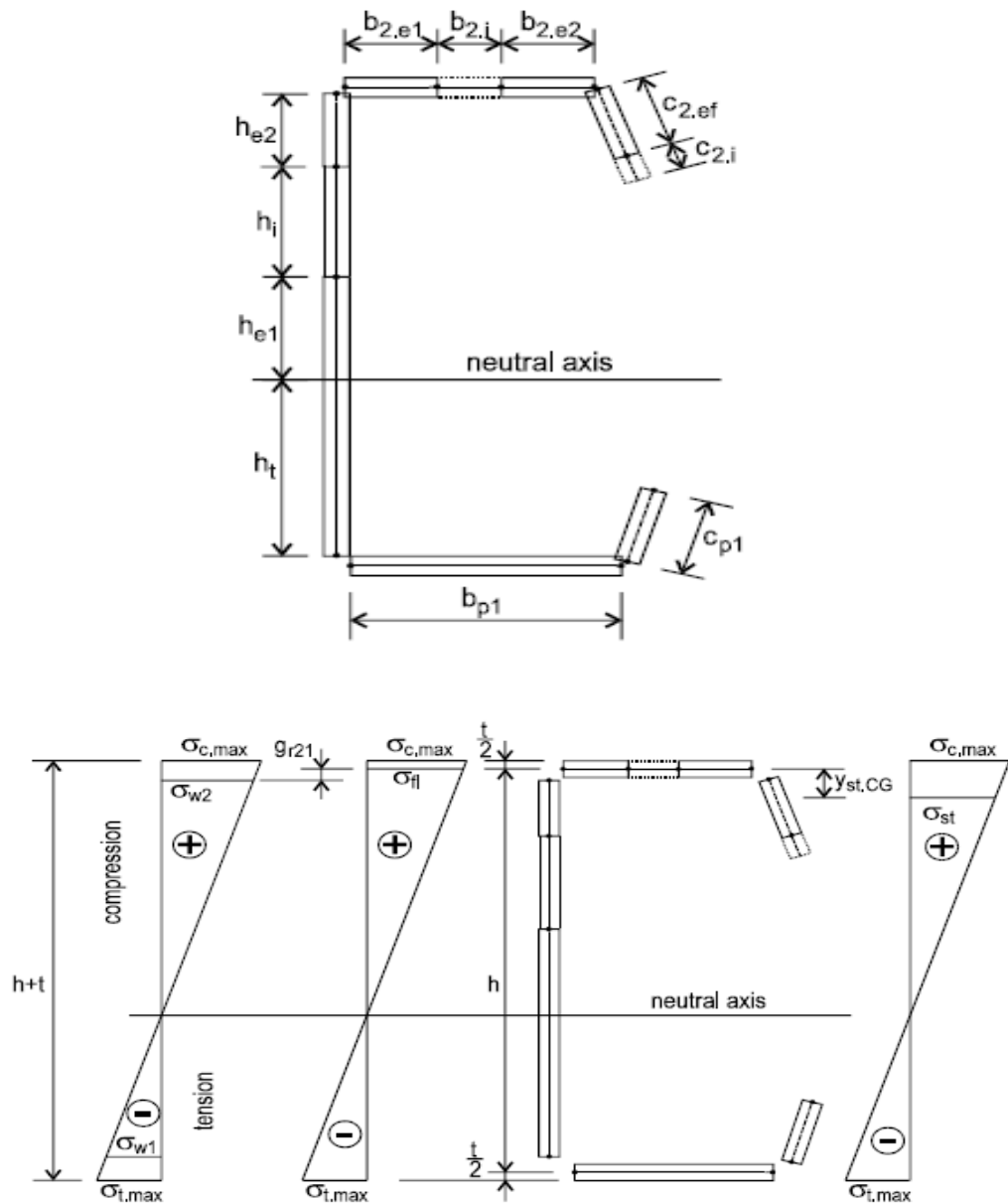
$$XCGg = \frac{Sy}{Ag}$$

$$YCGg = \frac{Sx}{Ag}$$

$$Ix = Ix - Ag \times YCGg^2$$

$$Iy = Iy - Ag \times XCGg^2$$

Notation pour le calcul de la section efficace :



Calcul de la largeur efficace de la semelle adjacente à l'âme

$$\sigma_{cmax} = \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} \quad \sigma_{tmax} = -\sigma_{cmax}$$

$$\sigma_{fl} = \sigma_{tmax} + (\sigma_{cmax} - \sigma_{tmax}) \times \left(\frac{h + 0,5t}{h + t} \right)$$

$$\psi := 1 \quad k_{\sigma} := 4$$

$$\lambda_p = b_{p2}/t \times \sqrt{\frac{12 \times (1 - \nu^2) \times f_{yb}}{\pi^2 \times E \times k_{\sigma}}}$$

$$\lambda_{pred} = \lambda_p \times \sqrt{\frac{\sigma_{fl} \times \gamma_{M0}}{f_{yb}}}$$

Facteur de réduction

$$\text{Si } \lambda_{p,red} \leq 0.673 \quad \rho = 1$$

$$\text{Si } \lambda_{p,red} > 0.673 \quad \rho = \frac{1 - \frac{0,055 \times (3 + \psi)}{\lambda_{pred}}}{\lambda_{pred}} + 0,18 \times \frac{(\lambda_p - \lambda_{pred})}{(\lambda_p - 0,6)}$$

$$\varrho := \min(\varrho, 1)$$

$$b_{2.e1} := 0.5\varrho \cdot b_{p2}$$

Rapport d'élanement :

$$\lambda_{el} = 0,5 + \sqrt{0,25 - 0,055 \times (3 + \psi)}$$

$$\lambda_{relfl1} = \frac{\lambda_p}{\lambda_{el}}$$

Calcul de la largeur efficace de l'âme :

$$\sigma_{w1} = \sigma_{t,max} + (\sigma_{c,max} - \sigma_{t,max}) \cdot (0.5t + gr_{11}) / (h + t)$$

$$\sigma_{w2} = \sigma_{t,max} + (\sigma_{c,max} - \sigma_{t,max}) \cdot (h + 0.5 \cdot t - gr_{21}) / (h + t)$$

L'élanement de la plaque :

$$\Psi = \sigma_{w1} / \sigma_{w2}$$

$$\text{Si } \psi = 1 \quad k_{\sigma} = 4$$

$$\text{Si } 1 > \psi > 0 \quad k\sigma = 8.2 / (1.05 + \psi)$$

$$\text{Si } \psi = 0 \quad k\sigma = 7.81$$

$$\text{Si } 0 > \psi > -1 \quad k\sigma = (7.81 - 6.29 \cdot \psi + 9.78 \psi^2)$$

$$\text{Si } \psi = -1 \quad k\sigma = 23,9$$

$$\text{Si } -1 > \psi > -3 \quad k\sigma = [5.98 (1 - \psi)^2]$$

$$\text{Si } -3 \geq \psi \quad k\sigma = 95,68$$

$$\lambda_{pw} = hp/t \times \sqrt{\frac{12 \times (1 - \nu^2) \times fyb}{\pi^2 \times E \times k\sigma}}$$

L'élançement réduit de la plaque :

$$\lambda_{pred} = \lambda_{pw} \times \sqrt{\frac{\sigma_w \times \gamma M_0}{fyb}}$$

Facteur de réduction :

$$\text{Si } \lambda_{p.red} \leq 0.673 \quad \rho = 1$$

$$\text{Si } \lambda_{p.red} > 0.673 \quad \rho = \frac{1 - \frac{0,055 \times (3 + \psi)}{\lambda_{pred}}}{\lambda_{pred}} + 0,18 \times \frac{(\lambda_p - \lambda_{pred})}{(\lambda_p - 0,6)}$$

$$\varrho := \min(\rho, 1)$$

Partie efficace et inefficace :

$$\text{Si } \psi \geq 0 \quad hc = hp$$

$$\text{Si } \psi < 0 \quad hc = hp / (1 - \psi)$$

$$ht := hp - hc$$

$$\text{Si } \psi \geq 0 \quad he1 = (2 \cdot \varrho \cdot hc) / (5 - \psi)$$

$$\text{Si } \psi < 0 \quad he1 = (0.4 \cdot \varrho \cdot hc)$$

$$he2 = \varrho \cdot hc - he1$$

$$he1 = hc - he1 - he2$$

Calcul de la largeur efficace du raidisseur de bord

L'élanement de la plaque

$$\text{Si } \left[\frac{cp^2}{bp^2} \times \sin(\alpha^2) \right] \leq 0,35 \quad k\sigma=0,5$$

$$\text{Si } 0,5 + 0,83 \times \sqrt[3]{\left(\frac{cp^2}{bp^2} \times \sin(\alpha^2) - 0,35 \right)^2} \quad k\sigma=\text{otherwise}$$

$$\lambda_p = cp^2/t \times \sqrt{\frac{12 \times (1 - \nu^2) \times f_{yb}}{\pi^2 \times E \times k\sigma}}$$

$$\sigma_{dist} = f_{yb} / \gamma M_0$$

$$\lambda_{pred} = \lambda_p \times \sqrt{\frac{\sigma_{dist} \times \gamma M_0}{f_{yb}}}$$

Facteur de réduction

$$\text{Si } \lambda_{p,red} \leq 0,673 \quad \rho = 1$$

$$\text{Si } \lambda_{p,red} > 0,673 \quad \rho = \frac{1 - \frac{0,188}{\lambda_{pred}}}{\lambda_{pred}} + 0,18 \times \frac{(\lambda_p - \lambda_{pred})}{(\lambda_p - 0,6)}$$

$$\rho := \min(\rho, 1)$$

Partie efficace et inefficace :

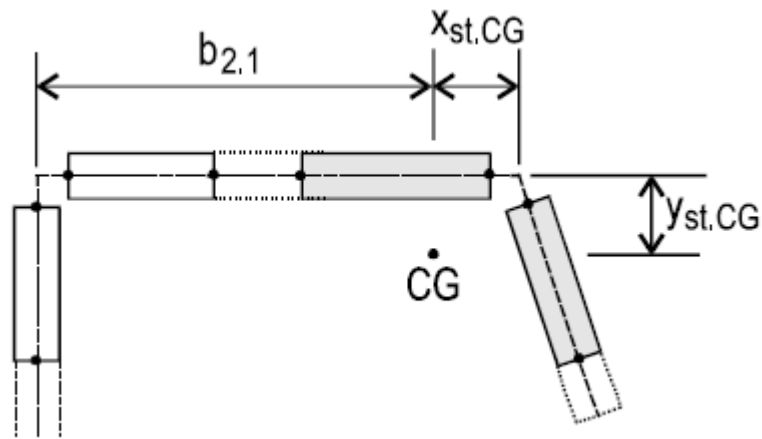
$$c_{2,ef} = cp^2 \cdot \rho$$

$$c_{2,i} = cp^2 - c_{2,ef}$$

L'élanement réduit

$$\lambda_{rel,st} = \lambda_p / \lambda_{el}$$

Calcul du facteur de réduction pour le raidisseur de bord



Propriétés de section du raidisseur

$$A_{st} = (b_2 \cdot e_2 + c_2 \cdot e_f) \cdot t$$

$$x_{st.CG} = \frac{b_2 \cdot e_2 \cdot t \cdot (0.5 b_2 \cdot e_2 + gr_{22}) - c_2 \cdot e_f \cdot t \cdot (0.5 c_2 \cdot e_f + gr_{22}) \cdot \cos(\alpha_2)}{A_{st}}$$

$$y_{st.CG} = \frac{c_2 \cdot e_f \cdot t \cdot (0.5 c_2 \cdot e_f + gr_{22}) \cdot \sin(\alpha_2)}{A_{st}}$$

$$I_{x.st} = b_2 e_2 \times \frac{t^3}{12} + \left[\frac{(c_2 e_f \times \frac{t^3}{12} + c_2 e_f \times \frac{t}{12})}{2} + \frac{(c_2 e_f \times \frac{t^3}{12} + c_2 e_f \times \frac{t}{12})}{2} \times \cos(2\alpha_2) \right]$$

$$I_{x.st} = I_{x.st} + c_2 \cdot e_f \times t [(0.5 c_2 \cdot e_f + gr_{22}) + \sin(\alpha_2)]^2 - A_{st} \times y_{st.CG}^2$$

