

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de L'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université Aboubakr Belkaid
Faculté de Technologie
Département de Génie Civil



Mémoire Pour L'Obtention Du Diplôme
De Master Génie Civil
Ingénierie des structures

Thème :

**INITIATION A L'ETUDE D'UNE STRUCTURE SIMPLE EN
PROFILES FORMES A FROID EN UTILISANT L'EUROCODE ET
L' AISI**

Présenté en 27 juin 2013 par :

OUALID HAMZA

Devant le Jury composé de :

N.HSSAINE	Président
N. BOUMECHRA	Examineur
Mme N. MEDDANE	Examineur
M ^{me} .N.DJAFOUR	Encadreur
A. MEGNOUNIF	Encadreur

DEDICACES

« L'argent définit votre statut, votre position dans la société, vos aspirations et vos ambitions, vos doutes et vos échecs, vos accès d'extravagance, votre avarice, votre générosité (ou votre absence totale d'altruisme), votre besoin de plaire et d'être gratifié, votre soif de prouver votre valeur ou de ne rien prouver du tout, vos rêves frustrés et vos réalisations, votre désir d'impressionner ou de passer inaperçu et, bien entendu, l'argent pénètre jusqu'au région les plus intimes.

Dites-moi quelle est votre relation à l'argent et je vous dirai, presque à coup sûr, qui vous êtes, quelles motivations psychologiques et sentimentales inspirent vos actes. »

« Combien » douglas Kennedy

Par ce passage qui me définit, je dédie ce désastreux travail

A ma mère

A mon père

À mon frère Mohammed et à son épouse Amina

A mon frère lieutenant d'artillerie de compagnie
Abdelkader

A toutes la famille

À tous les amis

Je m'excuse à toutes personnes que j'aurais offensées

REMERCIEMENTS

Je saisis cette occasion pour exprimer toute ma gratitude à mes encadreurs, Mme N. DJAFOUR et Pr A. MEGNOUNIF du département de génie civil, de la faculté de technologie, université de Tlemcen. Qu'il me soit permis de leur exprimer mes plus vifs remerciements et ma grande sympathie.

Monsieur M. DJAFOUR, professeur au département de génie civil de la faculté de technologie, Tlemcen a bien voulu m'accorder l'honneur pour présider le jury d'examination. Je le remercie vivement.

Mes vifs remerciements vont aussi aux membres du jury, Mme N. MEDDANE et Mr N. BOUMECHRA du département de génie civil de la faculté de technologie de Tlemcen. Qu'ils trouvent à travers ces expressions ma profonde reconnaissance pour l'honneur qu'ils m'ont fait pour examiner ce travail.

TABLE DES MATIERES :

INTRODUCTION GENERALE	1
CHAPITRE I : PRESENTATION DES PROFILES FORMES A FROID	3
1.1 INTRODUCTION.....	3
1.2. FABRICATION.....	3
1.2.1. Le pliage.....	4
1.2.2. Le profilage à froid.....	4
1.3. TYPES DE SECTIONS DES ELEMENTS FORMES A FROID	5
1.3.1. Les profils larges	5
1.3.2. Les profils longs	5
1.3.3. Les raidisseurs.....	6
1.4. EFFET DE FORMAGE A FROID SUR LE COMPORTEMENT DE L'ACIER.....	7
1.5. MODE D'INSTABILITE DES PROFILES MINCES.....	8
1.5.1. instabilité local.....	9
1.5.2. Instabilité globale.....	11
1.5.3. Instabilité distorsionnelle.....	11
1.6. AVANTAGE ET INCONVENIENT DES PROFILES FORMES A FROID.....	12
1.7. CONCLUSION.....	12
CHAPITRE II : DIMENSIONNEMENT SUIVANT L'EUROCODE 3	13
2.1. INTRODUCTION.....	13
2.2. BASE DE CALCUL.....	13
2.2.1. Coefficient de sécurités.....	13
2.2.2. Caractéristique des matériaux.....	13
2.2.3. Caractéristiques des sections.....	14
2.2.4. Limite d'élasticité moyenne augmentée.....	16
2.2.5. Proportions géométriques.....	17
2.3. instabilité local	18
2.3.1. Principe de la méthode de la « largeur effective ».....	18

2.3.2. Parois non raidies.....	19
2.3.3. Parois munis de raidisseurs de bords et intermédiaire.....	22
2.4. RESISTANCE DES SECTIONS TRANSVERSALES.....	23
2.4.1. Traction axiale.....	24
2.4.2. Compression axiale.....	24
2.4.3. Moment fléchissant.....	24
2.4.4. Traction et flexion combinées.....	25
2.4.5. Compressions et flexion combinées.....	25
2.4.6. Efforts tranchant.....	26
2.4.7. Effort tranchant et moment fléchissant combinés.....	26
2.5. RESISTANCE DES SECTIONS TENANT COMPTE DES INSTABILITES GLOBALES.....	26
2.5.1. Compression avec flambement	26
2.5.2. Déversement des barres fléchies	27
2.5.3. Flexion et compression axiale sans risque de déversement.....	27
2.5.4. Flexion et compression axiale avec déversement.....	28
2.6. LES ASSEMBLAGES.....	28
2.6.1. Les assemblages à fixations mécaniques.....	28
2.6.2. Soudure.....	31
2.7. CONCLUSION.....	34
CHAPITRE III : DIMENSIONNEMENT SUIVANT L' AISI.....	35
3.1. INTRODUCTION.....	35
3.2. BASE DE CALCUL.....	35
3.2.1. Méthode résistance admissible ASD	35
3.2.2. Méthode de la charge et facteur de résistance LRFD.....	36
3.2.3. Méthodes des états limite LSD	36
3.3. DETERMINATION SECTION EFFECTIVE	37
3.3.1. Paroi sans raidisseur	37
3.3.2. Parois en console	38
3.3.3. Paroi avec raidisseur de bord.....	39
3.4. RESISTANCE DES SECTIONS TRANSVERSALES.....	40

3.4.1. Traction axiale.....	40
3.4.2. Compression axiale.....	41
3.4.3. Moment fléchissant.....	42
3.4.4. Traction et flexion combinées.....	43
3.4.5. Compressions et flexion combinées.....	43
3.5. LES ASSEMBLAGES.....	44
3.5.1. Les assemblages soudés.....	44
3.5.2. Les assemblages boulonnés.....	49
3.6. CONCLUSION.....	51
CHAPITRE IV : ETUDE COMPARATIVE.....	53
4.1. INTRODUCTION.....	53
4.2. APPLICATION NUMERIQUE.....	53
4.2.1. propriétés	54
4.2.2 Résultats des efforts sollicitant	58
4.2.3 Calcul selon l'eurocode	59
4.2.4 Calcul selon l'AISI	66
4.3 Conclusion	71
CONCLUSION GENERALE.....	72

Liste des figures:

Figure 1.1 : le procédé de pliage

Figure 1.2 : le procédé de profilage

Figure 1.3 : les différents types de tôles

Figure 1.4 : les différents types de profilés

Figure 1.5 : les différents types de raidisseurs

Figure 1.6: courbe de contrainte-déformation de l'acier avant et après mise en forme

Figure 1.7 : courbe de comportement de l'acier

Figure 1.8 Différents types de modes d'instabilité

Figure 2.1: point médian d'un arrondi ou de pli

Figure 2.2 Largeur de référence des parois

Figure 2.3 : largeur de référence des parois adjacente des raidisseurs

Figure 2.4 : largeur efficace

Figure 2.5 : a) raidisseur bord, b) raidisseur intermédiaire

Figure 2.6: section transversale efficace en compression

Figure 2.7 : section transversale efficace en résistance en moment fléchissant

Figure 2.8 : pince longitudinale et transversale et espacement des fixation et des soudures par point

Figure 2.9 : soudure par point

Figure 2.10 : soudure d'angle à clin

Figure 2.11 : soudure par point à l'arc

Figure 3.1 : largeur efficace d'une section

Figure 3.2 : Paroi avec raidisseur de bord

Figure 3.3 : Différents types de soudure.

Figure 3.4 : les dimensions d'un point de soudure à l'arc

Figure 3.5 : La soudure d'angle

Figure 4.1 : Le modèle de la structure

Figure 4.2 : Le modèle de la section du : a) poteau ,b) la poutre

Figure 4.3 : Système de coordonnées

Figure 4.4 : Les résultats des efforts sollicitants

Figure 4.5: distribution des contraintes à l'état limite ultime dans la section : a) En compression, b) En flexion

Figure 4.6 : système de coordonnées

Figure A.1 : différents types de sections avec leurs paramètres géométriques a , b , c et x_0

Liste de tableaux :

Tableau 1.1 : Valeur de K pour déterminer la charge critique

Tableau 2.1: valeurs de la limite d'élasticité f_{yb} et la résistance à la traction f_u

Tableau 2.2 : rapport largeur épaisseur maximum

Tableau 2.3 : modélisation des parois d'une section transversale

Tableau 2.4 : parois comprimées sur deux appuis

Tableau 2.5 : parois comprimées en console

Tableau 2.6 : Résistance de calcul pour rivet aveugle

Tableau 2.7 : Résistance de calcul pour vis auto taraudeuse auto perceuse

Tableau 2.8 : Résistance de calcul pour clous à scellement

Tableau 2.9 : Résistance de calcul pour boulons

Tableau 2.10 : Résistance de calcul pour les soudures à point

Tableau 2.11 : Assemblage à clin par soudure

Tableau 3.1 : paroi comprimé sur deux appuis

Tableau 3.2 : paroi en console

Tableau 3.3 : coefficient de voilement k

Tableau 3.4 : coefficients de sécurité

Tableau 3.5 : résistance au cisaillement

Tableau 3.6 : effort résistant au cisaillement

Tableau 3.7 : coefficient de sécurité

Tableau 3.8 : Coefficient de sécurité

Tableau 3.9 : Facteur C

Tableau 3.10 : Facteur m_f

Tableau 4.1 : centre de gravité de la section

Tableau 4.2 : propriété de la section brute

Tableau 4.3 : les propriétés des éléments plans de la section efficace (repère global)

Tableau 4.4 : les propriétés des éléments plans de la section efficace (repère global)

LISTE DE NOTATION:

f_{yb} : Limite élastique de base

f_u : Résistance à la traction

f_{ya} : Limite élastique augmenté

A_g : Aire de la section transversale brute

$\sigma_{com,Ed}$: contrainte de compression

$\overline{\lambda_p}$: Élancement de la paroi

K : Coefficient de voilement

E : Module élastique

b_p : Largeur de la paroi

ρ : Coefficient de réduction

b_{eff} : Largeur efficace de la section

$\overline{\lambda_{p,red}}$: Élancement réduit de la paroi

A_{eff} : Section efficace de la section considéré

Ψ : rapport entre contrainte

b_{e2}, b_{e1} : Les largeurs efficaces de la paroi

A_s : section efficace transversale initiale

$b_{p,c}$: largeur du raidisseur

c_{eff} : Largeur efficace du raidisseur

d_{eff} : Largeur efficace du raidisseur

$\sigma_{cr,s}$: Contrainte critique de flambement élastique

K_s : Rigidité du support élastique

I_s : le moment d'inertie de la section efficace d'aire A_s du raidisseur par rapport à l'axe a-a

χ_d : coefficient de réduction

$N_{t,rd}$: Résistance à la traction de la section transversale

$F_{n,rd}$: est la résistance de section nette pour la fixation mécanique approprié

$N_{c,rd}$: Résistance à la compression de la section transversale

$M_{c,rd}$: le moment résistant de la section transversale

W_{eff} : Le module élastique de la section efficace correspondant à la contrainte de traction maximale quand la section est soumise à un moment de l'axe approprié

W_{el} : Le module élastique de la section brute correspondant à la contrainte de traction maximale quand la section est soumise à un moment de l'axe approprié

$M_{y, sd}$ Moment fléchissant autour de l'axe de forte inertie

$M_{z, sd}$ Moment fléchissant autour de l'axe de faible inertie

$M_{cy, rd}$ Résistance de la section supposé soumise uniquement à un moment autour de l'axe y-y

$M_{cz, rd}$ Résistance de la section supposé soumise uniquement à un moment autour de l'axe z-z

$W_{eff, y, ten}$ ou $W_{eff, z, ten}$: Le module élastique de la section efficace correspondant à la contrainte de traction maximale quand la section est soumise à un moment de l'axe approprié.