Rigidité du ressort par unité de longueur

$$b_{2.1} = b_2 - x_{st.CG}$$

$$K_2 = \frac{(E \cdot t^3)}{4 \times (1 - \nu^2)} \times \frac{1}{b_{2.1}^2 \times h + b_{2.1}^3}$$

$$\sigma_{cr.st} = \frac{2 \times \sqrt{K_2 \times E \times I_{xst}}}{A_{st}}$$

Itération pour le facteur de réduction du raidisseur de bord

$$\sigma_{st} = \sigma_{t.max} + (\sigma_{c.max} - \sigma_{t.max}) \times [(h + 0.5 \cdot t - gr_{21}) / (h + t)]$$

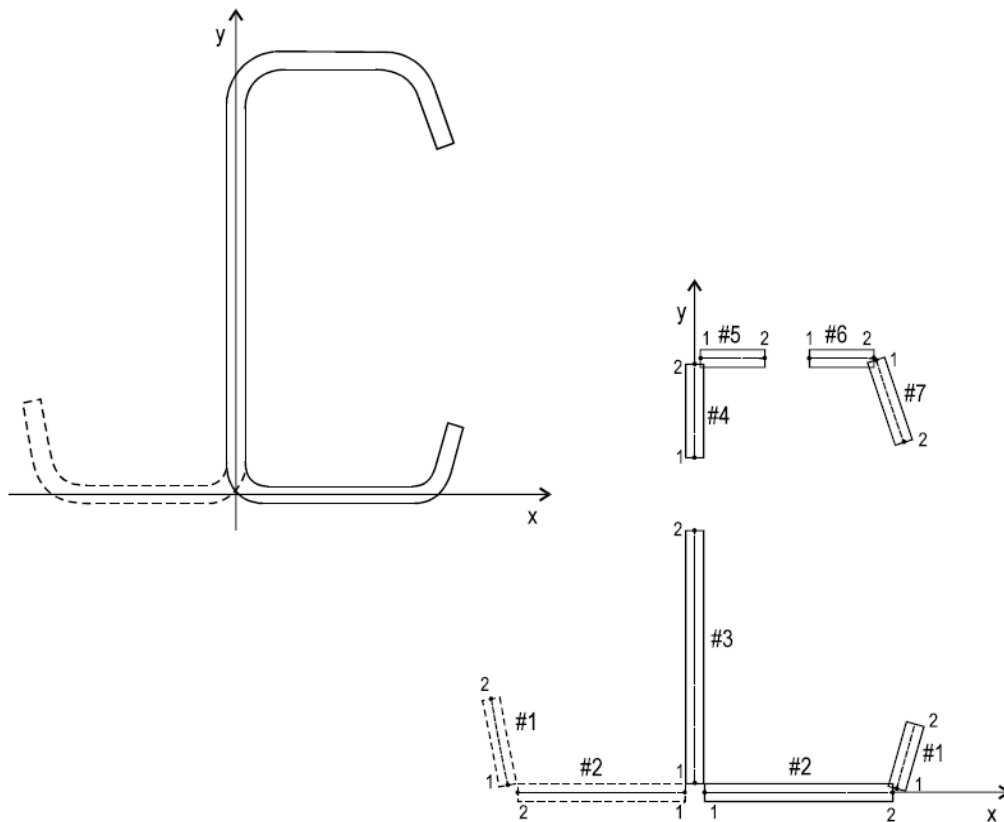
$$red = \min[A_{st0} / A_{st}, red.d \cdot (f_y b / \gamma_{M0} \cdot \sigma_{st})]$$

élancement en flambement distorsionnel

$$\lambda d = \frac{fyb}{\sigma_{cr.st}}$$

$$\lambda_{rel.d} = \frac{\lambda d}{0,65}$$

Éléments pour le calcul des propriétés de la section de section efficace



Calcul des propriétés de section de la section efficace

$$x_{CG.ef} = S_{y.ef} / A_{ef}$$

$$y_{CG.ef} = S_{x.ef} / A_{ef}$$

$$I_{x.ef} = I_{x.ef} - A_{ef} * y_{CG.ef}^2$$

$$I_{y.ef} = I_{y.ef} - A_{ef} * x_{CG.ef}^2$$

Calcul de la limite d'élasticité moyenne

$$\text{Si Prod_mod}=1 \quad K=1$$

$$\text{Si otherwise} \quad K=5$$

$$\text{Si } r_{11} \leq 5t \quad n_{11}=1$$

$$\text{Si otherwise } n_{11}=0$$

$$\text{Si } r_{21} \leq 5t \quad n_{21}=1$$

$$\text{Si otherwise } n_{21}=0$$

$$\text{Si } r_{12} \leq 5t \quad n_{12}= \pi - \alpha_1/0.5\pi$$

$$\text{Si otherwise } n_{12}=0$$

$$\text{Si } r_{22} \leq 5t \quad n_{22}= \pi - \alpha_2/0.5\pi$$

$$\text{Si otherwise } n_{22}=0$$

$$n = n_{11} + n_{12} + n_{21} + n_{22}$$

$$f_{ya} = f_{yb} + (f_u - f_{yb}) \cdot k \cdot n \cdot t^2 / A_g$$

$$f_{ya} = \min(f_{ya}, f_u + f_{yb}/2)$$

Calcul du module plastique de la section transversale brute autour de l'axe x

$$hw.pl = \frac{0.5A_g - (cp1 + bp1)t}{t}$$

$$W_{x.pl} = 2[cp1 \times t [y_{CG.g} - (0.5 cp1 + gr12) + \sin(\alpha_1)] + bp1 \times t \times y_{CG.g} + hw.pl \times t \times (y_{CG.g} - 0.5 \times hw.pl - gr11)]$$

Calcul du moment résistant de la section

$$\text{Si } W_{x.ef} < W_{x.g} \quad M_{c.Rd} = W_{x.ef} \cdot f_{yb} / \gamma_{M0}$$

$$\text{Si } (W_{x.ef} = W_{x.g}) \wedge (Z_C = 1) \quad M_{c.Rd} = \min\left[\frac{f_{ya}}{\gamma_{M0}} \times [W_{x.g} + (W_{wpl} - W_{x.g}) 4(1 - \lambda_{rel. max})], W_{xpl} \times \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}}\right]$$

$$\text{Si } (W_{x.ef} = W_{x.g}) \wedge (Z_C = -1) \quad M_{c.Rd} = W_{x.g} \cdot f_{ya} / \gamma_{M0}$$

2.3 La méthode de la force directe (DSM)

2.3.1 Présentation

Lorsque les sections contiennent des bords supplémentaires et/ou des raidisseurs elles deviennent complexes et le calcul à base de la "largeur efficace" devient extrêmement compliqué et long. Et entre les éléments par exemple (âme/semelle et semelle/raidisseur) les interactions sont généralement ignorées. Pour résoudre ces problèmes Schaefer et Peköz (1998a) ont développé une nouvelle méthode appelée Direct Force Méthode (DSM), qui évite les calculs des largeurs/section efficace 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 (d'élasticité) F_{cr} et de la limite du matériau F_y . 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. [1]

2.3.2 Les avantages de la DSM [6]

Les utilisateurs des principales spécifications sont conscients de la complexité impliquée dans les calculs de conception actuels pour éléments en acier formé à froid. Une nouvelle méthode de conception a été créée pour réduire la complexité actuelle, simplifier les calculs, fournir un processus de conception plus robuste et flexible et s'intégrer aux méthodes numériques établies comme les deux figures 2.8 et 2.9. Les avantages de la méthode de la force directe sont multiples, nous présenterons ci-dessous les plus importants.

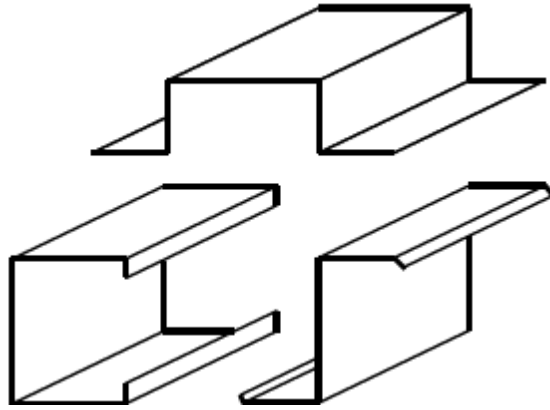


figure 2 8:-Des formes conventionnelles

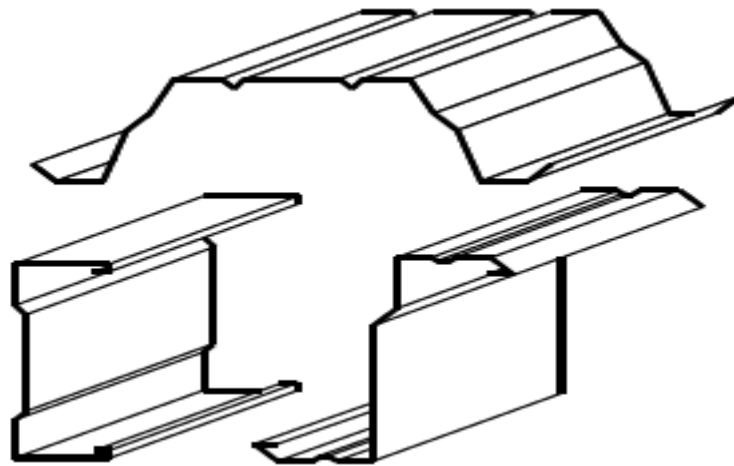


figure 2 9:Des formes optimisées

2.3.2.1 Améliorations de la conception quotidienne

- Les propriétés efficaces pour les calculs de résistance ne sont pas calculées.
- Aucun calcul d'élément.
- Aucune itération de poutre.
- Les propriétés d'origine de la section sont utilisées pour les calculs de résistance.

2.3.2.2 Amélioration théorique

- Tenez compte de l'interaction entre les différents éléments de la section transversale (âme / semelle ou semelle / raidisseur) dans le flambement local.
- Le flambement distorsionnel a été clairement résolu lors du processus de conception.

2.3.2.3 Changements philosophiques

- Encouragez l'optimisation sections.
- Fournit une base solide pour les extensions de l'analyse rationnelle.
- Des possibilités d'application plus larges.

2.3.3 Les conditions d'applicabilité de la DSM [7]

Comme toute méthode de calcul dans les structures en acier, il existe certaines conditions d'utilisation. Pour appliquer la méthode de la force directe (DSM) aux éléments de structure poutre et poteau, les conditions mentionnées dans les tableaux figure 2 10 figure 2 11 doivent être vérifiées.

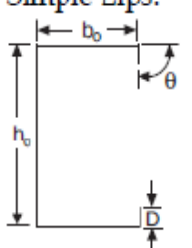
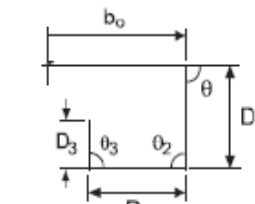
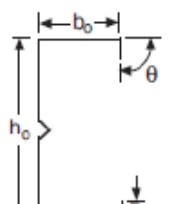
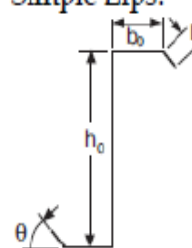
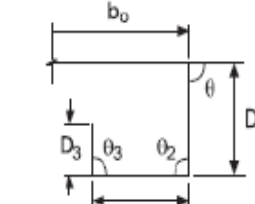
<p>C-Sections Simple Lips:</p>  <p>Complex Lips:</p> 	<p>For all C-sections</p> $h_o/t < 321$ $b_o/t < 75$ $0 < D/t < 34$ $1.5 < h_o/b_o < 17.0$ $0 < D/b_o < 0.70$ $44^\circ < \theta < 90^\circ$ $E/F_y > 421$ [$F_y < 70$ ksi (483 MPa or 4920 kg/cm ²)] <p>For C-sections with complex lips:</p> $D_2/t < 34$ $D_2/D < 2$ $D_3/t < 34$ $D_3/D_2 < 1$ <p>Note:</p> <p>a) θ_2 is permitted to vary (D_2 lip is permitted to angle inward or outward)</p> <p>b) θ_3 is permitted to vary (D_3 lip is permitted to angle up or down).</p>
<p>Lipped C-Sections with Web Stiffener</p> 	<p>For all Z-sections:</p> $h_o/t < 358$ $b_o/t < 58$ $14 < D/t < 17$ $5.5 < h_o/b_o < 11.7$ $0.27 < D/b_o < 0.56$ $\theta = 90^\circ$ $E/F_y > 578$ [$F_y < 51$ ksi (352 MPa or 3590 kg/cm ²)]
<p>Z-Sections Simple Lips:</p>  <p>Complex Lips:</p> 	<p>For all Z-sections:</p> $h_o/t < 183$ $b_o/t < 71$ $10 < D/t < 16$ $2.5 < h_o/b_o < 4.1$ $0.15 < D/b_o < 0.34$ $36^\circ < \theta < 90^\circ$ $E/F_y > 440$ [$F_y < 67$ ksi (462 MPa or 4710 kg/cm ²)] <p>For Z-sections with complex lips:</p> $D_2/t < 34$ $D_2/D < 2$ $D_3/t < 34$ $D_3/D_2 < 1$ <p>Note:</p> <p>a) θ_2 is permitted to vary (D_2 lip is permitted to is permitted to angle inward, outward, etc.)</p> <p>b) θ_3 is permitted to vary (D_3 lip is permitted to angle up, down, etc.)</p>

figure 2 10: Les conditions d'application de la DSM pour les poutres

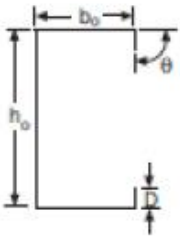
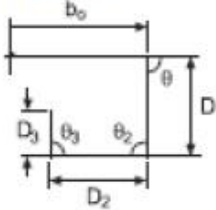
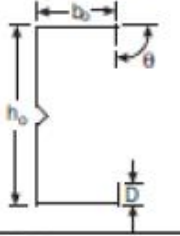
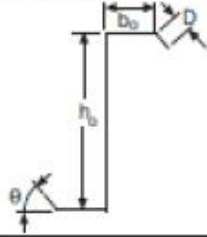
<p>Lipped C-Sections Simple Lips:</p>  <p>Complex Lips:</p> 	<p>For all C-sections: $h_o/t < 472$ $b_o/t < 159$ $4 < D/t < 33$ $0.7 < h_o/b_o < 5.0$ $0.05 < D/b_o < 0.41$ $\theta = 90^\circ$ $E/F_y > 340$ [$F_y < 86$ ksi (593 MPa or 6050 kg/cm²)]</p> <p>For C-sections with complex lips: $D_2/t < 34$ $D_2/D < 2$ $D_3/t < 34$ $D_3/D_2 < 1$</p> <p>Note: a) θ_2 is permitted to vary (D_2 lip is permitted to angle inward, outward, etc.) b) θ_3 is permitted to vary (D_3 lip is permitted to angle up, down, etc.)</p>
<p>Lipped C-Section with Web Stiffener(s)</p> 	<p>For one or two intermediate stiffeners: $h_o/t < 489$ $b_o/t < 160$ $6 < D/t < 33$ $1.3 < h_o/b_o < 2.7$ $0.05 < D/b_o < 0.41$</p> <p>$E/F_y > 340$ [$F_y < 86$ ksi (593 MPa or 6050 kg/cm²)]</p>
<p>Z-Section</p> 	<p>$h_o/t < 137$ $b_o/t < 56$ $0 < D/t < 36$ $1.5 < h_o/b_o < 2.7$ $0.00 < D/b_o < 0.73$ $\theta = 50^\circ$ $E/F_y > 590$ [$F_y < 50$ ksi (345 MPa or 3520 kg/cm²)]</p>

figure 2 11 : Les conditions d'application de la DSM pour les poteaux.

2.3.4 Mode de Calcul [8]

La DSM utilise la section entière pour déterminer l'instabilité élastique et offre des dispositions spécifiques pour les résistances des éléments de structure en acier formé à froid à trois modes d'instabilité ,(mode local ,mode distorsionnel ,mode global)en compression et en flexion .Dans ce qui suit ,nous présenterons ces dispositions pour les éléments de structure fléchis et comprimés .

2.3.4.1 Cas de flexion :

La résistance nominale M_n vis-à-vis des trois modes d'instabilité (locale, distorsionnel et globale) est donnée par les expressions suivants :

a. Mode local

La résistance nominale M_{nl} pour le voilement local est :

$$M_{nl} = M_{ne} \text{ Pour } \lambda \leq 0.776$$

$$M_{nl} = \left[\left[1 - 0,15 \left(\frac{M_{crL}}{M_{ne}} \right)^{0,4} \right] \left(\frac{M_{crL}}{M_{ne}} \right)^{0,4} \right] M_{ne} \text{ pour } \lambda > 0.776 \quad (2-5)$$

$$\text{Ou : } \lambda = \sqrt{\frac{M_{ne}}{M_{crL}}} \quad (2-6)$$

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

M_{crL} est le moment critique du mode local .

$$M_{crL} = \sigma_{crL} \cdot S_y$$

b. Mode distorsionnel

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

$$M_{nd} = M_y \quad \text{Pour } \lambda \leq 0.673$$

$$M_{nd} = \left[1 - 0,22 \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0,5} \right] \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0,5} M_y \text{ pour } \lambda > 0,673$$

Ou :

$$M_y = S_f F_y$$

$$\lambda d = \sqrt{\frac{M_y}{M_{crd}}}$$

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

$$M_{crd} = \sigma_{cr} S_y$$

c. Mode global

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

$$M_{ne} = M_{cre} \text{ pour } M_{cre} \leq 0,56M_y$$

$$M_{ne} = \frac{10}{9} M_y \left[1 - \frac{10M_y}{36M_{cre}} \right] \text{ pour } 0,56M_y \leq M_{cre} \leq 2,78M_y$$

$$M_{ne} = M_y \text{ pour } M_{cre} > 2,78 M_y$$

Ou :

$$M_{cre} = \sigma_{cre} S_y$$

$$M_y = S_f F_y$$

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).

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

2.3.4.2 Cas de compression

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

d. Mode local

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

$$\lambda_l = \sqrt{\frac{P_{ne}}{P_{crl}}}$$

$$\text{Pour } \lambda_l \leq 0,776 \quad P_{nl} = P_{ne}$$

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

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

e. Mode distorsionnel

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

$$\lambda_d = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crd}}}$$

Pour $\lambda_d \leq 0,56$ $P_{nd} = P_y$

Pour $\lambda_d > 0,561$

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

f. Mode global

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

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{P_y}{P_{cre}}}$$

$P_y = A f_y$

Pour $\lambda_c \leq 1,5$ $(0,658 \lambda_c^2) P_y$

Pour $\lambda_c \geq 1,5$ $P_{ne} = \left(\frac{0,877}{\lambda_c^2}\right) P_y$

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).

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

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons spécifiquement introduit 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). Pour l'Eurocode, le calcul de la largeur efficace conduit à des calculs itératifs très complexes, notamment pour les sections

avec raidisseurs intermédiaires dans l'âme, ce qui rend cette méthode très difficile à utiliser. Cependant, la méthode de la force directe est plus simple car elle utilise la section brute, mais la contrainte critique élastique pour chaque mode de flambement doit être calculée.

Chapitre 3

Présentation du programme de calcul élaboré.

3.1 Introduction

L'objectif de ce travail est l'automatisation du calcul des caractéristiques efficaces et de la contrainte nominale d'un élément de structure en acier formé à froid d'une section transversale en Z en utilisant la méthode de calcul de la largeur efficace selon Eurocode3 partie1-3. L'éditeur de MATLAB est utilisé pour écrire le programme qui va être présenté dans ce chapitre. L'exemple de validation du programme est ensuite exposé. Le chapitre est clôturé par le calcul de la contrainte nominale pour une série de sections en Z déjà traitées dans le cadre d'un projet de fin d'étude [5].

3.2 Programme de calcul de la contrainte nominale

L'utilisation de l'Eurocode et en particulier le concept de la largeur efficace pour le calcul de la contrainte nominale es sections nécessite le calcul des caractéristiques efficaces de la section transversale. C'est un calcul long et fastidieux, nous l'avons programmé pour faciliter et minimiser les erreurs.

Dans ce cas certains nombre de conditions géométriques soient réunis, le programme élaboré permet d'obtenir des résultats adéquats en ce qui concerne les

caractéristiques efficaces de chaque élément de section et en particulier le coefficient de réduction pour ensuite pouvoir déterminer la contrainte nominale.

Les dimensions de la section transversale

```
clear all
tg=2.06;
hg=290;
bg1=86;
bg2=87;
cg1=22; %largeur total du bord inferieur
cg2=22; %largeur total du bord supérieur
alpha1=130.1;
alpha2=131.6;
r11=5.94;
r12=5.94;
r21=5.94;
r22=5.94; %rayon intérieur des arrondis
```

Les propriétés du matériau

```
fyb=507.4;
fu=642.2;
E=210000;
v=0.3;
gamam0=1;
deltat=0;
```

```
alpha11=alpha1*pi/180;
alpha22=alpha2*pi/180;
phi1=(pi-alpha11)/2;
phi2=(pi-alpha22)/2;
delta1=tg/2*tan(phi1);
delta2=tg/2*tan(phi2);
```

```
h=hg-tg;
b1=bg1-tg/2-delta1;
b2=bg2-tg/2-delta2;
c1=cg1-delta1;
c2=cg2-delta2;
t=tg-deltat;
gr11=(r11+tg/2)*(tan(pi/4)-sin(pi/4));
gr12=(r12+tg/2)*(tan(phi1)-sin(phi1));
gr21=(r21+tg/2)*(tan(pi/4)-sin(pi/4));
gr22=(r22+tg/2)*(tan(phi2)-sin(phi2));
```

%les dimensions de la ligne moyenne de la section

```
bp1=b1-gr11-gr12;
bp2=b2-gr21-gr22;
hp=h-gr11-gr21;
cp1=c1-gr12;
```



```

cp2=c2-gr22;
%calcul des propriétés de la section globale:
s(1)=cp1*tg;
s(2)=bp1*tg;
s(3)=hp*tg;
s(4)=bp2*tg;
s(5)=cp2*tg;

%calcul de centre de gravité
Xcg(1)=- (tg/2+bp1+ (sin(alpha11-90)*cp1/2));
Xcg(2)=(-bp1/2)+(-tg/2);
Xcg(3)=0;
Xcg(4)=(bp2/2)+(tg/2);
Xcg(5)=tg/2+bp2+(sin(alpha22-90)*(cp2/2));
Ycg(1)=((cp1/2)*(cos(alpha11-90))+tg/2);
Ycg(2)=0;
Ycg(3)=(hp/2)+(tg/2);
Ycg(4)=tg+hp;
Ycg(5)=hp-((cp2/2)*(cos(alpha22-90)))+tg/2;
Ag=tg*(bp1+bp2+cp1+cp2+hp);
Sx=Ycg.*s;
Sy=Xcg.*s;
SSy=0;
SSx=0;
for i=1:5;
    SSy=SSy+Sy(i);
    SSx=SSx+Sx(i);
end
xCGg=SSy/Ag;
yCGg=SSx/Ag;
Ix(1)=(cp1^3*tg/12)+(cp1*tg)*(cp1/2+tg/2)^2;
Iy(1)=(cp1*tg^3/12)+(cp1*tg)*(bp1+tg)^2;
Ix(2)=(bp1*tg^3)/12;
Iy(2)=(bp1^3*tg)/12+(bp1*tg)*(bp1/2+(tg/2))^2;
Ix(3)=(tg*hp^3)/12+(hp*tg)*(hp/2+tg/2)^2;
Iy(3)=(hp*tg^3)/12;
Ix(4)=(tg^3*bp2)/12+(bp2*tg)*(hp+tg/2)^2;
Iy(4)=(bp2^3*tg)/12+(bp2*tg)*(bp2/2+tg/2)^2;
Ix(5)=(cp2^3*tg)/12+(cp2*tg)*(hg-cp2/2+tg/2)^2;
Iy(5)=(cp2*tg^3)/12+(cp2*tg)*(bp2+tg)^2;
SIx=0;
SIy=0;
for i=1:5;
    SIx=SIx+Ix(i);
    SIy=SIy+Iy(i);
end
Ix=SIx-Ag*yCGg^2;
Iy=SIy-Ag*xCGg^2;
%Ymin c'est la fibre la plus proche de l'axe passé par le
centre de gravité ;