$W_{eff, y, com}$ Ou $W_{eff, z, com}$: le module élastique de la section efficace correspondant à la contrainte de compression maximale quand la section est soumise à un moment de l'axe approprié.

$\Delta M_{z, sd}$ et $\Delta M_{y, sd}$: Moments additionnels dus aux décalages des axes centroides

$V_{pl, rd}$: Résistance à l'effort tranchant

α : facteur d'imperfection en fonction de la courbe de flambement

$\bar{\lambda}$: est l'élanement relatif pour le mode de flambement concerné

χ : Coefficient de réduction

M_{cr} : moment critique élastique de la section transversale brute pour le déversement selon l'axe approprié.

χ_{min} : Coefficient de réduction minimum entre χ_y et χ_z

β_{mz} et β_{my} : Les coefficients de moment uniforme équivalent pour le flambement selon l'axe y-y et z-z (voir l'eurocode)

χ_{LT} : Coefficient de réduction pour le déversement

A : aire de la section transversale brute d'un boulon

A_s : aire de la section résistante en traction d'un boulon

A_{net} : air de la section transversale nette de la partie assemblé

d : diamètre nominale de la fixation

d_0 : diamètre nominal du trou

d_w : diamètre de la rondelle ou de la tête de la fixation

e_1 : est la pince longitudinale, distance mesuré entre le centre de fixation et le bord adjacent de la partie assemblé, dans la direction de la transmission de l'effort

e_2 : est la pince transversale, distance mesuré entre le centre de fixation et le bord adjacent de la partie assemblé, dans la direction perpendiculaire à celle de la transmission de l'effort

f_{ub} : Résistance à la rupture en traction du matériau du boulon

$f_{u,sup}$: Résistance à la traction de l'élément support dans lequel une vis est fixée

n : nombre de tôles fixées sur l'élément support par la même vis ou le même clou à scellement

p_1 : entre axe des fixations dans la direction de la transmission de l'effort

p_2 : entre axe des fixations dans la direction perpendiculaire à celle de la transmission de l'effort

t : épaisseur de la partie ou la tôle assemblé la plus mince

t_1 : épaisseur de la partie ou la tôle assemblé la plus épaisse

t_{sup} : épaisseur de l'élément support dans lequel une vis ou un clou à scellement est fixé

$F_{b,rd}$: Résistance de pression diamétrale

$F_{v,rd}$: Résistance au cisaillement

$F_{t,rd}$: Résistance à la traction

$F_{p,rd}$: Résistance au déboutonnage

$F_{o,rd}$: Résistance à l'arrachement

$F_{tb,rd}$: Résistance à la déchirure en pression diamétrale

$F_{e,rd}$: Résistance d'extrémité

$F_{w,rd}$: Résistance de calcul au cisaillement

LISTE DE NOTATION:

F_y : Limite élastique

F_u : Résistance à la traction

f : Contrainte de compression maximale

$\bar{\lambda}_p$: Élancement de la paroi

K : Coefficient de voilement

E : Module élastique

b_p : Largeur de la paroi

ρ : Coefficient de réduction

b_{eff} : Largeur efficace de la section

A_{eff} : Aire efficace de la section considérée

Ψ : rapport des contraintes dans la paroi

b_{e2} , b_{e1} : Les largeurs efficaces de la paroi

ds : Largeur effective réduite du raidisseur

ds' : Largeur effective du raidisseur

s : Facteur

I_a : Moment d'inertie adéquat du raidisseur

I_s : Moment d'inertie de la section brute du raidisseur

R_1 : Coefficient

n : Coefficient

T : L'effort de traction sollicitant

T_n : L'effort de traction résistant

Ω_t : Facteur de sécurité de traction pour ASD

ϕ_t : Facteur de sécurité de traction pour LRFD et LSD

p : L'effort sollicitant

p_n : L'effort résistant

F_n : Contrainte de compression

Ω_c : Facteur de sécurité de compression pour ASD

ϕ_c : Facteur de sécurité de compression pour LRFD et LSD

λc : L'élancement

F_e : Contrainte critique de flambement

K, k_y, k_x : Facteur de la largeur effective

L, L_y : Longueur de l'élément

r : Rayon de giration

a : Espacement des soudures par point ou

M : Moment fléchissant sollicitant

M_n : Moment fléchissant résistant

Ω_b : Facteur de sécurité pour la flexion ASD

ϕ_b : Facteur de sécurité pour la flexion LRFD et LSD

S_{eff} : Module élastique de la section efficace calculé contrainte de compression maximale F_y

C_b : Coefficient de flexion

M_{max} : Moment maximum

M_1 : Moment au quart de la longueur du segment

M_2 : Moment au milieu du segment

M_3 : Moment au trois quart du segment

σ_{ey} : Contrainte

σ_t : Contrainte

A : Aire brute de la section

G : Module de cisaillement

j : Constante de torsion de saint venant

C_w : Constante de la déformation en torsion de la section

x_0 : Distance entre le centre de cisaillement et le centre

S_f : Module élastique de la section totale non réduite à la fibre extrême de compression

S_c : Module élastique de la section efficace pour la contrainte de compression maximale

F_c : Contrainte critique de déversement

S_{ft} : Module élastique de la section totale non réduite à la fibre extrême de traction

M_x et M_y : moment fléchissant sollicitant selon l'axe x ou y

M_{nxt} et M_{nyt} :

M_{nx} et M_{ny} : moment fléchissant résistant selon l'axe x ou y

C_m : Coefficient

P_{us} : Résistance au cisaillement

P_{ut} : Résistance à la traction

F_{xx} : La résistance à la traction du métal de la soudure

e_{min} : Distance

d , d_a et d_e : dimension de la soudure voir figure 3.4

t : épaisseur du profilé

t_w : Épaisseur effective de la soudure

L : Longueur du cordon de soudure

F_t : Contrainte admissible dans une section nette

s' : Espacement longitudinal entre le centre de deux trous consécutifs

n_b : Nombre de trou dans la section considéré

d_h : Diamètre standard d'un trou

g : Espacement transversale entre les lignes de gage de fixation

A_{net} : Aire nette

A_b : C'est la section brute du boulon

F : Résistance à la traction du boulon

Introduction

Introduction Générale

Actuellement, en charpente métallique, les éléments structuraux utilisés peuvent être formés soit à chaud à une température élevée soit à froid en pliant des tôles simples pour obtenir les formes désirées. Dans la pratique, les profilés formés à chaud sont utilisés massivement par rapport aux profilés à froid. Mais vu la tendance actuelle de construire de plus en plus résistant et de plus en plus léger, les profilés formés à froid et surtout ceux à parois minces commencent à s'imposer sur le marché de la construction métallique. Ces types de profilés présentent des caractéristiques très intéressantes les rendant compétitifs, à savoir leur légèreté, la facilité de leur montage, l'exactitude des dimensions obtenues et la grande variété des formes réalisées.

Pour réaliser ces profilés, on utilise des tôles minces dont l'épaisseur reste très faible par rapport aux dimensions des éléments formés, ce qui rend les parties planes constituant ces éléments plus vulnérables et peuvent devenir instables sous l'action des sollicitations appliquées. C'est alors que le problème de la détermination des contraintes critiques et de leurs modes d'instabilité devient important pour le dimensionnement de ces types de structures. Plusieurs études (Yu, 1985 ; Hancock 1988 ; Dubina 1991 ; Schafer 2000 ; Megnounif 2007...) ont été conduites dans le but de comprendre le comportement des profilés minces formés à froid et dont la majorité a abouti à trois types d'instabilité : local caractérisé par le voilement d'un de ces éléments, global caractérisé par le déplacement total de la section ou bien la combinaison des deux types rendant le comportement plus complexe à comprendre.

Le véritable développement de l'utilisation des profilés minces ne s'est fait que dans les années 1940 avec l'édition du premier règlement et la sponsorship de la recherche par l'institut américain du fer et de l'acier AISI, l'avancement des recherches a permis de réviser et de rééditer le code de calcul de ces éléments qui a permis un calcul plus sûr et économique.

D'autres travaux se sont intéressés à ce type de structures et certains résultats ont conduit aussi à l'élaboration de codes de calcul des profilés formés à froid comme l'eurocode. Cependant, ces codes restent insuffisants pour la compréhension du comportement de ce type de structures et d'autres travaux sont nécessaires.

Le but de ce travail est de présenter de manière générale la méthode réglementaire de dimensionnement des structures en profilés formés à froid suivant les deux codes les plus utilisés, à savoir l'eurocode (le code européen) et l'AISI (le code américain). Ce travail n'est nullement pas destiné à donner des lignes directrices pour choisir tel règlement ou bien tel règlement, mais c'est juste une tentative de comprendre comment ce type de structures est considéré dans les règlements.

Ce travail est présenté en quatre chapitres, en plus d'une introduction et d'une conclusion générales.

Le chapitre 1 est consacré à la présentation des profilés formés à froid en passant par leur mode de fabrication et en décrivant leur modes d'instabilité, local, global ou combiné. On terminera le chapitre par donner les avantages et les inconvénients de ce type de structures.

Une description détaillée de la procédure de calcul des profilés formés à froid selon le code européen Eurocode est donnée au chapitre 2. Cette procédure repose sur le principe de la largeur effective et ceci pour des parois non raidies et raidies. La procédure concerne aussi le cas de la prise en compte des instabilités locale et globale.

Le chapitre 3 présente la procédure de calcul des profilés formés à froid par le code américain AISI. Les différentes méthodes de calcul sont données, celle de la résistance admissible (ASD), de la charge et facteur de résistance (LRFD) et celle des états limites (LSD). Là aussi, le calcul des sections transversales par l'AISI est donnée en détail en passant par la détermination de la section effective.

Le chapitre 4 est une tentative d'application des deux codes pour le cas d'un exemple simple et ceci afin de montrer les avantages et les inconvénients de chaque code.

Enfin, le travail est clôturé par une conclusion générale résumant les résultats importants obtenus et quelques recommandations et des perspectives concernant la suite des travaux dans ce domaine.

Chapitre I

Chapitre 1

Présentation des Profilés Formés à Froid

1.1 Introduction Le progrès de l'industrie de façonnage de l'acier a permis la production en masse et la facilité de produire toutes formes de section qu'on veut en ajoutant les protections nécessaires, la résistance elle aussi est plus performante. En effet, actuellement, avec les techniques modernes, on a tendance à réaliser des structures en acier plus résistantes et de plus en plus légères. Ces structures peuvent avoir des éléments en acier obtenus soit à chaud à des températures très élevées soit à froid à une température ambiante. Ces derniers ont l'avantage d'être plus légers, faciles à monter, avoir des formes variées et des dimensions plus précises.

1.2 Fabrication Pour obtenir les profilés formés à froid, on utilise comme produit de base des tôles d'acier laminés à chaud qui s'adaptent bien au processus de mise en forme et dont l'épaisseur varie généralement entre 0.45 et 15 mm. Dans ce type de matériau, nous recherchons surtout à exploiter sa ductilité, c'est l'une des caractéristiques les plus importantes qui permet de subir des déformations plastiques importantes pendant la fabrication. Ainsi, après la fabrication rien ne change, l'acier gardera les mêmes déformations permanentes sans que la structure interne soit altérée.

En contre partie, on sait que l'acier est un matériau corrosif, qui sous l'effet de l'eau et de l'oxygène, il devient hydroxyde de fer (rouille) et dû à sa porosité il y aura une oxydation à l'intérieur et se détériora rapidement. Donc il faudra une protection de surface afin d'éviter ce phénomène d'oxydation. Cette protection est souvent appliquée à la tôle avant la mise en forme par des techniques, dont la plus utilisée est :

L'utilisation des revêtements métalliques à base de zinc ou bien allié (zinc+autre métal), ils sont réalisés par immersion à chaud en continu. Cette technique a une durabilité de 20 à 50 ans. Il ya pré-laquage et revêtement plastique qui sont appliqués en complément du revêtement métallique.

Les profilés formés à froid sont obtenus selon deux procédés importants :

1.2.1 Le Pliage

Cette opération consiste à faire plier la tôle découpée en dimensions bien précises pour obtenir la forme désirée, après l'avoir placée entre les mors d'une plieuse (figure 1.1). On peut, donc réaliser tous les types de section de profilé qu'on peut imaginer.

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

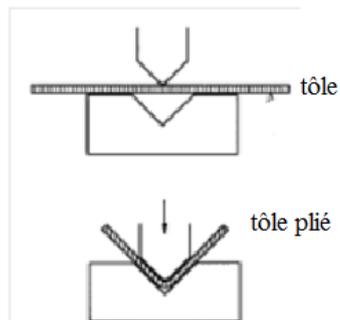


Figure 1.1 Procédé de pliage

1.2.2 Le profilage à froid

Lors de ce procédé, la forme désirée est obtenue en faisant passer la tôle en acier dans une série de galets (des paires de rouleaux de sens opposés) de façon continue (figure 1.2).

Dans ce procédé, les efforts appliqués sur la tôle pendant la mise à forme de la section sont appliqués de manière répartie.



Figure 1.2 Procédé de profilage

1.3 Types de sections des éléments formés à froid

D'après le mode de fabrication et du besoin on distingue :

1.3.1 Les profils larges

Ce sont les tôles nervurées. Elles sont souvent utilisées dans la charpente métallique comme étant des coffrages perdus pour les planchers mixtes, des couvertures de bâtiments ou bien comme bardage des constructions industrielles (figure 1.3).

Ces éléments travaillent souvent en flexion sous les charges transversales. Cependant, les zones qui peuvent être sous l'effet de la compression et/ou du cisaillement, et due à leurs faibles épaisseurs, elles peuvent devenir instables par voilement.

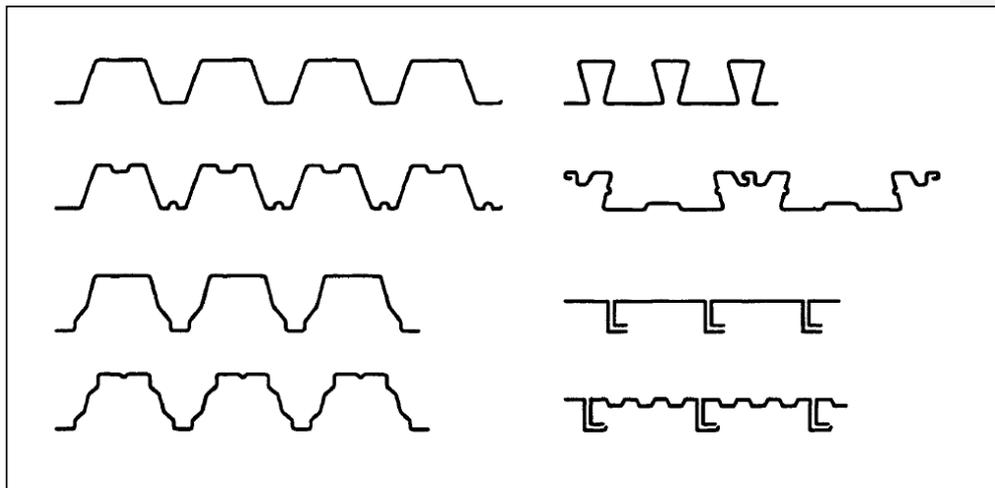


Figure 1.3 Différents types de tôles

1.3.2 Les profils longs

Ce sont des profilés utilisés comme étant des éléments de structures. Ils sont généralement exposés à toutes les sollicitations possibles. Ils peuvent être simples ou bien on peut les reconstituer en formes quelconques (figure 1.4).

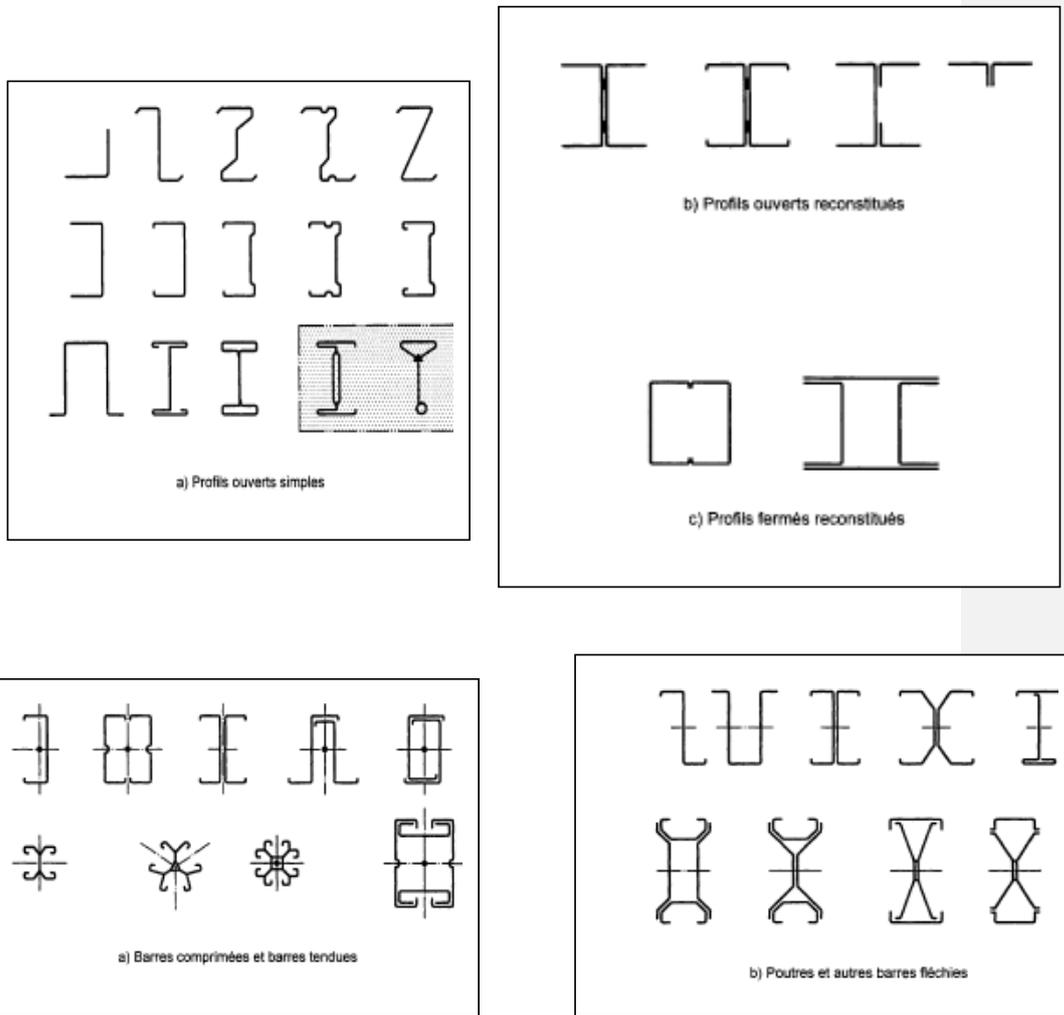
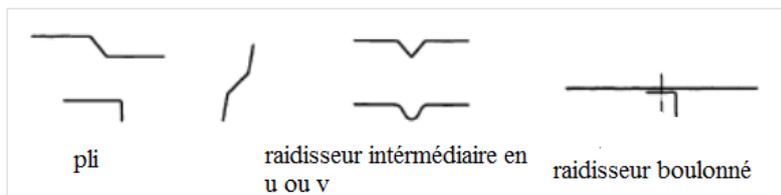


Figure 1.4 Différents types de profilés

1.3.3 Les raidisseurs

Les raidisseurs constituent souvent des plis, des nervures intermédiaires ou bien des éléments indépendants qu'on ajoute au profilé par boulonnage. Ces raidisseurs dans les profilés peuvent être de bord, un simple ou double pli par exemple ou bien intermédiaire dans la semelle ou l'âme (figure 1.5).



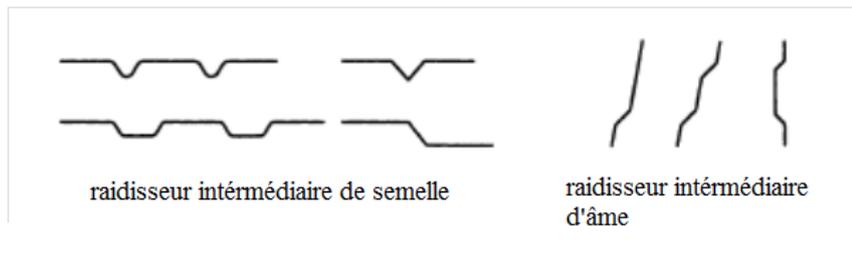


Figure 1.5 Différents types de raidisseurs

1.4 Effet de formatage à froid sur le comportement de l'acier

Lors du processus de production des éléments formés à froid, les propriétés mécaniques initiales de l'acier sont souvent modifiées. L'opération de mise en forme s'accompagne généralement par une augmentation de la limite élastique f_y et de la résistance à la traction f_u et en parallèle une diminution de la ductilité.

Lorsqu'on applique la force de formage sur la tôle, cette dernière va se déformer en se plastifiant jusqu'à la forme désirée atteignant une certaine contrainte. Elle représentera la nouvelle limite élastique si on recharge immédiatement. Par contre, si on recharge après un certain temps, la limite élastique sera plus importante (figure 1.6).

Dès que la section est formée la résistance dans les coins et les raidisseurs devient plus importante que dans les zones plates de la section. Donc les propriétés mécaniques diffèrent dans la section.