```

```

Ymin=-(xCGg+(tg/2)+bp1+sin(alpha11-90)*cp1+tg);
%Ymax c'est la fibre la plus éloignée de l'axe passé par
le centre de gravité
Ymax=xCGg+bp2+(sin(alpha22-90)*cp2)+tg;
%Xmin c'est la fibre la plus proche de l'axe passé par le
centre de gravité
Xmin=-(yCGg+tg);
%Xmax c'est la fibre la plus éloignée de l'axe passé par le
centre de gravité
Xmax=(yCGg+tg);
Wxg=SIx/Ymax;
Wyg=SIy/Xmax;
%CONDITIONS
if bg1/tg<60 && bg2/tg<60 && cg1/tg<50 && cg2/tg<50 &&
hg/tg<500 && cg1>0.2*bg1 && cg2>0.2*bg2 && 0.2<cg1/bg1 &&
cg1/bg1<0.6 && 0.2<cg2/bg2 && cg2/bg2<0.6 && r11/tg<5 &&
r11/bp1<0.1 && r22/bp2<0.1

% Determination des propriétés de la section efficace
% largeur efficace des semelles
% bef1=[];
% bef2=[];
ksi=1;
ksigma=4;
Rosemelle=1;
qui=1;
epsilone=0.000001;
convergence=false;
iter=0;
segmac=fyb/gamam0;
segmat=-segmac;
    %contrainte de la semelle comprimé de la ligne moyenne
    segmaf1=segmat+(segmac-segmat)*((h+0.5*t)/(h+t));
    % L'élancement réduit
    lamdapb=(bp2/t)*sqrt((12*(1-
v^2)*fyb)/(pi^2*E*ksigma));
    lamdapbred=lamdapb*sqrt((segmaf1*gamam0)/fyb);
    %facteur de réduction
    if lamdapbred<= 0.673;
        Rodsemelle1=1;
    elseif lamdapbred>0.673;
        Rodsemelle1=((1-
(0.055*(3+ksi))/lamdapbred)/(lamdapbred))+0.18*((lamdapb-
lamdapbred)/(lamdapb-0.6));
    end
    Rodsemelle1=min(Rodsemelle1,1);
    %la largeur efficace
    b2e1=0.5*Rodsemelle1*bp2;
    %Rapport d'élancement
    lamdael=0.5+sqrt(0.25-0.055*(3+ksi));

```

```

lamdaf1=lamdapb/lamdael;

%largeur efficace de l'ame
segmaw1=segmat+(segmac-segmat)*((0.5*t+gr11)/(h+t));
segmaw2=segmat+(segmac-segmat)*((h+0.5*t-gr21)/(h+t));
% L'élancement de la plaque
ksil=segmaw1/segmaw2;
if ksil==1;
    ksegma1=4;
elseif (1>ksil)&&(ksil>0);
    ksegma1=(8.1)/(1.05+ksil);
elseif ksil==0;
    ksegma1=7.81;
elseif (0>ksil)&&(ksil>-1);
    ksegma1=(7.81-6.29*ksil+9.78*ksil^2);
elseif ksil==-1;
    ksegma1=23.9;
elseif (-1>ksil)&&(ksil>-3);
    ksegma1=[5.98*(1-ksil)^2];
elseif -3>=ksil;
    ksegma1=95.68;
end
lamdapw=(hp/t)*sqrt((12*(1-
v^2)*fyb)/(pi^2*E*ksegma1));
%L'élancement de la plaque réduit
lamdapred=lamdapw*sqrt((segmaw2*gamam0)/fyb);
%facteur du réduction
if lamdapred<=0.673;
    Rodame=1;
elseif lamdapred>0.673;
    Rodame=(1-
(0.055*(3+ksil))/lamdapred)/lamdapred+0.18*(lamdapw-
lamdapred)/(lamdapw-0.6);
    Rodame=min(Rodame,1);
end
%la largeur efficace et inefficace
if ksil>=0
    hc=hp;
elseif ksil<0
    hc=hp/(1-ksil);
end
ht=hp-hc;
if ksil>=0
    he1=((2*Rodame*hc)/(5-ksil));
elseif ksil<0
    he1=(0.4*Rodame*hc);
end
he2=Rodame*hc-he1;
hi=hc-he1-he2;

```

```

lamdae1=0.5+sqrt(0.25-0.055*(3+ksi1));
lamdare1w=(lamdapw)/(lamdae1);

while ~convergence
iter=iter+1;
%largeur efficace de la semelle adjacente au
raidisseur
%L'élancement de la plaque
ksi2=1;
ksegma2=4;
lamdap=bp2/t*sqrt(qui)*sqrt((12*(1-
v^2)*fyb)/(pi^2*E*ksegma2));
%facteur de réduction
if lamdap<=0.673;
Rodsemelle2=1;
elseif lamdap>0.673;
Rodsemelle2=(1-(0.055*(3+ksi2))/lamdap)/lamdap;
end
Rodsemelle2=min(Rodsemelle2,1);

%la largeur efficace
b2e2=0.5*Rodsemelle2*bp2;
b2i=b2-b2e2-b2e1;
%Rapport de l'élancement
lamdae2=0.5+sqrt(0.25-0.055*(3+ksi2));
lamdare1f12=(lamdap/lamdae2);
%la largeur efficace du raidisseur
%L'élancement de la plaque
valeur=((cp2/bp2)*sin(alpha2));
if ((cp2/bp2)*sin(alpha2))<=0.35;
ksegma3=0.5;
else
ksegma3=(0.5+0.83*sqrt(((cp2/bp2)*sin(alpha2)-
0.35)^2)^(1/3));
end
lamdap1=(cp2/t)*sqrt((12*(1-
v^2)*fyb)/(pi^2*E*ksegma3));
segmadist=fyb/gamam0;

lamdapred1=lamdap1*sqrt(qui)*(sqrt((segmadist*gamam0)/fyb)
);
%facteur du réduction
if lamdapred1<=0.673;
Rodraidi=1;
elseif lamdapred1>0.673;
Rodraidi=(1-
(0.188)/(lamdapred1))/lamdapred1+0.18*(lamdap1-
lamdapred1)/(lamdap1-0.6);

```

```

end
Rodraidi=min(Rodraidi,1);

%La largeur efficace et inefficace
c2ef=cp2*Rodraidi;
c2i=cp2-c2ef;
%facteur du réduction
lamdael=0.673;
lamdarelst=lamdap1/lamdael;
%facteur du réduction de raidiseur
%propriété de la section du raidisseur
Ast=(b2e2+c2ef)*t;
XstCG=(b2e2*t*(0.5*b2e2+gr22) -
c2ef*t*(0.5*c2ef+gr22)*cos(pi-(alpha2*pi/180)))/Ast;
YstCG=(c2ef*t*(0.5*c2ef+gr22)*sin(alpha2*pi/180))/Ast;

Ixst1=(b2e2*(t^3/12))+(c2ef*t^3/12+c2ef^3*t/12)/2+((c2ef*
t^3/12-c2ef^3*t/12)/2)*cos(2*alpha2*pi/180));

Ixst=Ixst1+c2ef*t*((0.5*c2ef+gr22)*sin(alpha2*pi/180))^2)
-(Ast*YstCG^2);
%spring stiffnesse;
b21=b2-XstCG;
K2=(E*t^3)/(4*(1-v^2))*(1/(b21^2*h+b21^3));
%contrainte critique
segmacrst=(2*sqrt(K2*E*Ixst))/Ast;
%slinderness
lamdad=sqrt(fyb/segmacrst);
%facteur de reduction
if lamdad<=0.65
    quin=1
elseif (0.65<lamdad)&&(lamdad<1.38);
    quin=(1.47-0.723*lamdad);
elseif lamdad>=1.38;
    quin=0.66/lamdad;
end
if quin>1
    convergence=true;
else
    convergence=abs((quin-qui)/qui)<epsilone;
    qui=quin
end
end
%contrainte de raidisseur
segmast=segmat+(segmac-segmat)*((h+0.5*t-YstCG)/(h+t));
tred=tg*(qui*(fyb/(gamam0*segmast)))
%contrainte critique distortionnel
segmacrst=2*(sqrt(K2*E*Ixst))/Ast;
%l'élancement distortionnel
lamdad=sqrt(fyb/segmacrst);

```

```

%relative for buckling distorsiinal slenderness
lamdareld=lamdad/0.65;
%calcul des sections
S(1)=cp1*tg;
S(2)=bp1*tg;
S(3)=(ht+he1)*tg;
S(4)=he2*tg;
S(5)=b2e1*tg;
S(6)=b2e2*tred;
S(7)=c2ef*tred;
Aef=S(1)+S(2)+S(3)+S(4)+S(5)+S(6)+S(7)
%calcul de centre de gravité
Xcg(1)=-((tg/2+bp1+(sin(alpha11-90)*cp1/2)));
Xcg(2)=(-bp1/2)+(-tg/2);
Xcg(3)=0;
Xcg(4)=0;
Xcg(5)=b2e1/2+tg/2;
Xcg(6)=(b2e2/2)+b2i+b2e1+(tred/2);
Xcg(7)=(tred/2)+b2e2+b2i+b2e1+(sin(alpha22-90)*(c2ef/2));
Ycg(1)=((cp1/2)*(cos(alpha11-90))+tg/2);
Ycg(2)=0;
Ycg(3)=((ht+he1)/2)+(tg/2);
Ycg(4)=(he2/2)+hi+he1+ht+tg/2;
Ycg(5)=tg+he2+hi+he1+ht;
Ycg(6)=tred+he2+hi+he1+ht;
Ycg(7)=(he2+hi+he1+ht)-((c2ef/2)*cos(alpha22-90))+tg/2;
Aeff=tg*(cp1+bp1+ht+he1+he2+b2e1)+(b2e2+c2ef)*tred;
Sx=Ycg.*S;
Sy=Xcg.*S;
SSx=0;
SSy=0;
for i=1:7
    SSx=SSx+Sx(i);
    SSy=SSy+Sy(i);
end
XCGg=SSy/Aeff;
YCGg=SSx/Aeff;
% SXCGg=0
% SYCGg=0
% for i=1:7
%     SXCGg=SXCGg+XCGg(i)
%     SYCGg=SYCGg+YCGg(i)
% end
Ix(1)=(cp1^3*tg/12)+(cp1*tg)*(cp1/2+tg/2)^2;
Iy(1)=(cp1*tg^3/12)+(cp1*tg)*(bp1+tg)^2;
Ix(2)=(bp1*tg^3)/12;
Iy(2)=((bp1^3*tg)/12)+(bp1*tg)*(bp1/2+(tg/2))^2;

Ix(3)=((tg*(ht+he1)^3)/12)+((ht+he1)*tg)*((ht+he1)/2+tg/2)^2;

```

```

Iy(3)=(ht+he1)*tg^3)/12;
Ix(4)=(tg^3*he2)/12+(he2*tg)*(he2/2+(ht+he1)+hi+tg/2)^2;
Iy(4)=(he2^3*tg)/12;
Ix(5)=(tg^3*b2e1)/12+(b2e1*tg)*((ht+he1)+he2+hi+tg/2)^2;
Iy(5)=(b2e1^3*tg)/12+(b2e1*tg)*(b2e1/2+tg/2)^2;

Ix(6)=(b2e2*tred^3/12+(b2e2*tred)*(tg/2+he2+hi+(ht+he1)+tg/2)^2);

Iy(6)=(b2e2^3*tred/12+(b2e2*tred)*(b2e2/2+b2i+b2e1+(tg/2))^2);
Ix(7)=(c2ef^3*tred/12+(c2ef*tred)*(c2ef/2+he2-c2ef+hi+(ht+he1)+tg/2)^2);

Iy(7)=(c2ef*(tred^3)/12)+(c2ef*tred)*(((tg/2)+b2e1+b2i+b2e2+(tred/2))^2);
SIx=0;
SIy=0;
for i=1:7
    SIx=SIx+Ix(i);
    SIy=SIy+Iy(i);
end
Ixeff=SIx-Aeff*YCGg.^2;
Iyeff=SIy-Aeff*XCGg.^2;
Ycom=(ht+he1+hi+he2+tg)-YCGg;
Yten=-(YCGg+tg/2);
Wxef=Ixeff/Ycom;
Wyef=Iyeff/Ycom;
lamdarelw=lamdapw/(0.5+sqrt(0.25-0.55*(3+segmat/segmac)));
lamdarelmax=max(max(lamdaf1,lamdarelf12),max(lamdarelst,lamdareld));
k=7;
if r11<=5*tg
    n11=1;
else
    n11=0;
end
if r21<=5*tg
    n21=1;
else
    n21=0;
end
if r12<=5*tg
    n12=(pi-alpha11)/(0.5*pi);
else
    n12=0;
end
if r22<=5*tg
    n22=(pi-alpha22)/(0.5*pi);
else

```

```

n22=0;
end
n=n11+n12+n21+n22;
fya=fyb+(fu-fyb)*(k*n*tg^2)/Ag;
fya=min(fya,(fu+fyb/2));
%calcul de moment plastique
hwpl=((0.5*Ag)-(cp1+bp1)*tg)/tg;
Wxpl=2*[cp1*tg*[YCGg-
(0.5*cp1+gr12)*sin(alpha11)]+bp1*tg*YCGg+hwpl*tg*(YCGg-
0.5*hwpl-gr11)];
if Wxef<Wxg
    Mcrd=Wxef*(fyb/gamam0);
else if Wxef==Wxg
    Mcrd=min((fya/gamam0)*[Wxg+(Wxpl-Wxg)*(1-
lamdarelmax)],Wxpl*(fyb/gamam0));
else Wxef==Wxg
    Mcrd=Wxef*(fyb/gamam0);
end
end

else
    disp('Conditions géométriques de l''eurocode ne sont
pas vérifiées pour cette section')
end

```

3.3 Validation

Pour valider le programme élaboré dans ce travail, un exemple de section en Z traité par Adany [9] a été utilisé. Les résultats obtenus par notre programme sont très proches de ceux trouvés par l'auteur. La différence est justifiée par un certain nombre d'erreurs relevées dans le calcul de certaines caractéristiques géométriques au niveau de l'article utilisé.

Calculation for cross-section mid-line data

$$\alpha_1 := \alpha_1 \cdot \frac{\pi}{180}$$

$$\alpha_2 := \alpha_2 \cdot \frac{\pi}{180}$$

$$\phi_1 := \frac{(\pi - \alpha_1)}{2}$$

$$\phi_2 := \frac{(\pi - \alpha_2)}{2}$$

$$\Delta_1 := \frac{t_g}{2} \cdot \tan(\phi_1)$$

$$\Delta_2 := \frac{t_g}{2} \cdot \tan(\phi_2)$$

$$h := h_g - t_g$$

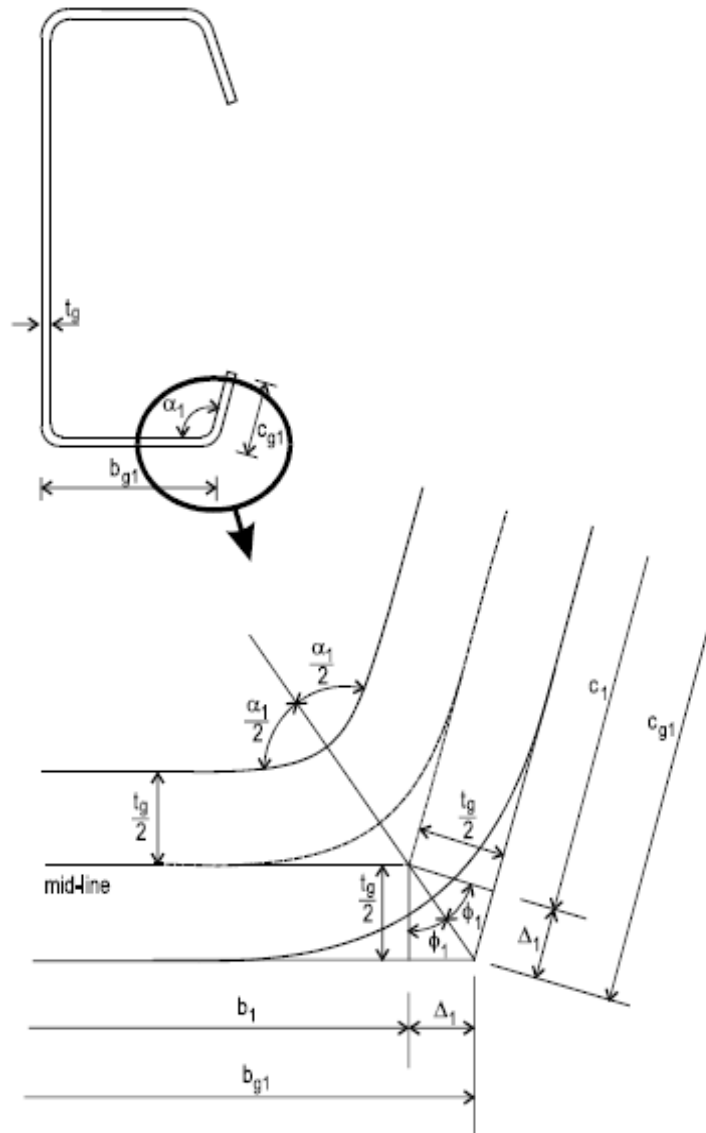
$$b_1 := b_{g1} - \frac{t_g}{2} - \Delta_1$$

$$b_2 := b_{g2} - \frac{t_g}{2} - \Delta_2$$

$$c_1 := c_{g1} - \Delta_1$$

$$c_2 := c_{g2} - \Delta_2$$

$$t := t_g - \Delta t$$



$$h = 287.94 \text{ mm}$$

$$b_1 = 84.49 \text{ mm}$$

$$b_2 = 85.51 \text{ mm}$$

$$c_1 = 21.52 \text{ mm}$$

$$c_2 = 21.54 \text{ mm}$$

Calculation of nominal plate dimensions

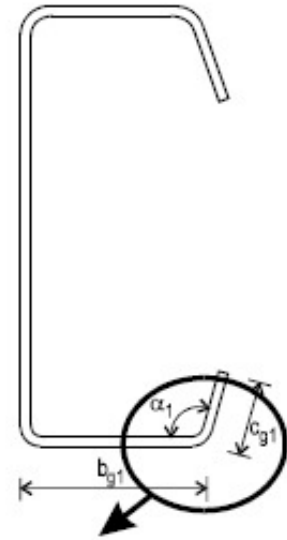
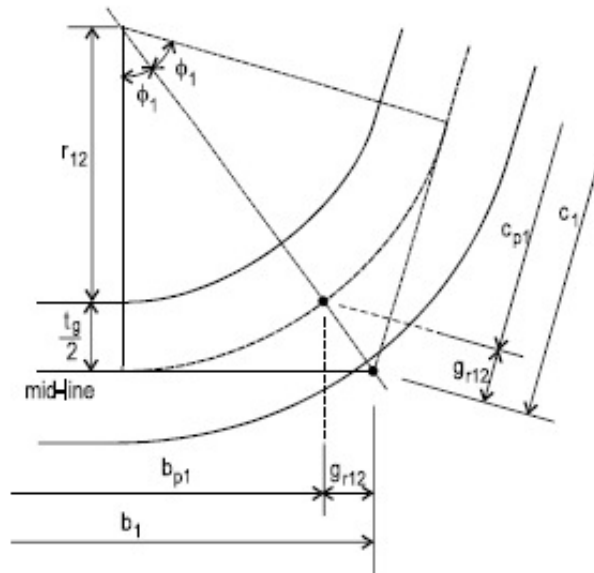
Gaps at the corners

$$\varepsilon_{r11} := \left(r_{11} + \frac{t_{\text{leg}}}{2} \right) \cdot \left(\tan\left(\frac{\pi}{4}\right) - \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \right)$$

$$\varepsilon_{r12} := \left(r_{12} + \frac{t_{\text{leg}}}{2} \right) \cdot \left(\tan(\phi_1) - \sin(\phi_1) \right)$$

$$\varepsilon_{r21} := \left(r_{21} + \frac{t_{\text{leg}}}{2} \right) \cdot \left(\tan\left(\frac{\pi}{4}\right) - \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \right)$$

$$\varepsilon_{r22} := \left(r_{22} + \frac{t_{\text{leg}}}{2} \right) \cdot \left(\tan(\phi_2) - \sin(\phi_2) \right)$$



$$\varepsilon_{r11} = 2.04 \text{ mm}$$

$$\varepsilon_{r12} = 0.30 \text{ mm}$$

$$\varepsilon_{r21} = 2.04 \text{ mm}$$

$$\varepsilon_{r22} = 0.28 \text{ mm}$$

Nominal plate widths:

$$b_{p1} := b_1 - \varepsilon_{r11} - \varepsilon_{r12}$$

$$b_{p1} = 82.15 \text{ mm}$$

$$b_{p2} := b_2 - \varepsilon_{r21} - \varepsilon_{r22}$$

$$b_{p2} = 83.19 \text{ mm}$$

$$h_p := h - \varepsilon_{r11} - \varepsilon_{r21}$$

$$h_p = 283.86 \text{ mm}$$

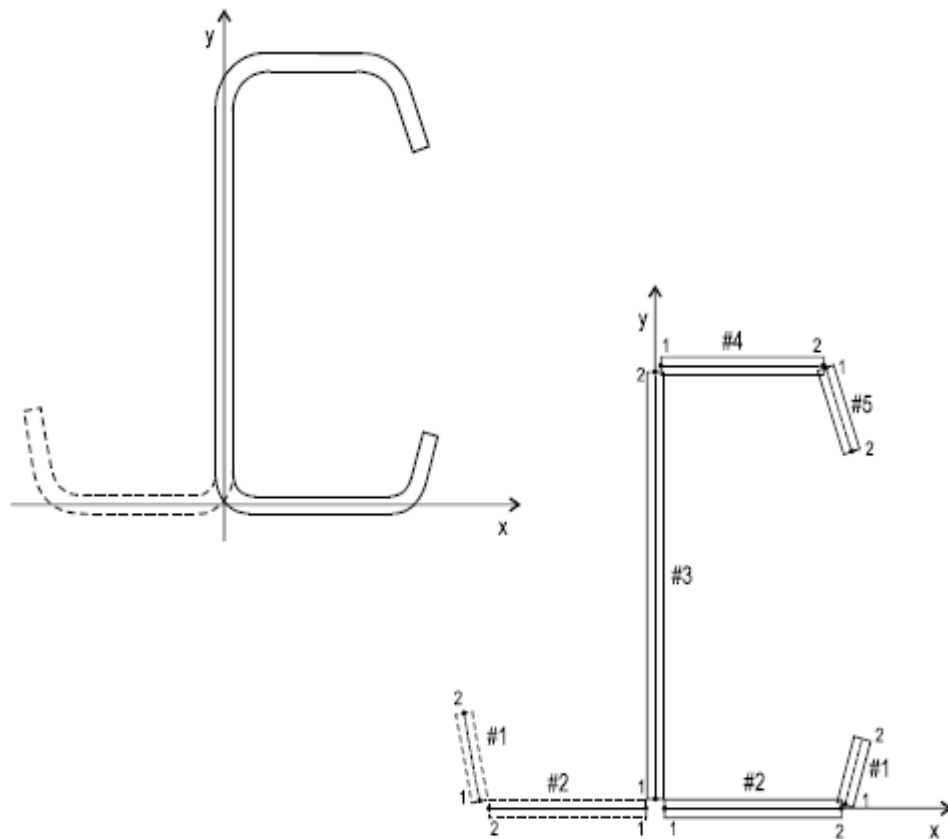
$$c_{p1} := c_1 - \varepsilon_{r12}$$

$$c_{p1} = 21.22 \text{ mm}$$

$$c_{p2} := c_2 - \varepsilon_{r22}$$

$$c_{p2} = 21.26 \text{ mm}$$

Co-ordinate system and numbering for the section properties calculation



Co-ordinates of the nominal gross cross-section

elem	x_start	x_end	y_start	y_end	x_CG	y_CG
#	mm	mm	mm	mm	mm	mm
1	-84.69	-98.35	0.23	16.46	-91.52	8.35
2	-2.04	-84.19	0.00	0.00	-43.11	0.00
3	0.00	0.00	2.04	285.90	0.00	143.97
4	2.04	85.23	287.94	287.94	43.64	287.94
5	85.69	99.81	287.73	271.83	92.75	279.78