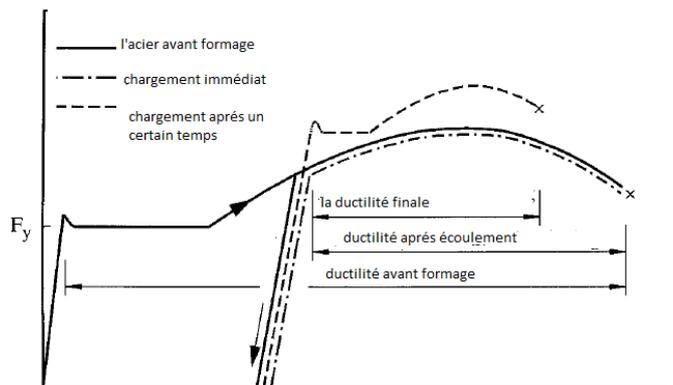


Figure 1.6 Courbe contrainte-déformation de l'acier avant et après mise en forme

En réalité, l'augmentation de la résistance à la traction f_u est beaucoup plus petite que celle de la limite élastique f_y donc l'allure de la courbe contrainte-déformation de l'acier changera et sera comme celle représentée sur la figure 1.7. Dans ce cas la limite élastique f_y est déterminée pour une déformation égale à 0.002 (W. W. FU & R. A. Laboube 2010)

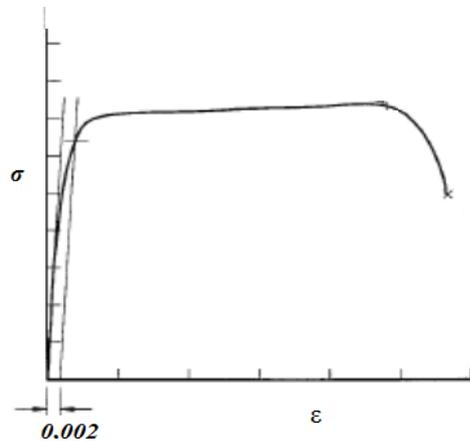


Figure 1.7 Courbe de comportement de l'acier

1.5 Modes d'instabilité des profilés formés à froid et à parois minces

Puisque les éléments formés à froid sont obtenus à partir de tôles minces, leur épaisseur est généralement très faible comparée à celle des éléments formés à chaud. Les parties planes de ces éléments peuvent donc devenir instables sous l'action des forces agissant dans leur plan. Ce problème est le plus accentué dans ce type d'éléments du fait de la méconnaissance des charges critiques et surtout du mode d'instabilité qui peut être de type local, global ou bien par la combinaison des deux types rendant le phénomène d'interaction plus complexe à maîtriser.

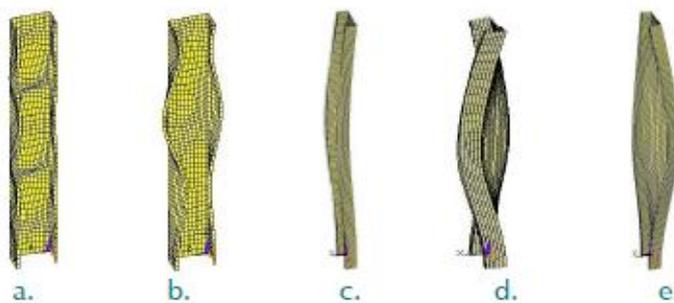


Figure 1.8 Différents types de modes d'instabilité

1.5.1 Instabilité locale

Lorsque les profilés formés à froid sont soumis à des efforts appliqués dans leur plan, une partie de la section en compression peut voiler bien avant que la section atteigne sa limite élastique, mais la présence de ce voilement ne s'accompagne pas automatiquement par la ruine de l'élément (figures 1.8 a et b).

Lors d'un voilement d'un élément, sa section se déforme. Cette déformation engendre des rotations sans aucune translation (rotation pure).

Pour déterminer la contrainte critique de voilement élastique on s'appuie sur la théorie linéaire du voilement élastique des plaques dont l'équation fondamentale est :

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

w : Déformation de la plaque perpendiculairement à son plan

N_x : Effort normal par unité de longueur

D : rigidité de la plaque $D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$

En supposant que la plaque se déforme selon une surface de forme sinusoïdale d'équation :

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

Avec m le nombre de demi onde dans le sens des x et n le nombre de demi onde dans le sens y . Notons que cette solution est valable uniquement dans le cas des appuis simples.

En substituant l'expression de la flèche $W(x,y)$ dans l'équation fondamentale, on peut tirer la charge critique du voilement élastique tout en tenant compte des conditions d'appui on obtient ainsi :

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

N_x Représente l'effort qui engendre un voilement de la plaque avec m demies ondes dans le sens x et n demies ondes dans le sens y .

Supposons le cas d'une plaque rectangulaire (axb), pour favoriser le voilement dans le sens x on prend $n=1$ et $\alpha = a/b$, on aura donc :

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

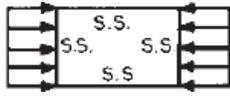
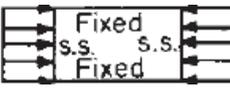
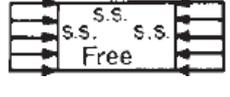
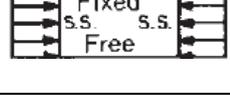
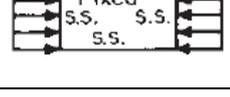
$$\sigma_{cr,b} = \frac{N_{cr,b}}{t} = \left(\frac{m}{\alpha} + \frac{\alpha}{m}\right)^2 \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$$

$$\sigma_{cr,b} = K \sigma_E$$

Avec $K = \left(\frac{m}{\alpha} + \frac{\alpha}{m}\right)^2$ coefficient de voilement

$\sigma_E = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$ Contrainte critique d'Euler

Le coefficient K traduit la variation de la contrainte critique avec le rapport a/b. Ces valeurs sont données dans le tableau 1.1 et dépendent des conditions aux limites et du type de sollicitation.

Condition aux limites	Types de contraintes	Valeurs de K
	Compression	4
	Compression	6.97
	Compression	0.425
	Compression	1.277
	Compression	5.42

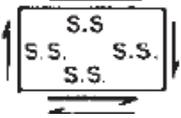
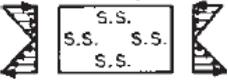
	Cisaillement	5.34
	Cisaillement	8.98
	Flexion	23.9
	flexion	41.8

Tableau 1.1 : valeur de K pour déterminer la charge critique

1.5.2 Instabilité globale

L'instabilité globale ou flambement est caractérisée par un déplacement total de la section de l'élément.

Le flambement de type flexionnel est produit principalement par l'effet de la compression sur l'élément métallique qui donne un déplacement transversal (figure 1.8c). Alors que le flambement de type rotationnel est produit par l'effet d'un couple sur la pièce métallique et ça engendre une rotation (figure 1.8d).

Le flambement et la torsion peuvent agir isolément ou en même temps.

1.5.3 Instabilité distortionnelle

Ce mode d'instabilité va affecter une partie des coins et des raidisseurs qui vont engendrer un déplacement transversale (figure 1.8e).

1.6 Avantages et Inconvénients des profilés formés à froid et à parois minces

Les profilés minces présentent des avantages très intéressants pour la construction. A titre d'exemples, on peut citer :

- ✓ Facilité de fabrication et de production en grande masse.
- ✓ Facilité de réalisation de section en toute forme géométrique.
- ✓ Grande résistance et grande rigidité.
- ✓ Légèreté du fait de la faible épaisseur.
- ✓ La durabilité des profilés grâce à leur protection anti corrosion qui est facilement appliquée avant la fabrication du profilé.
- ✓ Facilité du recyclage.
- ✓ Facilité de transport, de levage du fait de leur légèreté car ça demanderait des moyens de levage moins puissant.
- ✓ Rapidité et facilité de mise en place aussi du fait de leur légèreté.

En plus des avantages, ces types de profilés présentent certains inconvénients dont ceux dus aux défauts classiques de la charpente métalliques comme la résistance au feu, les instabilités. Aussi, du à leur légèreté et à la minceur de leurs éléments, on ne peut pas vraiment réaliser de très grandes structure.

1.7 Conclusion

Le mode de fabrication des profilés minces leur confère des particularités qui seront très avantageuses dans leur utilisation dans la construction en prenant en considération leurs instabilités qui sont de type local, global ou bien la combinaison des deux rendant le problème de l'étude de ces types de profilés plus complexes et difficiles à maîtriser. Plusieurs méthodes existent actuellement pour l'analyse et la compréhension du comportement des profilés minces formés à froid et dans un souci de pratique, a poussé les chercheurs à les synthétiser dans les codes de calcul comme celui de l'Eurocode (code européen) et l'AISI (code américain) qu'on va exposer dans les chapitres suivants.

Chapitre II

Chapitre 2

Dimensionnement Suivant l'Eurocode 3

2.1 Introduction

L'eurocode 3 est le règlement européen de conception des structures en acier, dont la partie 1-3 est dédiée au dimensionnement des profilés minces formés à froid qu'on va essayer de détailler dans ce chapitre.

2.2 Base de calcul

Les sections transversales peuvent être classifiées suivant leur capacité d'atteindre leur état limite. Cette classification est influencée par la capacité des sections à se plastifier et l'influence des instabilités. L'eurocode définit quatre types de classes. Nos profilés sont placés dans la classe 4 à cause de leur épaisseur et leur susceptibilité à l'instabilité locale. Dans cette classe, la résistance au moment fléchissant ou à la compression d'une section transversale doit être déterminée avec prise en compte explicite des effets du voilement local.

2.2.1 Coefficient de sécurité

Pour la vérification à l'état limite ultime, les coefficients partiels γ_m doivent être pris comme suit :

- ✓ Résistance de la section quand la ruine est due à une plastification $\gamma_{M0} = 1,1$
- ✓ Résistance des profilés et plaques lorsque la ruine est due à une instabilité $\gamma_{M1} = 1,1$
- ✓ Résistance des sections nettes au niveau des trous de boulons $\gamma_{M2} = 1,25$

A l'état limite de service on prend le coefficient $\gamma_{MSer} = 1,0$

2.2.2 Caractéristiques des matériaux

Les caractéristiques et les nuances des aciers utilisés dans la formation des profilés formés à froid et à chaud recommandées par l'Eurocode sont synthétisées dans le tableau (2.1) suivant :

Type d'acier	Norme	Nuance	f_{yb} N/m ²	f_u N/mm ²
Tôle en acier de construction laminée à chaud	EN10025	S235	235	360
		S275	275	430
		S355	355	510
Tôles en acier de construction à haute limite d'élasticité laminées à chaud	EN10113-2	S275N	275	370
		S355N	355	470
		S420N	420	520
		S460N	460	550
	EN10113-3	S275M	275	360
		S355M	355	450
		S420M	420	500
		S460M	460	530
Tôles en acier de construction laminée à froid	ISO 4997	CR220	220	300
		CR250	250	330
		CR320	320	400
Tôles en acier de construction galvanisées à chaud en continu	EN10147	Fe E 220G	220	300
		Fe E 250G	250	330
		Fe E 280G	280	360
		Fe E 320G	320	390
		Fe E 350G	350	420
Aciers à haute limite d'élasticité pour formage à froid	EN 10149-2	S315MC	315	390
		S355MC	355	430
		S420MC	420	480
		S460MC	460	520
		S500MC	500	550
	EN 10149-3	S550MC	550	600
		S260MC	260	370
		S315MC	315	430
		S355MC	355	470
		S420MC	420	530

Tableau 2.1 : Valeurs de la limite d'élasticité f_{yb} et la résistance à la traction f_u

Les coefficients caractéristiques de l'acier :

- ✓ le module d'élasticité $E=210\ 000\ N/mm^2$
- ✓ le module de cisaillement $G=E/2(1+\nu)\ N/mm^2$
- ✓ coefficient de poisson $\nu=0.3$
- ✓ coefficient de dilatation linéaire $\alpha=12 \times 10^{-6}\ K^{-1}$
- ✓ masse volumique $\rho=7850\ kg/m^3$

2.2.3 Caractéristiques des sections

Les propriétés des sections doivent être déterminées en fonction des particularités des sections transversales car elles influencent la résistance de l'élément.

Ces caractéristiques sont déterminées à partir de la géométrie réelle des sections (figures 2.1, 2.2 et 2.3).