Calculation of the section properties of the gross section

	s	t	A	y _{CG}	S _x	I _x	x _{CG}	S _y	I _y
	mm	mm	mm ²	mm	mm ³	mm ⁴	mm	mm ³	mm ⁴
1	21.22	2.1	43.7	8.35	365	4011	-91.52	-4000	366790
2	82.15	2.1	169.2	0.00	0	60	-43.11	-7296	409725
3	283.86	2.1	584.7	143.97	84186	16046547	0.00	0	207
4	83.19	2.1	171.4	287.94	49345	14208429	43.64	7478	425153
5	21.26	2.1	43.8	279.78	12254	3429512	92.75	4062	377506
Σ			1012.8		146150	33688558		244	1579382

Gross area:

$$A_g = 1013 \text{ mm}^2$$

Mass center in x-dir:

$$x_{CG.g} := \frac{S_y}{A_g}$$

$$x_{CG.g} = 0.24 \text{ mm}$$

Mass center in y-dir:

$$y_{CG.g} := \frac{S_x}{A_g}$$

$$y_{CG.g} = 144.30 \text{ mm}$$

Moment of inertia about x:

$$I_x := I_x - A_g y_{CG.g}^2$$

$$I_x = 12599726 \text{ mm}^4$$

Moment of inertia about y:

$$I_y := I_y - A_g x_{CG.g}^2$$

$$I_y = 1579323 \text{ mm}^4$$

Max extreme fibre distance in x-dir:

$$x_{\max} = 100.58 \text{ mm}$$

Min extreme fibre distance in x-dir:

$$x_{\min} = -99.14 \text{ mm}$$

Min extreme fibre distance in y-dir:

$$y_{\min} = -1.03 \text{ mm}$$

Max extreme fibre distance in y-dir:

$$y_{\max} = 288.97 \text{ mm}$$

Elastic section modulus about x:

$$W_{x.g} = 86700 \text{ mm}^3$$

Elastic section modulus about y:

$$W_{y.g} = 15740 \text{ mm}^3$$

Calculation of the flange effective width adjacent to web

Initial assumption for the extreme fibre stresses:
(the correct values will be determined later by iteration)

$$\sigma_{c,max} := \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} \quad \sigma_{t,max} := -\sigma_{c,max}$$

$\sigma_{c,max} = 507.4 \text{ MPa}$
 $\sigma_{t,max} = -507.4 \text{ MPa}$

Stress at the mid-line of the compression flange:

$$\sigma_{fl} := \sigma_{t,max} + (\sigma_{c,max} - \sigma_{t,max}) \cdot \frac{h + 0.5t}{h + t}$$

$\sigma_{fl} = 503.80 \text{ MPa}$

Plate slenderness:

$$\psi := 1 \quad k_{\sigma} := 4$$

$$\lambda_p := \frac{b_{p2}}{t} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot f_{yb}}{\pi^2 \cdot E \cdot k_{\sigma}}}$$

$\lambda_p = 1.044$

Reduced plate slenderness:

$$\lambda_{p,red} := \lambda_p \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{fl} \cdot \gamma_{M0}}{f_{yb}}}$$

$\lambda_{p,red} = 1.040$

Reduction factor:

$$\rho := \begin{cases} 1 & \text{if } \lambda_{p,red} \leq 0.673 \\ 1 - \frac{0.055 \cdot (3 + \psi)}{\lambda_{p,red}} + 0.18 \cdot \frac{(\lambda_p - \lambda_{p,red})}{\lambda_p - 0.6} & \text{if } \lambda_{p,red} > 0.673 \end{cases}$$

$$\rho := \min(\rho, 1)$$

$\rho = 0.759$

Effective portion:

$$b_{2,e1} := 0.5 \rho \cdot b_{p2}$$

$b_{2,e1} = 31.59 \text{ mm}$

Slenderness ratio

$$\lambda_{e1} := 0.5 + \sqrt{0.25 - 0.055 \cdot (3 + \psi)}$$

$$\lambda_{rel,fl} := \frac{\lambda_p}{\lambda_{e1}}$$

$\lambda_{rel,fl} = 1.551$

Calculation of the effective width of the web

Stress at the web edges:

$$\sigma_{w1} := \sigma_{t,max} + (\sigma_{c,max} - \sigma_{t,max}) \cdot \frac{0.5t + e_{r11}}{h + t} \quad \sigma_{w1} = -496.65 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{w2} := \sigma_{t,max} + (\sigma_{c,max} - \sigma_{t,max}) \cdot \frac{h + 0.5t - e_{r21}}{h + t} \quad \sigma_{w2} = 496.65 \text{ MPa}$$

Plate slenderness:

$$\psi := \frac{\sigma_{w1}}{\sigma_{w2}} \quad \psi = -1.00$$

$$k_{\sigma} := \begin{cases} 4 & \text{if } \psi = 1 \\ \frac{8.2}{1.05 + \psi} & \text{if } 1 > \psi > 0 \\ 7.81 & \text{if } \psi = 0 \\ (7.81 - 6.29 \cdot \psi + 9.78 \cdot \psi^2) & \text{if } 0 > \psi > -1 \\ 23.9 & \text{if } \psi = -1 \\ [5.98 \cdot (1 - \psi)^2] & \text{if } -1 > \psi > -3 \\ 95.68 & \text{if } -3 \geq \psi \end{cases} \quad k_{\sigma} = 23.90$$

$$\lambda_{p,w} := \frac{h_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot f_{yb}}{\pi^2 \cdot E \cdot k_{\sigma}}} \quad \lambda_{p,w} = 1.457$$

Reduced plate slenderness:

$$\lambda_{p,red} := \lambda_{p,w} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{w2} \cdot \gamma_{M0}}{f_{yb}}} \quad \lambda_{p,red} = 1.442$$

Reduction factor:

$$\rho := \begin{cases} 1 & \text{if } \lambda_{p,red} \leq 0.673 \\ \frac{1 - \frac{0.055 \cdot (3 + \psi)}{\lambda_{p,red}}}{\lambda_{p,red}} + 0.18 \cdot \frac{(\lambda_{p,w} - \lambda_{p,red})}{\lambda_{p,w} - 0.6} & \text{if } \lambda_{p,red} > 0.673 \end{cases}$$

$$\rho := \min(\rho, 1) \quad \rho = 0.644$$

Effective and ineffective portions:

$$h_c := \begin{cases} h_p & \text{if } \psi \geq 0 \\ \frac{h_p}{1 - \psi} & \text{if } \psi < 0 \end{cases} \quad h_c = 141.93 \text{ mm}$$

$$h_y := h_n - h_c \quad h_y = 141.93 \text{ mm}$$

$$h_{e1} := \begin{cases} \left(\frac{2 \cdot \rho \cdot h_c}{5 - \psi} \right) & \text{if } \psi \geq 0 \\ (0.4 \cdot \rho \cdot h_c) & \text{if } \psi < 0 \end{cases} \quad \boxed{h_{e1} = 36.56 \text{ mm}}$$

$$h_{e2} := \rho \cdot h_c - h_{e1} \quad \boxed{h_{e2} = 54.83 \text{ mm}}$$

$$h_i := h_c - h_{e1} - h_{e2} \quad \boxed{h_i = 50.54 \text{ mm}}$$

Slenderness ratio

$$\lambda_{e1} := 0.5 + \sqrt{0.25 - 0.055 \cdot (3 + \psi)}$$

$$\lambda_{rel.w} := \frac{\lambda_{p.w}}{\lambda_{e1}} \quad \boxed{\lambda_{rel.w} = 1.667}$$

Calculation of the flange effective width adjacent to edge stiffener

Here only initial values are calculated which then may be modified due to distortional buckling. Final values will be determined later by iteration.

Plate slenderness:

$$\psi := 1 \quad k_G := 4$$

$$\lambda_p := \frac{b_{p2}}{t} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot f_{yb}}{\pi^2 \cdot E \cdot k_G}} \quad \lambda_p = 1.044$$

Reduction factor:

$$\rho := \begin{cases} 1 & \text{if } \lambda_p \leq 0.673 \\ 1 - \frac{0.055 \cdot (3 + \psi)}{\lambda_p} & \text{if } \lambda_p > 0.673 \end{cases}$$

$$\rho := \min(\rho, 1)$$

$$\rho = 0.756$$

Effective portion:

$$b_{2.e2} := 0.5 \rho \cdot b_{p2} \quad \boxed{b_{2.e2} = 31.45 \text{ mm}}$$

$$b_{2.i} := b_2 - b_{2.e2} - b_{2.e1}$$

Slenderness ratio

$$\lambda_{e1} := 0.5 + \sqrt{0.25 - 0.055 \cdot (3 + \psi)}$$

$$\lambda_{rel.fl2} := \frac{\lambda_p}{\lambda_{e1}} \quad \boxed{\lambda_{rel.fl2} = 1.551}$$

Calculation of the effective width of the edge stiffener

Here only initial values are calculated which then may be modified due to distortional buckling. Final values will be determined later by iteration.

Plate slenderness:

$$k_{\sigma} := \begin{cases} 0.5 & \text{if } \left(\frac{c_{p2}}{b_{p2}} \cdot \sin(\alpha_2) \right) \leq 0.35 \\ 0.5 + 0.83 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{c_{p2}}{b_{p2}} \cdot \sin(\alpha_2) - 0.35 \right)^2} & \text{otherwise} \end{cases} \quad k_{\sigma} = 0.500$$

$$\lambda_p := \frac{c_{p2}}{t} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot f_{yb}}{\pi^2 \cdot E \cdot k_{\sigma}}} \quad \lambda_p = 0.755$$

$$\sigma_{\text{dist}} := \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}}$$

$$\lambda_{p,\text{red}} := \lambda_p \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{\text{dist}} \cdot \gamma_{M0}}{f_{yb}}} \quad \lambda_{p,\text{red}} = 0.755$$

Reduction factor:

$$\rho := \begin{cases} 1 & \text{if } \lambda_{p,\text{red}} \leq 0.673 \\ 1 - \frac{0.188}{\frac{\lambda_{p,\text{red}}}{\lambda_p} + 0.18} + 0.18 \cdot \frac{(\lambda_p - \lambda_{p,\text{red}})}{\lambda_p - 0.6} & \text{if } \lambda_{p,\text{red}} > 0.673 \end{cases}$$

$$\rho := \min(\rho, 1) \quad \rho = 0.995$$

Effective and ineffective portions:

$$c_{2,\text{ef}} := c_{p2} \cdot \rho \quad c_{2,\text{ef}} = 21.15 \text{ mm}$$

$$c_{2,\text{i}} := c_{p2} - c_{2,\text{ef}} \quad c_{2,\text{i}} = 0.11 \text{ mm}$$

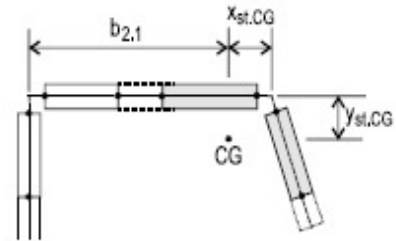
Slenderness ratio

$$\lambda_{\text{el}} := 0.673$$

$$\lambda_{\text{rel,st}} := \frac{\lambda_p}{\lambda_{\text{el}}} \quad \lambda_{\text{rel,st}} = 1.121$$

Calculation of the reduction factor for the edge stiffener

Here only initial values are calculated which then may be modified due to distortional buckling. Final values will be determined later by iteration.