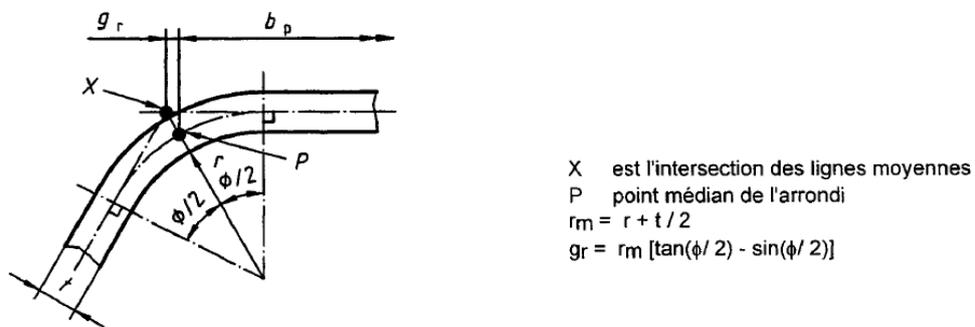


Figure 2.1 Point médian d'un arrondi ou de pli

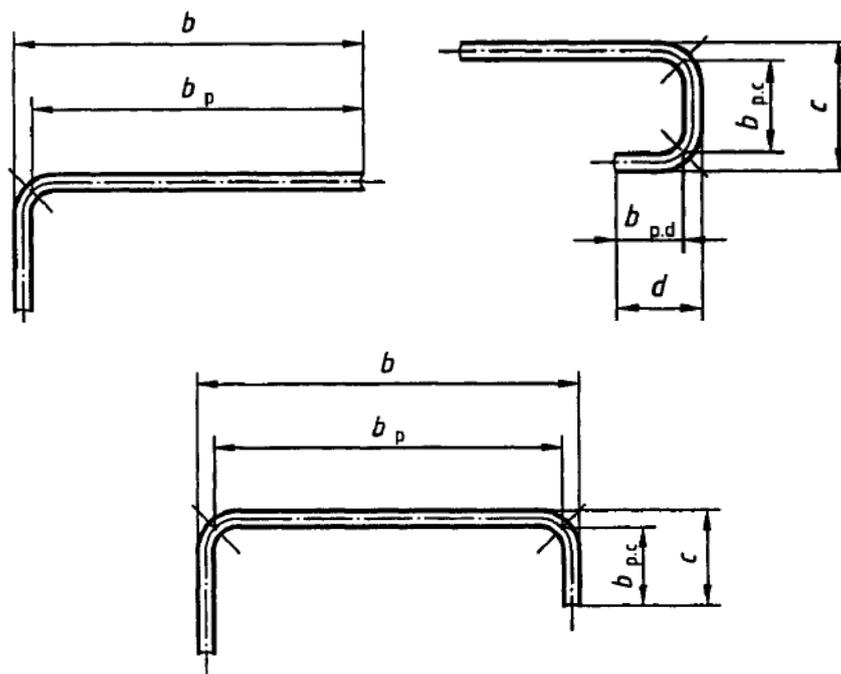


Figure 2.2 Largeur de référence des parois

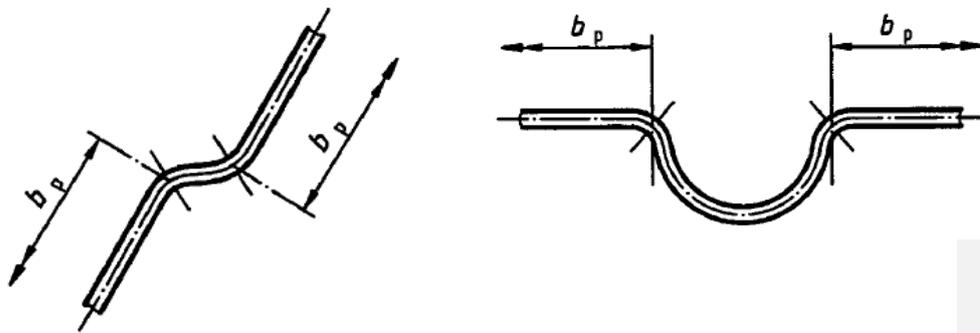


Figure 2.3 Largeur de référence des parois adjacentes des raidisseurs

b_p : largeur de la paroi sans les coins

b : largeur totale de la paroi

c : largeur totale du raidisseur

2.2.4_Limite d'élasticité moyenne augmentée

L'eurocode introduit la notion de limite d'élasticité moyenne augmentée f_{ya} d'une section transversale après formage à froid. Elle peut être calculée de la manière suivante :

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

K : coefficient dépendant du type de formage.

$K=7$ profilage à froid ou $K=5$ autre type de profilage

n : nombre de plis à 90 dans la section transversale avec un rayon intérieur $r < 5t$

t : l'épaisseur nominale de métal nu t_{cor} de la tôle d'acier avant le formage à froid

Cette limite élastique moyenne augmentée est utilisée lorsque le profilé est soumis à une charge axiale et que l'aire efficace de la section A_{eff} est égale l'aire brute A_g

Pour ce qui est des épaisseurs minimales à utiliser, l'Eurocode propose les valeurs suivantes :

Pour les plaques $0,5mm \leq t \leq 4,0 mm$

Pour les profilés $1,0mm \leq t \leq 4,0 mm$

2.2.5 Proportions géométriques

Le tableau suivant (2.2) présente les valeurs maximales des proportions géométriques des sections que doivent respecter les profilés.

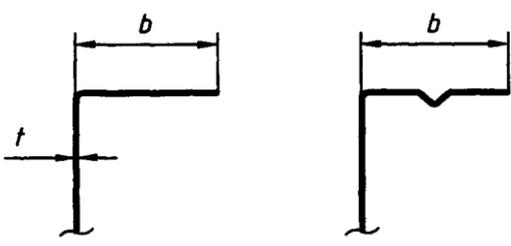
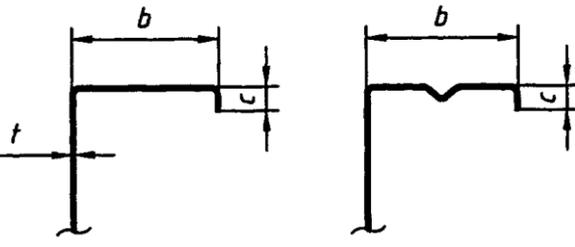
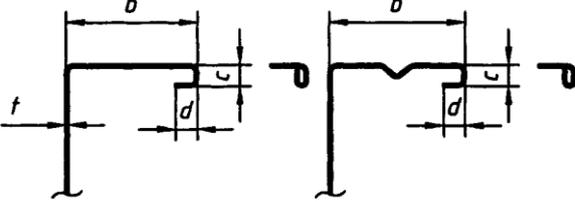
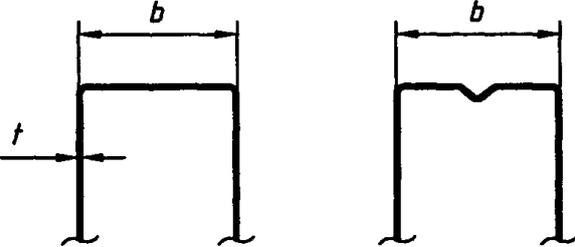
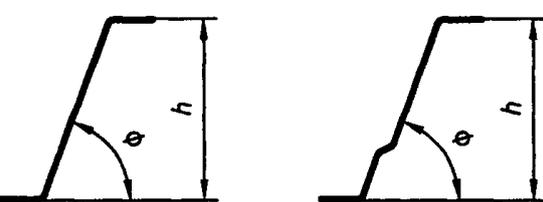
Pari de section transversale		Valeur maximale
		$b/t \leq 50$
		$b/t \leq 60$
		$b/t \leq 90$
		$b/t \leq 500$
		$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ $h/t \leq 500 \sin \phi$

Tableau 2.2 Rapports largeur épaisseur maximum

Type de paroi	modèle	Type de paroi	modèle
---------------	--------	---------------	--------

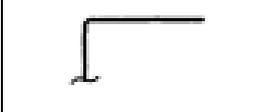
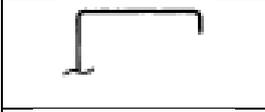
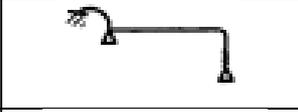
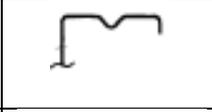
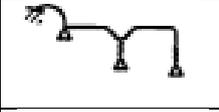
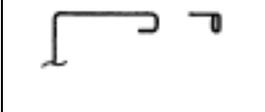
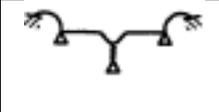
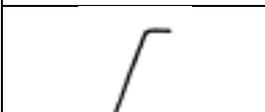
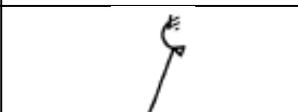
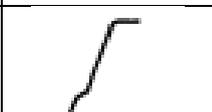
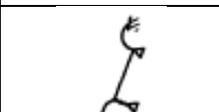
			
			
			
			
			

Tableau 2.3 Modélisation des parois d'une section transversale

Le tableau 2.3 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 :

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

Avec b et c, les largeurs de la paroi données sur les figures du **tableau 2.2**

2.3 Instabilité Locale

Les effets de voilement local sont pris en compte pour déterminer la résistance des profilés. Ce phénomène est souvent analysé en utilisant la méthode simple dite de « la largeur effective ».

2.3.1 Principe de la méthode de la « largeur effective »

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 intacts 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).

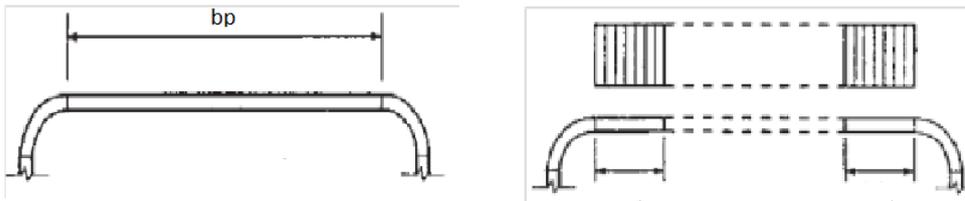


Figure 2.4 : Largeur efficace

2.3.2 Parois non raidies

La largeur effective efficace d'un élément comprimé est évaluée en utilisant un facteur de réduction ρ qui sera déterminé à partir de la contrainte de compression $\sigma_{com,Ed}$ qui s'exerce dans la paroi concernée. Soit :

$$b_{eff} = \rho b_p$$

➤ si $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M1}$ le facteur de réduction sera obtenu comme suit :

On calcule $\bar{\lambda}_p$ l'élancement et on obtient ρ

$$\bar{\lambda}_p \cong 1,052 \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{f_{yb}}{EK}}$$

$$\rho = 1 \quad \text{si } \bar{\lambda}_p \leq 0,673 \quad (1)$$

$$\rho = (1 - 0,22 / \bar{\lambda}_p) / \bar{\lambda}_p \quad \text{si } \bar{\lambda}_p > 0,673 \quad (2)$$

K coefficient de voilement donné dans les tableaux suivants (2.4) et (2.5) pour les différents types de distribution des contraintes.

➤ si $\sigma_{com,Ed} < f_{yb}/\gamma_{M1}$ le facteur de réduction sera obtenu selon deux alternatives :

Utiliser les expressions (1) et (2) mais remplacer l'élancement $\bar{\lambda}_p$ par l'élancement réduit $\bar{\lambda}_{p,red}$

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{f_{yb}/\gamma_{M1}}}$$

Ou bien remplacer les équations (1) et (2) par :

$$\rho = 1 \quad \text{si } \bar{\lambda}_p \leq 0,673 \quad (1)$$

$$\rho = \frac{(1-0,22/\bar{\lambda}_{p,red})}{\bar{\lambda}_{p,red}} + 0,18 \frac{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p,red}}{\bar{\lambda}_p - 0,6} \quad \text{si } \bar{\lambda}_p > 0,673 \quad (2)$$

Après avoir calculé ρ et d'après le tableau 2.4 et 2.5 on obtient b_{eff} de la quelle on va calculer la section efficace A_{eff}

Distribution des contraintes		Largeur efficace b_{eff}				
		$\Psi = +1$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$				
		$0 \leq \Psi \leq +1$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = 2 b_{eff} / (5 - \Psi)$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$				
		$-1 \leq \Psi \leq 0$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$				
		$\Psi < -1$ $b_{eff} = \rho b_c$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$				
$\Psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+1	$0 \leq \Psi \leq +1$	0	$-1 \leq \Psi \leq 0$	-1	$-3 \leq \Psi < -1$
Coefficient de voilement K	4	8,2/ (1,05+ Ψ)	7,81	7,81- 6,29 Ψ +9,78 Ψ^2	23,9	5,98(1- Ψ) ²
De manière alternative $-1 \leq \Psi \leq +1$						
$K = \frac{16}{[(1+\Psi)^2 + 0,112(1-\Psi)^2]^{0,5} + (1+\Psi)}$						

Tableau 2.4 Parois comprimées sur deux appuis

Distribution des contraintes		Largeur efficace b_{eff}		
		$0 \leq \Psi \leq +1$ $b_{eff} = \rho b_p$		
		$\Psi \leq 0$ $b_{eff} = \rho b_c$		
$\Psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+1	0	-1	$-1 \leq \Psi \leq +1$
Coefficient de voilement K	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21 \Psi + 0,07 \Psi^2$
		$0 \leq \Psi \leq +1$ $b_{eff} = \rho b_p$		
		$\Psi \leq 0$ $b_{eff} = \rho b_c$		
$\Psi = \sigma_2 / \sigma_1$	+1	$0 \leq \Psi \leq +1$	0	-1
Coefficient de voilement K	0,43	$0,578 / (\Psi + 0,34)$	1,70	$1,70 - 5\Psi + 17,1 \Psi^2$

Tableau 2.5 Parois comprimées en console

2.3.3 Parois munis de raidisseurs de bords et intermédiaire

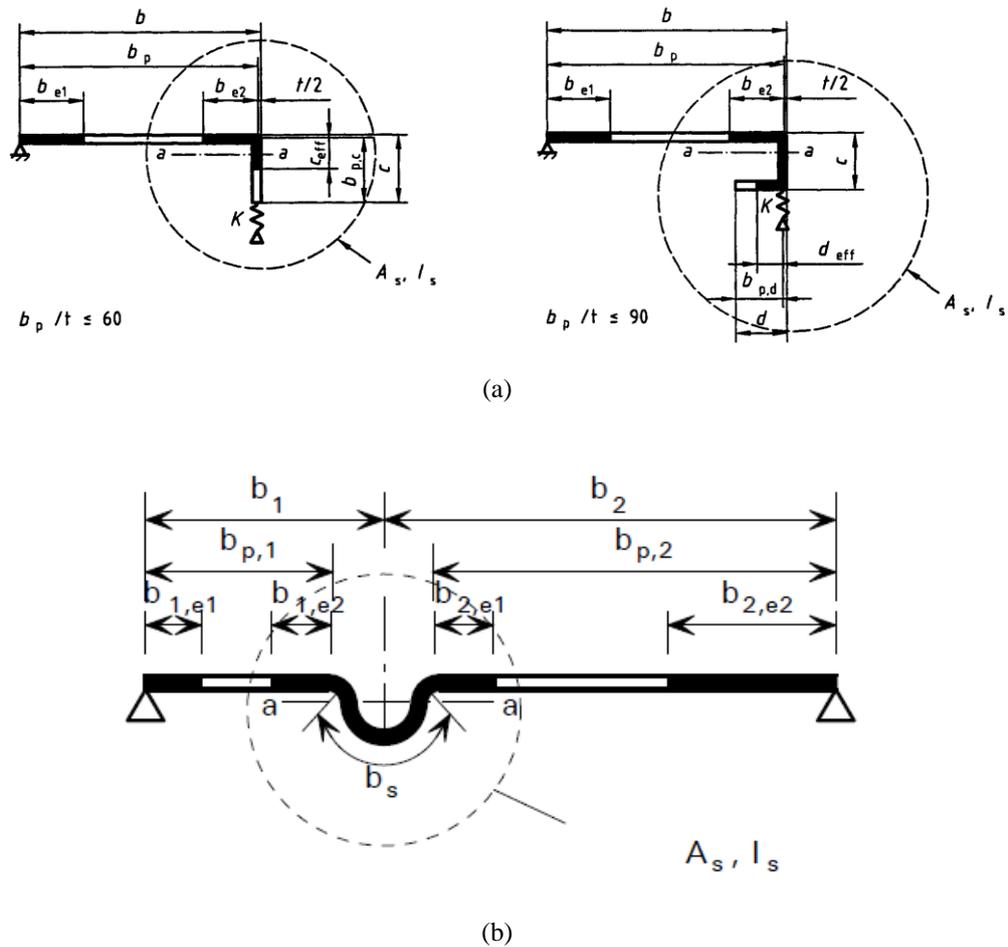


Figure 2.5 a) raidisseur bord, b) raidisseur intermédiaire

Si il ya présence de raidisseurs dans la section on doit suivre la procédure itérative suivante pour déterminer les largeurs efficaces (figure 2.5).

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

$$K=0,5 \quad b_{p,c} / b_p \leq 0,35$$

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

$c_{eff} = \rho b_{p,c}$ Pour un raidisseur de bord à simple pli (figure 2.5.a)

$c_{eff} = \rho b_{p,c}$ et $d_{eff} = \rho b_{p,d}$ pour un raidisseur de bord à double pli (figure 2.5.b)

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

$A_s = t (b_{1,e2} + b_{2,e1} + b_s)$ 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 2.5)

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

Le facteur de réduction est donné par :

$$\begin{aligned} \chi_d &= 1,0 & \text{si } \bar{\lambda p} \leq 0,65 \\ \chi_d &= 1,47 - 0,723 \bar{\lambda p} & \text{si } 0,65 < \bar{\lambda p} < 1,38 \\ \chi_d &= 0,66 / \bar{\lambda p} & \text{si } 1,38 \leq \bar{\lambda p} \end{aligned}$$

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 χ_d 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 χ_{dn}

2.4 Résistance des Sections Transversales

La vérification de la résistance des sections est faite de la même manière pour les structures en profilés formés à chaud sauf au lieu d'utiliser la section totale du profilé on utilise la section efficace déterminée précédemment.

2.4.1 Traction axiale

Dans un élément sollicité en traction axiale la valeur de calcul de l'effort de traction doit rester inférieure à Nt, rd

$$N_{t,rd} = f_{ya}A_g/\gamma_{m0} \text{ Mais } N_{t,rd} \leq F_{n,rd}$$

2.4.2 Compression axiale

Dans un élément sollicité en compression axiale la valeur de calcul de l'effort de compression doit rester inférieure à $N_{c,rd}$

$$\text{Si } A_{eff} < A_g \quad N_{c,rd} = f_{yb}A_{eff}/\gamma_{m1}$$

$$\text{Si } A_{eff} = A_g \quad N_{c,rd} = f_{ya}A_g/\gamma_{m0}$$

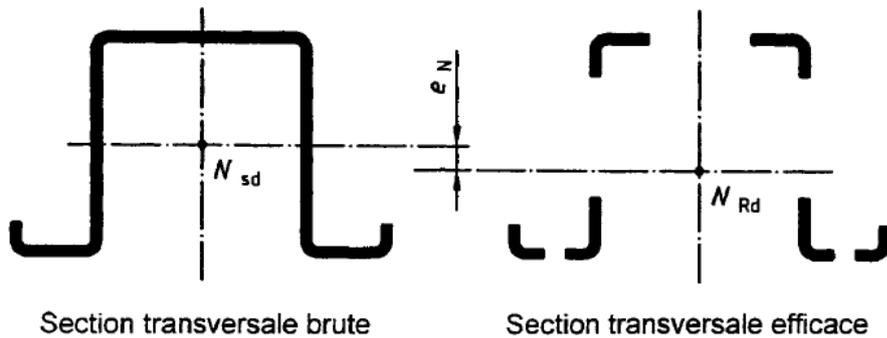


Figure 2.6 Section transversale efficace en compression

2.4.3 Moment fléchissant

En l'absence de l'effort tranchant la valeur du moment fléchissant de la section transversale doit rester inférieure à $M_{c,rd}$

$$\text{Si } W_{eff} < W_{el} \quad M_{c,rd} = f_y W_{eff}/\gamma_{m1}$$

$$\text{Si } W_{eff} = W_{el} \quad M_{c,rd} = f_{ya} W_{el}/\gamma_{m0}$$

f_y Est la limite élastique telle que définie dans tableau 2.1

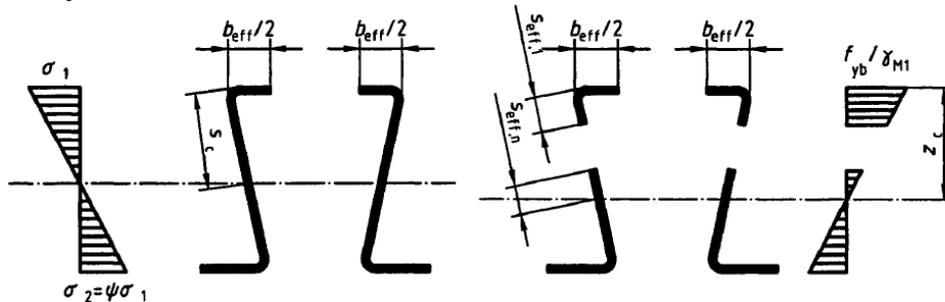


Figure 2.7 Section transversale efficace en résistance en moment fléchissant

$$M_{y,sd}/M_{cy,rd} + M_{z,sd}/M_{cz,rd} \leq 1$$

2.4.4 Traction et flexion combinées

Ici l'élément va être soumis à la traction et à la flexion en même temps.

La somme des rapports des efforts sollicitant et résistant doit rester inférieure à 1

$$\frac{Nsd}{f_y A_g / \gamma_m} + \frac{My, sd}{f_y W_{eff,y,ten} / \gamma_m} + \frac{Mz, sd}{f_y W_{eff,z,ten} / \gamma_m} \leq 1$$

$\gamma_M = \gamma_{M0}$ si $W_{eff} = W_{el}$ pour chaque axe sinon $\gamma_M = \gamma_{M1}$

2.4.5 Compression et flexion combinées

Ici l'élément va être soumis à la compression et à la flexion en même temps.

La somme des rapports des efforts sollicitant et résistant doit rester inférieure à 1

$$\frac{Nsd}{f_y A_{eff} / \gamma_m} + \frac{My, sd + \Delta My, sd}{f_y W_{eff,y,com} / \gamma_m} + \frac{Mz, sd + \Delta Mz, sd}{f_y W_{eff,z,com} / \gamma_m} \leq 1$$

$\Delta Mz, sd$ et $\Delta My, sd$ Moments additionnels dus aux décalages des axes centroides

$$\Delta My, sd = Nsd e_{Ny}$$

$$\Delta Mz, sd = Nsd e_{Nz}$$

e_{Ny} et e_{Nz} représente les décalages des axes centroides

2.4.6 Efforts tranchants

Dans un élément sollicité en cisaillement la valeur de calcul de l'effort tranchant doit rester inférieure à $V_{pl,rd}$

$$V_{pl,rd} = \left(\frac{hw}{\sin\phi} \right) t \left(\frac{fy}{\sqrt{3}} \right) / \gamma_{m0}$$

hw Est la hauteur d'âme entre les axes de semelles

ϕ est l'angle d'inclinaison de l'âme par rapport aux semelles

2.4.7 Effort tranchant et moment fléchissant combinés

Ici l'élément va être soumis au cisaillement et à la flexion en même temps.