Section properties of the stiffener:

$$A_{st} := (b_{2,e2} + c_{2,ef}) \cdot t \quad A_{st} = 108.4 \text{ mm}^2$$

$$x_{st,CG} := \frac{b_{2,e2} \cdot t \cdot (0.5b_{2,e2} + \xi_{r22}) - c_{2,ef} \cdot t \cdot (0.5c_{2,ef} + \xi_{r22}) \cdot \cos(\pi - \alpha_2)}{A_{st}} \quad x_{st,CG} = 6.67 \text{ mm}$$

$$y_{st,CG} := \frac{c_{2,ef} \cdot t \cdot (0.5c_{2,ef} + \xi_{r22}) \cdot \sin(\alpha_2)}{A_{st}} \quad y_{st,CG} = 3.26 \text{ mm}$$

$$I_{x,st} := b_{2,e2} \cdot \frac{t^3}{12} + \left[\frac{\left(c_{2,ef} \cdot \frac{t^3}{12} + c_{2,ef}^3 \cdot \frac{t}{12} \right)}{2} + \frac{\left(c_{2,ef} \cdot \frac{t^3}{12} - c_{2,ef}^3 \cdot \frac{t}{12} \right)}{2} \cdot \cos(2 \cdot \alpha_2) \right]$$

$$I_{x,st} := I_{x,st} + c_{2,ef} \cdot t \cdot \left[(0.5c_{2,ef} + \xi_{r22}) \cdot \sin(\alpha_2) \right]^2 - A_{st} \cdot y_{st,CG}^2 \quad I_{x,st} = 2654.4 \text{ mm}^4$$

Spring stiffness per unit length

$$b_{2,1} := b_2 - x_{st,CG} \quad b_{2,1} = 78.84 \text{ mm}$$

$$K_2 := \frac{(E \cdot t^3)}{4 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \frac{1}{b_{2,1}^2 \cdot h + b_{2,1}^3} \quad K_2 = 0.221 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Critical stress

$$\sigma_{cr,st} := \frac{(2 \cdot \sqrt{K_2 \cdot E \cdot I_{x,st}})}{A_{st}} \quad \sigma_{cr,st} = 204.96 \text{ MPa}$$

Slenderness

$$\lambda_d := \sqrt{\frac{f_{yb}}{\sigma_{cr,st}}} \quad \lambda_d = 1.573$$

Reduction factor

$$\chi_d := \begin{cases} 1 & \text{if } \lambda_d \leq 0.65 \\ (1.47 - 0.723 \cdot \lambda_d) & \text{if } 0.65 < \lambda_d < 1.38 \\ \frac{0.66}{\lambda_d} & \text{if } \lambda_d \geq 1.38 \end{cases} \quad \chi_d = 0.4195$$

Iteration for the reduction factor of the edge stiffener

The following Table shows some important results of the iteration to find the final nominal dimensions of the edge stiffener and the value of the reduction factor which counts for the distortional buckling. It is interesting to mention that all these parameters are NOT dependent on the real stresses, but only on geometrical and material data. The effect of stresses will be considered later in the determination of the reduced thickness of the plate elements of edge stiffener.

iter	b _{2,ef}	c _{2,ef}	A _{st}	I _{st}	y _{CG,st}	σ _{cr}	reduction
#	mm	mm	mm ²	mm ⁴	mm	MPa	factor
1	31.4462	21.1546	108.36	2654.4	3.2638	204.96	0.41947
2	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582
3	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582
4	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582
5	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582
6	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582
7	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582
8	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582
9	41.5952	21.2618	129.49	2887.7	2.7587	191.83	0.40582

The reduction factor due to distortional buckling:

$$\boxed{\text{red}_d = 0.4058}$$

Stiffener's area before iteration:

$$A_{st0} = 108.4 \text{ mm}^2$$

Stiffener's area after iteration:

$$A_{st} = 129.5 \text{ mm}^2$$

Stiffener's mass center distance:

$$y_{st,CG} = 2.759 \text{ mm}$$

Stress at the centroid of edge stiffener:

$$\sigma_{st} := \sigma_{t,max} + (\sigma_{c,max} - \sigma_{t,max}) \cdot \frac{h + 0.5 \cdot t - y_{st,CG}}{h + t} \quad \sigma_{st} = 494.14 \text{ MPa}$$

Reduced thickness

$$t_{red} := t \cdot \min \left(\frac{A_{st0}}{A_{st}}, \text{red}_d \cdot \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0} \cdot \sigma_{st}} \right) \quad \boxed{t_{red} = 0.858 \text{ mm}}$$

Critical stress for distortional buckling:

$$\sigma_{cr,st} = 191.83 \text{ MPa}$$

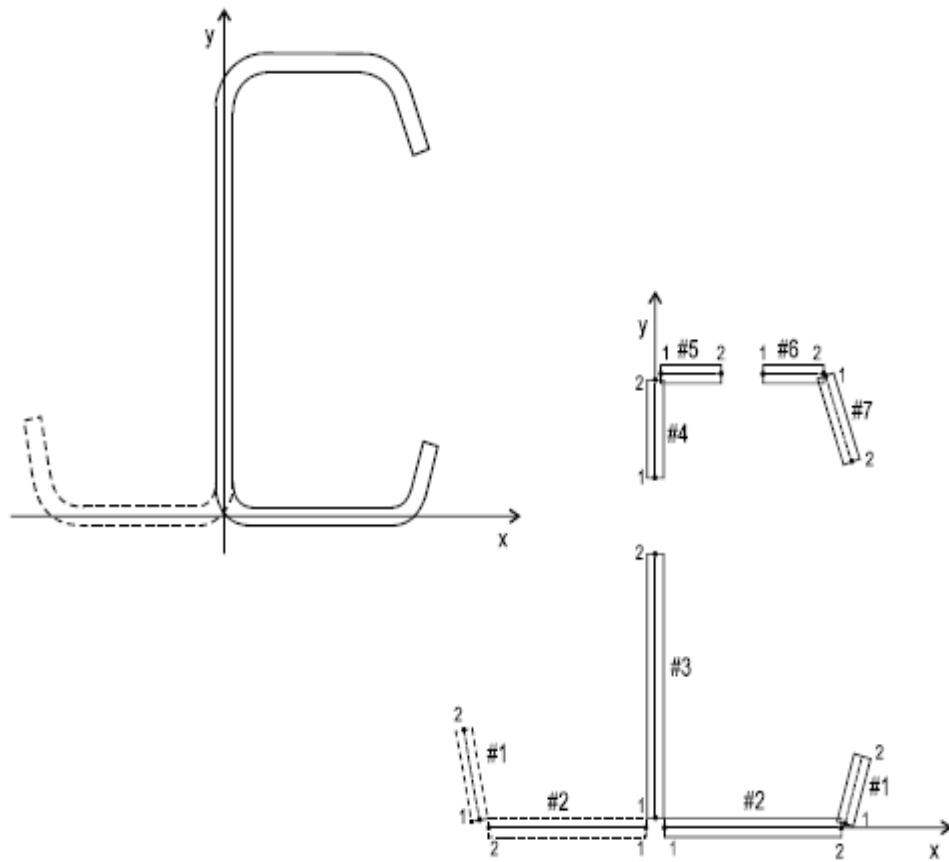
Distorsional buckling slenderness:

$$\lambda_d := \sqrt{\frac{f_{yb}}{\sigma_{cr,st}}} \quad \lambda_d = 1.626$$

Relative slenderness for distortional buckling:

$$\lambda_{rel,d} := \frac{\lambda_d}{0.65} \quad \boxed{\lambda_{rel,d} = 2.502}$$

Elements for the section properties calculation of effective section



Co-ordinates of the nominal effective cross-section

elem	x_start	x_end	y_start	y_end	x_CG	y_CG
#	mm	mm	mm	mm	mm	mm
1	-84.69	-98.35	0.23	16.46	-91.52	8.35
2	-2.04	-84.19	0.00	0.00	-43.11	0.00
3	0.00	0.00	2.04	285.90	0.00	143.97
4	2.04	85.23	287.94	287.94	43.64	287.94
5	85.69	99.81	287.73	271.83	92.75	279.78
6						
7						

Calculation of section properties of the effective section

The following Table shows the details of the effective section properties calculation. Here only initial values are calculated based on the assumed extreme fibre stresses. Later, all these parameters will be re-calculated to find the final values of extreme fibre stresses and section properties.

	s	t	A	y _{CG}	S _x	I _x	x _{CG}	S _y	I _y
	mm	mm	mm ²	mm	mm ³	mm ⁴	mm	mm ³	mm ⁴
1	21.22	2.06	43.7	8.35	365	4011	-91.52	-4000	366790
2	82.15	2.06	169.2	0.00	0	60	-43.11	-7296	409725
3	196.76	2.06	405.3	100.42	40704	5395335	0.00	0	143
4	36.56	2.06	75.3	267.62	20153	5401781	0.00	0	27
5	31.59	2.06	65.1	287.94	18738	5395558	17.84	1161	26117
6	41.60	0.86	35.7	287.94	10281	2960365	64.43	2301	153391
7	21.26	0.86	18.3	279.78	5106	1429099	92.75	1693	157307
Σ			812.6		95348	20586209		-6142	1113500

Effective area:

$$A_{ef} = 812.6 \text{ mm}^2$$

Mass center in x-dir:

$$x_{CG,ef} := \frac{S_{y,ef}}{A_{ef}}$$

$$x_{CG,ef} = -7.56 \text{ mm}$$

Mass center in y-dir:

$$y_{CG,ef} := \frac{S_{x,ef}}{A_{ef}}$$

$$y_{CG,ef} = 117.34 \text{ mm}$$

Moment of inertia about x:

$$I_{x,ef} := I_{x,ef} - A_{ef} \cdot y_{CG,ef}^2$$

$$I_{x,ef} = 9398316 \text{ mm}^4$$

Moment of inertia about y:

$$I_{y,ef} := I_{y,ef} - A_{ef} \cdot x_{CG,ef}^2$$

$$I_{y,ef} = 1067077 \text{ mm}^4$$

Compressed extreme fibre distance from the centroid:

$$y_{com} = 171.63 \text{ mm}$$

Tensioned extreme fibre distance from the centroid:

$$y_{ten} = -118.37 \text{ mm}$$

Effective section modulus about x:

$$W_{x,ef} = 54758 \text{ mm}^3$$

Effective section modulus about y:

$$W_{y,ef} = 9868 \text{ mm}^3$$

Max compressive stress:

$$\sigma_{c,max} = 507.40 \text{ MPa}$$

Max tensile stress:

$$\sigma_{t,max} = -349.93 \text{ MPa}$$

Iteration for the effective section properties

In the following Table some results of the iteration for the effective section properties are shown. The iteration is governed by the extreme fibre stresses. In each iteration step the effective portions of the compressed flange and web are determined, then the section properties are calculated in accordance with the principles and formulae presented above.

	$\sigma_{c,max}$	$\sigma_{t,max}$	x_{CG}	y_{CG}	A	I_x	I_y	W_x	W_y
	MPa	MPa	mm	mm	mm ²	mm ⁴	mm ⁴	mm ³	mm ³
0	507.40	-507.40	-7.558	117.337	812.6	9398316	1067077	54758.2	9868.0
1	507.40	-349.93	-8.147	112.184	756.2	9101045	1061956	51480.6	9767.5
2	507.40	-324.94	-8.265	111.382	745.7	9066274	1060987	51052.2	9748.0
3	507.40	-321.18	-8.284	111.263	744.0	9061433	1060837	50990.8	9745.0
4	507.40	-320.62	-8.286	111.245	743.8	9060727	1060814	50981.8	9744.5
5	507.40	-320.54	-8.287	111.243	743.8	9060624	1060811	50980.4	9744.4
6									
7									

The elastic modulus of the effective cross-section:

$$W_{x,ef} = 50980.4 \text{ mm}^3$$

Maximum compressive stress:

$$\sigma_{c,max} = 507.40 \text{ MPa}$$

Maximum tensile stress:

$$\sigma_{t,max} = -320.54 \text{ MPa}$$

Relative slenderness of the web:

$$\lambda_{rel,w} := \frac{\lambda_{p,w}}{0.5 + \sqrt{0.25 - 0.055 \cdot \left(3 + \frac{\sigma_{t,max}}{\sigma_{c,max}} \right)}}$$

$$\lambda_{rel,w} = 1.723$$

Maximal relative slenderness:

$$\lambda_{rel,max} := \max(\lambda_{rel,f1}, \lambda_{rel,f2}, \lambda_{rel,w}, \lambda_{rel,st}, \lambda_{rel,d})$$

$$\lambda_{rel,max} = 2.502$$

Calculation of the average yield strength

$$k := \begin{cases} 7 & \text{if prod_mod} = 1 \\ 5 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$n_{11} := \begin{cases} 1 & \text{if } r_{11} \leq 5t \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$n_{21} := \begin{cases} 1 & \text{if } r_{21} \leq 5t \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$n_{12} := \begin{cases} \frac{\pi - \alpha_1}{0.5\pi} & \text{if } r_{12} \leq 5t \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$n_{22} := \begin{cases} \frac{\pi - \alpha_2}{0.5\pi} & \text{if } r_{22} \leq 5t \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$n := n_{11} + n_{12} + n_{21} + n_{22}$$

$$f_{ya} := f_{yb} + (f_u - f_{yb}) \cdot \frac{k \cdot n \cdot t^2}{A_g}$$

$$f_{ya} := \min\left(f_{ya}, \frac{f_u + f_{yb}}{2}\right)$$

$$f_{ya} = 519.62 \text{ MPa}$$

Calculation of the plastic modulus of the gross cross-section about x-axis

Web portion for the plastic modulus:

$$h_{w,pl} := \frac{0.5A_g - (c_{p1} + b_{p1})t}{t}$$

$$h_{w,pl} = 142.47 \text{ mm}$$

The plastic section modulus:

$$W_{x,pl} := 2 \left[c_{p1} \cdot t \cdot \left[y_{CG,g} - (0.5 \cdot c_{p1} + \xi_{r12}) \cdot \sin(\alpha_1) \right] + b_{p1} \cdot t \cdot y_{CG,g} + h_{w,pl} \cdot t \cdot \left(y_{CG,g} - 0.5 \cdot h_{w,pl} - \xi_{r11} \right) \right]$$

$$W_{x,pl} = 102407.4 \text{ mm}^3$$

Calculation of the moment resistance of the cross-section

The effective, gross and plastic section moduli:

$$W_{x,ef} = 50980 \text{ mm}^3$$

$$W_{x,g} = 86700 \text{ mm}^3$$

$$W_{x,pl} = 102407 \text{ mm}^3$$

Maximal relative slenderness:

$$\lambda_{rel,max} = 2.502$$

The moment resistance:

$$M_{c,Rd} := \begin{cases} W_{x,ef} \cdot \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} & \text{if } W_{x,ef} < W_{x,g} \\ \min \left[\frac{f_{ya}}{\gamma_{M0}} [W_{x,g} + (W_{x,pl} - W_{x,g})4(1 - \lambda_{rel,max})], W_{x,pl} \cdot \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} \right] & \text{if } (W_{x,ef} = W_{x,g}) \wedge (ZC = 1) \\ W_{x,g} \cdot \frac{f_{ya}}{\gamma_{M0}} & \text{if } (W_{x,ef} = W_{x,g}) \wedge (ZC = -1) \end{cases}$$

$$M_{c,Rd} = 25.87 \text{ kNm}$$

Remarks:

- It is assumed that a C-section is approx. symmetrical. Thus, utilization of plastic capacity is allowed.
- In the first part of equation (6.5) of EC3 "f_{yb}" is written, which seems to be meaningless. Thus, it is changed to "f_{ya}".

3.4 Applications

Après avoir validé notre programme, nous allons le tester en calculant les contraintes nominales de différentes sections en Z. On note que les sections choisies ont déjà été traité [5]. Les résultats obtenus sont comparés à ceux obtenus par la référence.

Les caractéristiques efficaces des sections transversales étant une information très importante nous avons jugé utile de dresser dans le Tableau 2-1/ Tableau 3-1 celles des sections traitées par le programme élaboré.

Tableau 3-1: Caractéristique géométriques des différentes sections en Z traitées

h(mm)	b(mm)	c(mm)	t(mm)	Ag(mm²)	Aeff(mm²)	Wxeff(mm³)	Wyeff(mm³)
120	80	38	1,5	522,364	478,984	16992	16522
65	24,5	13	0,45	61,952	52,708	936,253	253,333
100	46	15	0,85	184,963	163,844	4636,1	1596,9
115	52	13	1,05	251,548	226,550	7368	2130,8
200	82	30	1,75	726,162	664,543	38405	10718
160	60	25	2	639,3137	641,297	31610	7927,3
80	31	15	0,6	101,338	88,760	1991,8	555,956
125	58	15	1,05	278,848	242,774	8406,7	2621,5
115	47	13	0,85	196,013	166,84	5223,1	1263,1
94	36	13	0,65	122,615	103,334	2632	614,548
270	110	30	2,5	1342,7	1243	96537	23084
106	41	13	0,75	157,591	134,249	3897,1	895,049
78	30	13	0,55	88,6356	75,883	1632,3	425,384
90	37	15	0,7	133,265	116,899	2957,9	870,191
205	80	38	1,5	649,864	562,846	32086	9005,5
102	39	13	0,7	141,665	119,401	3302,8	750,111
120	50	23,5	0,96	251,553	222,990	7571,2	2464,9
70	28	15	0,55	84,235	74,515	1469	460,234
189	80	38	1,5	625,864	550,946	29294	9905,9
110	42	13	0,755	167,393	142,404	4279,1	941,193
71	27,5	13	0,5	74,707	63,804	1245,2	341,943
160	118	25	2,2	956,169	846,368	40148	32708
177	80	38	1,5	607,864	542,080	27210	10699
106	41	13	0,75	157,691	134,249	3897,1	895,049
195	80	38	1,5	634,864	555,395	30339	9549,3

Dans le Tableau 3-2 nous présentons les résultats c'est-à-dire le moment résistant des différentes sections en Z obtenus par le programme élaboré et ceux obtenus par [5].

Tableau 3-2: la comparaison entre les contraintes nominales

N° de section	Mc, Rd (N/mm2)(Réf)	Mc, Rd (N/mm2)
Z120-80-38-1.5	5653329	5947000
Z65-24,5-13-0,45	295281.81	327690
Z100-46-15-0,85	1530161.7	1622600
Z115-52-13-1,05	2551045.35	2578800
Z200-82-30-1,75	12877330.2	13442000
Z160-60-25-2	11235004.3	11063000
Z80-31-15-0,60	635323.2	697130
Z125-58-15-1,05	2868948	2942400
Z130-55-30-1,25	4378796.05	4669500
Z125-60-15-1,25	3893265.8	3885100
Z115-47-13-0,85	1758155.41	1828100
Z94-36-13-0,65	858271.15	921210
Z270-110-30-2,50	33474097.1	33788000
Z106-41-13-0,75	1271106.52	1364000
Z78-30-13-0,55	519677.63	571290
Z90-37-15-0,70	957430.4	1035300
Z205-80-38-1.5	10128155	11230000
Z102-39-13-0,70	1071357.33	1156000
Z120-50-23,5-0,96	2427589 .63	2649900
Z70-28-15-0,55	469063 .5	514160
Z189-80-38-1.5	9301630	10253000
Z110-42-13-0,775	1405564.89	1497700
Z71-27,5-13-0,50	394409.63	436230
Z160-118-25-2,2	14636273.2	14052000
Z177-80-38-1.5	8682770	9523400
Z106-41-13-0,75	1271106 .52	13644000
Z195-80-38-1.5	9611402	10619000

Nous avons relevé des différences entre les deux résultats obtenus par le programme élaboré et ceux trouvés dans la référence [5].

Tableau 3-3. Les contraintes nominales de différentes sections obtenues par notre programme.

h(mm)	b1(mm)	b2(mm)	c1(mm)	c2(mm)	tg(mm)	Alpha1(°)	Alpha2(°)	Mc,Rd(N/m ²)
280	121	122	43	42	2,36	130,1	131,6	40438000
240	95	96	53	50	2,4	90	95	37141000
150	64	62	37	36	2,04	220	223 ,6	13468000
300	120	118	45	43	2,7	150	152 ,3	51649000
123	83	80	39	38	2,51	200	201 ,5	12996000
180	75	75,3	35,2	34	2,06	130	132	18192000
207	78	82	34	36,2	2,7	145	147 ,3	30533000
103	74	67,8	24	21,6	1,66	100	103, 8	6243400
254	79	84	20	19 ,3	1,9	85	86,3	21703000
146	69	72	22	18,3	1 ,998	90	95	12073000
201	84	82,9	30	31,4	2,4	142	143 ,1	24913000
176	94	92,7	33	30,8	1.85	120	123.1	15224000
245	74	71,8	25	23,4	2,5	160	163,2	28785000
135	75	73,5	21,3	20 ,8	2 ,07	106	105,8	1194000
220	85	87,3	33	31,5	1,96	140	143.5	2038400
144	84	85	35	36,5	2 ,06	126	123	14063000
208	79	82,1	27	29,6	2,4	160	157,3	24075000
134	74	70,2	33,4	33	2	104	110	12139000
200	83	80,8	48 ,7	44	1 ,897	127	134	19126000
165	74	73,4	35	37,5	2 ,09	170	175 ,6	12892000

3.5 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons traité une section en Z soumise à la flexion avec la méthode de la largeur efficace utilisé par l’Eurocode dans le but de calculer la contrainte nominale de profilés formée à froid. Cette méthode nécessite un processus itératif qui peut être long et fastidieux pour calculer les propriétés efficaces de la section transversale.

On a dressé les résultats obtenus avec le programme élaboré et on a montré que ce dernier calcule correctement les charges nominales de ce type de section. Nous avons comparé les résultats obtenus à ceux trouvés dans la littérature. Nous pouvons donc dire que notre objectif est atteint pour les sections en Z.

Conclusion générale

Dans la construction métallique les éléments formés à froid deviennent de plus en plus utilisés dans la construction des bâtiments. Ces éléments sont obtenus par différents procédés de fabrication soit par pliage à la presse des flans découpée à partir des tôles, ou bobine soit par profilage à travers d'une série de galets.

Les éléments en acier formée à froid ont des avantages technique et économique dont la légèreté de la structure, la facilité de préfabrication, la vitesse de montage et la qualité améliorée.

Cependant leur faible épaisseur conduit généralement à un problème d'instabilité qui peut se produire facilement dans l'une des parois des profilés.

Les éléments de structure poutre et poteau formé à froid lorsqu'ils sont totalement ou partiellement comprimés peuvent présenter trois modes d'instabilité local, global et distorsionnel.

Le dimensionnement des profilés formés à froid nécessite le recours aux méthodes de calcul qui définissent leur résistance avec précision, au temps actuelle deux méthodes sont le plus utilisées il s'agit en l'occurrence de la méthode de la largeur efficace (effective width concept) à partir de l'Eurocode et de la méthode de force directe (Direct strength method) à partir de AISI.

Pour montrer le travail réalisé nous avons présenté dans chapitre précédent le programme élaboré.

Notre objectif a été de calculer la contrainte nominale par la méthode de la largeur efficace cette méthode nécessite le calcul de module d'inertie effectif W_{eff} qui permet de calculer le moment résistant à la flexion et l'aire A_{eff} pour le calcul de l'effort résistant en compression.

Nous pouvons dire que l'utilisation du programme élaboré diminue le risque d'erreur lors des calculs et permet de faire gagner beaucoup de temps.

Bibliographie

- [1] s. oussama, (automatisation du dimensionnement des sections a parois minces de poutres et de colonnes en acier formé a froid, tlemcen, mémoire de master ,soutneu en 2013,85p.
- [2] B. Imane, Calcul de la contrainte nominale d'un élément de structure à parois minces, tlemcen , mémoire de master ,soutenu en septembre 2017,77p.
- [3] AISI North American Specification for the Design of Cold Formed Steel Structural Members,, 2007.
- [4] o. Hamza, INITIATION A L'ETUDE D'UNE STRUCTURE SIMPLE EN PROFILES FORMES A FROID EN UTILISANT L'EUROCODE ET L' AISI, mémoire de master ,Tlemcen,soutenu en juin 2013,97p.
- [5] T. e. Benyahia, Etude paramétrique du calcul de la contrainte nominale d'un élément de structure à parois minces,mémoire de master, tlemcen , soutenu en septembre 2018,216p.
- [6] Direct Strength Method for CFS Design.
- [7] North American Specification for the Design of Cold Formed Steel Structural Members for the Design of Cold-Formed,2007.
- [8] Distortional buckling of cold formed steel members in bending..
- [9] S. ADANY, Calculation of the moment resistance of Z- and C-shaped cold-formed sections according to Eurocode 3 Portugal,decembre 2003.