La somme des rapports des efforts sollicitant et résistant doit rester inférieure à 1

$$\left[\frac{Msd}{M_{c,rd}} \right]^2 + \left[\frac{Vsd}{V_{w,rd}} \right]^2 \leq 1$$

V_w, rd : La résistance de l'âme à l'effort tranchant

2.5 Résistance des Sections Tenant Compte des Instabilités Globales

2.5.1 Compression avec flambement

Dans ce cas on va tenir compte de l'instabilité du flambement dans la résistance en multipliant par un facteur de réduction χ .

$$N_{c, rd} = \chi f_{yb} A_{eff} / \gamma_{m1}$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \quad \text{Avec } \chi \leq 1,0$$

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

$$\bar{\lambda} = \left(\frac{\lambda}{\lambda_1} \right) (A_{eff} / A_g)^{0,5}$$

$$\lambda = \frac{l}{\pi \left(\frac{E}{f_y} \right)^{0,5}}$$

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}}$$

2.5.2 Déversement des barres fléchies

Pour un élément de section transversale constante fléchi par rapport à l'axe de forte inertie, la valeur du moment fléchissant de la section transversale doit rester inférieure à $M_{c, rd}$ et pour le déversement on multiplie par un facteur de réduction χ_{LT} .

$$M_{c, rd} = \chi_{LT} f_{yb} W_{eff} / \gamma_{m1}$$

χ_{LT} Est obtenue par:

$$\text{Si } \bar{\lambda}_{LT} < 0,4 \quad \chi_{LT} = 1,0$$

Sinon

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + [\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{0,5}}$$

$$\phi_{LT} = 0,5 [1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2]$$

$$\overline{\lambda}_{LT} = \left[\frac{f_y W_{eff}}{M_{cr}} \right]^{0,5}$$

$$\alpha_{LT} = 0,21$$

M_{cr} : moment critique élastique de la section transversale brute pour le déversement selon l'axe approprié.

2.5.3 Flexion et compression axiale sans risque de déversement

On ne tient pas compte du déversement dans ce cas juste le flambement.

Ici aussi il faut que la somme des rapports soit inférieure à 1.

$$\frac{Nsd}{\chi_{min} f_{yb} A_{eff} / \gamma_{m1}} + \frac{k_y (M_y, sd + \Delta M_y, sd)}{f_{yb} W_{eff,y,com} / \gamma_{m1}} + \frac{k_z (M_z, sd + \Delta M_z, sd)}{f_{yb} W_{eff,z,com} / \gamma_{m1}} \leq 1$$

χ_{min} : Coefficient de réduction minimum entre χ_y et χ_z

Les coefficients k_y et k_z sont donnés par

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y Nsd}{\chi_y f_{yb} A_{eff}} \text{ Avec } k_y \leq 1,5$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z Nsd}{\chi_z f_{yb} A_{eff}} \text{ Avec } k_z \leq 1,5$$

$$\mu_y = \lambda_y (2\beta_{my} - 4) \text{ Mais } \mu_y \leq 0,9$$

$$\mu_z = \lambda_z (2\beta_{mz} - 4) \text{ Mais } \mu_z \leq 0,9$$

β_{mz} et β_{my} Sont les coefficients de moment uniforme équivalent pour le flambement selon l'axe y-y et z-z .il faut revoir l'eurocode afin d'avoir ces termes β .

2.5.4 Flexion et compression axiale avec déversement

Ici on tient compte du déversement et il faut que la somme des rapports reste inférieure à 1.

$$\frac{Nsd}{\chi_{lat} f_{yb} A_{eff} / \gamma_{m1}} + \frac{k_{LT} (M_y, sd + \Delta M_y, sd)}{\chi_{LT} f_{yb} W_{eff,y,com} / \gamma_{m1}} + \frac{k_z (M_z, sd + \Delta M_z, sd)}{\chi_{LT} f_{yb} W_{eff,z,com} / \gamma_{m1}} \leq 1$$

χ_{LT} : Coefficient de réduction pour le déversement

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{LT} Nsd}{\chi_z f_{yb} A_{eff}} \text{ Avec } k_{LT} \leq 1,5$$

$$\mu_{LT} = 0,15 \lambda_{lat} (\beta_{mz} - 0,15) \text{ Mais } \mu_z \leq 0,9$$

2.6 Les Assemblages

Du fait de leur légèreté et leur faible épaisseur les profilés minces sont simples à préparer pour l'assemblage que ça soit par soudure ou par fixation mécanique.

2.6.1 Les assemblages à fixations mécaniques

Les fixations sont sollicitées principalement en cisaillement et la section nette en traction. Dans les tableaux suivants sont résumées toutes les vérifications au cisaillement. Dans le cas des arrachages des fixations, on considère leur résistance à la traction.

Résistance de calcul pour rivet aveugle	
C'est une technique ancienne elle est très peu utilisée maintenant sauf pour la maintenance des vieux édifices en charpente métallique	
Rivet sollicité en cisaillement	
<u>Résistance en pression diamétrale</u>	
$F_{b,rd} = \alpha dt f_u / \gamma_{M2}$	
La valeur est	
$Si \ t = t_1$	$\alpha = 3,2 \sqrt{\left(\frac{t}{d}\right)}$ mais $\alpha \leq 2,1$
$Si \ t_1 \geq 2,5t$	$\alpha = 2,1$
$Si \ t < t_1 \leq 2,5t$	obtenir α par interpolation linéaire
<u>Résistance de section nette</u>	
$F_{n,rd} = A_{net} f_u / \gamma_{M2}$	
La résistance de cisaillement $F_{v,rd}$: est à déterminer par des essais	
Condition	
$F_{v,rd} \geq 1,2 F_{b,rd}$ et $F_{v,rd} \geq 1,2 F_{n,rd}$	
Rivet sollicité en traction	
<u>Résistance au déboutonnage</u> $F_{p,rd}$: est à déterminer par des essais	
<u>Résistance à l'arrachement</u> $F_{o,rd}$: est déterminée par des essais et c'est sans objet pour les rivets	
<u>Résistance à la traction</u> $F_{t,rd}$: est déterminée par des essais	
Condition $F_{t,rd} \geq n F_{p,rd}$	
Domaine de validité	
$e_1 \geq 3d$	$p_1 \geq 3d$ $2,6mm \leq d \leq 6,4mm$
$e_2 \geq 3d$	$p_2 \geq 3d$

Tableau 2.6 Résistance de calcul pour rivet aveugle

Résistance de calcul pour vis auto taraudeuse auto perceuse	
Ceci est une technique qui correspond parfaitement a nos profilés	
vis sollicité en cisaillement	
<u>Résistance en pression diamétrale</u>	
	$F_{b,rd} = \alpha dt f_u / \gamma_{M2}$
<i>La valeur est</i>	
<i>Si $t = t_1$</i>	$\alpha = 3,2 \sqrt{\left(\frac{t}{d}\right)}$ <i>mais $\alpha \leq 2,1$</i>
<i>Si $t_1 \geq 2,5t$</i>	$\alpha = 2,1$
<i>Si $t < t_1 \leq 2,5t$</i>	obtenir α par interpolation linéaire
<u>Résistance de section nette</u>	
	$F_{n,rd} = A_{net} f_u / \gamma_{M2}$
<u>La résistance de cisaillement $F_{v,rd}$</u> : est à déterminer par des essais	
Condition	
	$F_{v,rd} \geq 1,2 F_{b,rd}$ et $F_{v,rd} \geq 1,2 F_{n,rd}$
vis sollicité en traction	
<u>Résistance au déboutonnage 2)</u>	
Charges statiques :	
	$F_{p,rd} = d_w t f_u / \gamma_{M2}$
Vis soumis à la charge du vent répété	
	$F_{pr,rd} = 0,5 d_w t f_u / \gamma_{M2}$
<u>Résistance à l'arrachement :</u>	
	$F_{o,rd} = 0,65 d t_{sup} f_{u,sup} / \gamma_{M2}$
<u>Résistance à la traction $F_{t,rd}$</u> est déterminée par des essais	
Condition	
	$F_{t,rd} \geq n F_{p,rd}$ et $F_{t,rd} \geq F_{o,rd}$
Domaine de validité 3)	
en règle générale	
$e_1 \geq 3d$	$p_1 \geq 3d$ $3,0 \text{ mm} \leq d \leq 8,0 \text{ mm}$
$e_2 \geq 3d$	$p_2 \geq 3d$
<u>Cas de la traction</u> $0,5 \text{ mm} \leq t \leq 1,5 \text{ mm}$ et $t_1 \geq 0,9 \text{ mm}$	

Tableau 2.7 Résistance de calcul pour vis auto taraudeuse auto perceuse

Résistance de calcul pour clous à scellement	
Ces clous correspondent très bien aux profilés minces	
Clous à scellement sollicité en cisaillement	

<u>Résistance en pression diamétrale</u>	
	$F_{b,rd} = 3,2dtf_u/\gamma_{M2}$
<u>Résistance de section nette</u>	
	$F_{n,rd} = A_{net}f_u/\gamma_{M2}$
La résistance de cisaillement $F_{v,rd}$: est à déterminer par des essais	
<u>Condition</u>	
	$F_{v,rd} \geq 1,2F_{b,rd}$ et $F_{v,rd} \geq 1,2F_{n,rd}$
Clous à scellement sollicités en traction	
<u>Résistance au déboutonnage</u>	
Charges statiques :	
	$F_{p,rd} = d_w t f_u / \gamma_{M2}$
Vis soumis à la charge du vent répété	
	$F_{pr,rd} = 0,5d_w t f_u / \gamma_{M2}$
<u>Résistance à l'arrachement</u> $F_{o,rd}$: est déterminée par des essais	
<u>Résistance à la traction</u> $F_{t,rd}$ est déterminée par des essais	
<u>Condition</u>	
	$F_{t,rd} \geq nF_{p,rd}$ et $F_{t,rd} \geq F_{o,rd}$
Domaine de validité 3)	
<u>en règle générale</u>	
$e_1 \geq 4,5d$	$3,0\text{ mm} \leq d \leq 8,0\text{ mm}$
$e_2 \geq 4,5d$	pour $d=3,7\text{ mm}$ $t_{sup} \geq 4,0\text{ mm}$
$p_1 \geq 4,5d$	pour $d=4,5\text{ mm}$ $t_{sup} \geq 6,0\text{ mm}$
$p_2 \geq 4,5d$	pour $d=5,2\text{ mm}$ $t_{sup} \geq 8,0\text{ mm}$
<u>Cas de la traction</u> $0,5\text{mm} \leq t \leq 1,5\text{mm}$ $t_{sup} \geq 5,0\text{mm}$	

Tableau 2.8 Résistance de calcul pour clous à scellement

Résistance de calcul pour boulons	
Très souvent on utilise les boulons car ils sont pratiques et résistants	
Boulons sollicités en cisaillement	
<u>Résistance en pression diamétrale</u>	
$F_{b,rd} = 2,5dtf_u/\gamma_{M2}$ mais $F_{b,rd} \leq (e_1 t / 1,2)(f_u/\gamma_{M2})$	
<u>Résistance de section nette</u>	
$F_{n,rd} = (1 + 3r(d_0/u - 0,3))A_{net}f_u/\gamma_{M2}$	
Mais $F_{n,rd} \leq A_{net}f_u/\gamma_{M2}$	
r: nombre de boulons au droit de la section transversale/ (nombre total de boulons dans l'assemblage)	
u : $2e_2$ mais $u \leq p_2$	
<u>La résistance de cisaillement</u>	
Pour les classes de résistance 4.6, 5.6 et 8.8	
$F_{v,rd} = 0,6A_s f_{ub} / \gamma_{M2}$	
Pour les classes de résistance 4.8, 5.8, 6.8 et 10.9	
$F_{v,rd} = 0,5A_s f_{ub} / \gamma_{M2}$	
<u>Condition</u>	
$F_{v,rd} \geq 1,2F_{b,rd}$ et $F_{v,rd} \geq 1,2F_{n,rd}$	
boulons sollicités en traction	

<u>Résistance au déboutonnage</u> $F_{p,rd}$: est déterminée par des essais <u>Résistance à l'arrachement</u> : sans objet pour les boulons <u>Résistance à la traction</u> :	
$F_{t,rd} = 0,9A_s f_{ub} / \gamma_{M2}$	
<u>Condition</u>	
$F_{t,rd} \geq nF_{p,rd}$	
<u>Domaine de validité</u>	
$e_1 \geq 1,5d$ $e_2 \geq 1,5d$	$p_1 \geq 3d$ $p_2 \geq 3d$
$t \geq 1,25$ mm taille minimale de boulon : M6 classes de résistance : 4.6 10.9	

Tableau 2.9 Résistance de calcul pour boulons

2.6.2 Soudure

La soudure aussi est soumise au cisaillement. Les tableaux suivants résument le calcul à la résistance au cisaillement

Résistance de calcul pour les soudures à point	
<u>Soudures à point sollicités en cisaillement</u>	
<u>Résistance à la déchirure en pression diamétrale</u> <i>Si</i> $t \leq 2,5t$ $F_{tb,rd} = 2,7d_s \sqrt{t} f_u / \gamma_{M2}$ <i>Si</i> $t \geq 2,5t$ $F_{tb,rd} = 2,7d_s \sqrt{t} f_u / \gamma_{M2}$ <i>mais</i> $F_{tb,rd} \leq 0,7d_s^2 f_u / \gamma_{M2}$ et $F_{tb,rd} \leq 3,1td_s f_u / \gamma_{M2}$	
<u>Résistance de section nette</u> :	
$F_{n,rd} = A_{net} f_u / \gamma_{M2}$	
<u>Résistance d'extrémité</u> :	
$F_{e,rd} = 1,4t e_1 f_u / \gamma_{M2}$	
<u>La résistance de cisaillement</u> :	
$F_{v,rd} = (\pi/4) d_s^2 f_u / \gamma_{M2}$	
<u>Condition</u>	
$F_{v,rd} \geq 1,25F_{tb,rd} \text{ et } F_{v,rd} \geq 1,25F_{e,rd} \text{ et } F_{v,rd} \geq 1,25F_{n,rd}$	
<u>Domaine de validité</u>	
$2d_s \leq e_1 \leq 1,5d_s$ $e_2 \geq 4d_s$	$3d_s \leq p_1 \leq 8d_s$ $3d_s \leq p_2 \leq 6d_s$

Tableau 2.10 Résistance de calcul pour les soudures à point

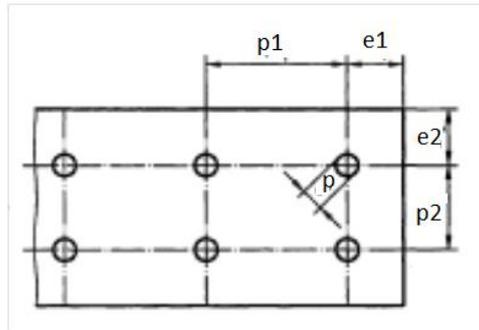


Figure2.8 Pince longitudinale et transversale et espacement des fixation et des soudures par point

Assemblage à clin par soudure
Soudure d'angle :
$F_{w,rd} = t l_{w,s} (0,9 - 0,45 l_{w,s}/b) f_u / \gamma_{M2} \text{ si } l_{w,s} \leq b$ $F_{w,rd} = 0,45 t b f_u / \gamma_{M2} \text{ si } l_{w,s} > b$
Pour un cordon frontal d'extrémité :
$F_{w,rd} = t l_{w,e} (1 - 0,3 l_{w,e}/b) f_u / \gamma_{M2}$
Soudure par point à l'arc
$F_{w,rd} = (\pi/4) d_s^2 0,5 f_{uw} / \gamma_{M2}$
Cependant il convient de prendre égale à la résistance périphérique donné par les expressions suivantes :
$\text{si } d_p / \Sigma t \leq 24\epsilon \quad F_{w,rd} = 1,33 d_p \Sigma t f_u / \gamma_{M2}$ $\text{si } 24\epsilon \leq d_p / \Sigma t \leq 41,5\epsilon \quad F_{w,rd} = 0,17 (d_p + 164\epsilon \Sigma t) \Sigma t f_u / \gamma_{M2}$ $d_p / \Sigma t \geq 41,5\epsilon \quad F_{w,rd} = 0,84 d_p \Sigma t f_u / \gamma_{M2}$
Le diamètre d'interface ds c'est $d_p = 0,7 d_w - 1,5 \Sigma t$ d_w : est le diamètre visible de la soudure par points à l'arc (fig) Pour le diamètre périphérique efficace d_p d'une soudure par points à l'arc de la façon suivante : Pour une seul partie ou une seule tôle assemblée d'épaisseur t $d_p = d_w - t$ Pour plusieurs partie ou tôles assemblés d'une épaisseur totale $d_p = d_w - 2 \Sigma t$
Pour le cas des soudures oblongues par points à l'arc la résistance au cisaillement
$F_{w,rd} = [(\pi/4) d_s^2 + L_w d_s] 0,5 f_{uw} / \gamma_{M2}$
Résistance périphérique
$F_{w,rd} = [0,4 L_w + 1,33 d_p] \Sigma t f_u / \gamma_{M2}$
L_w est la longueur de la soudure oblongue par points à l'arc mesurée

Tableau2.11 : Assemblage à clin par soudure

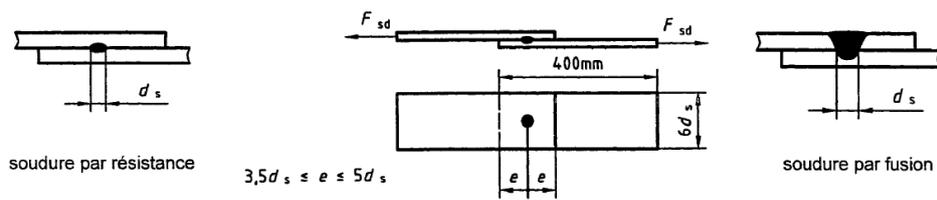


Figure 2.9 Soudure par point

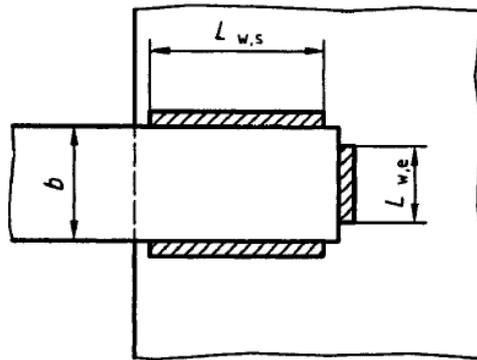
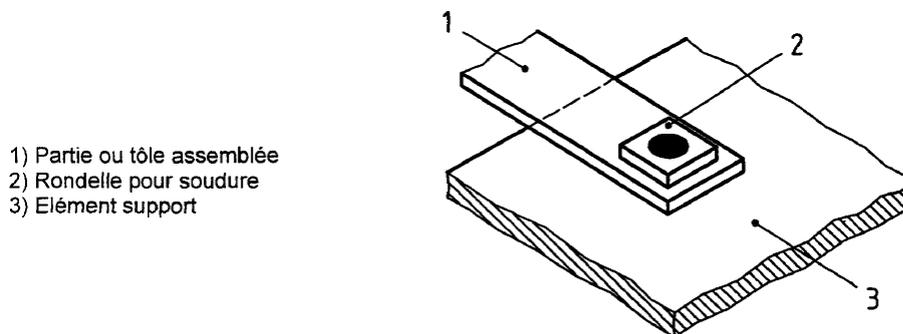


Figure 2.10 Soudure d'angle à clin



- 1) Partie ou tôle assemblée
- 2) Rondelle pour soudure
- 3) Élément support

Figure 2.11 Soudure par point à l'arc

2.7 Conclusion

Ainsi, pour l'étude des profilés minces formés à froid, l'eurocode propose d'utiliser le même raisonnement et les mêmes étapes de calcul des profilés formés à chaud en utilisant une largeur effective des parois. Cette notion de largeur effective reste simple à appliquer pour de structures de base, mais dès que la section devient complexe, le recours à la largeur effective devient compliqué et il faut dans la plupart des cas passer par d'autres méthodes

comme les méthodes numériques. Pour avoir plus de précisions et une idée sur l'utilisation de l'eurocode et dans un but de comparaison, on va présenter dans le chapitre suivant comment d'autres codes, entre autres le code américain l'AISI, définissent la méthodologie de détermination de la résistance des profilés minces formés à froid.

Chapitre III

Chapitre 3

Dimensionnement Suivant l'AISI

3.1 Introduction

« American Iron and Steel Institute » (AISI) est le premier à avoir édité un règlement spécifique aux profilés formés à froid (Specification for the design of cold formed structural members) qui s'est développé et enrichi depuis ces derniers temps jusqu'à ces jours ci (Version en notre possession 2007). On va essayer de présenter les grandes lignes de ce règlement qui touchent les éléments formés à froid et à parois minces.

3.2 Base de Calcul

Le code américain ou spécifications Américaines définit trois méthodes de calcul (avec une quatrième nouvellement introduite) des structures en profilés à parois minces pour lesquelles les ingénieurs ont le libre choix.

3.2.1 Méthode de résistance admissible (ASD)

ASD (allowable strength design) est la première méthode utilisée dans l'AISI en 1946. Elle est basée sur la notion de résistance (notion d'action et de réaction) et est toujours appliquée aux états unis et au Mexique. Soit :

$$R \leq \frac{R_n}{\Omega}$$

R : effort sollicitant

R_n : effort résistant

Ω : facteur de sécurité

3.2.2 Méthode de la charge et facteur de résistance (LRFD)

La méthode LRFD (load and resistance factor design) a été introduite après la méthode de la résistance admissible. Elle introduit la notion de probabilité et d'incertitude dans les combinaisons de charges. On obtiendra alors un dimensionnement plus raffiné et rationnel que la méthode ASD.

$$R_u \leq \phi R_n$$
$$R_u = \sum \gamma_i Q_i$$

R_u : effort sollicitant

γ_i : Facteur de charge correspondant à Q_i

Q_i : Effet de charge

ϕ : Facteur de résistance

R_n : Effort résistant

3.2.3 Méthodes des états limites (LSD)

La LSD (limite state design) est similaire à la LRFD.

La seule différence réside dans les facteurs de charges et des combinaisons qui changent.

$$R_f \leq \phi R_n$$

R_f : Effort sollicitant

R_n : effort résistant

ϕ : Facteur de résistance

ϕR_n : Résistance calculé

Les spécifications américaines ont été actualisées et améliorées à chaque fois grâce à des recherches pour aboutir aux toutes dernières recommandations et ont donné naissance dernièrement aux spécifications unifiées pour les états unis, le Canada et le Mexique (NAS : North American Specification).

Les méthodes ainsi décrites utilisent toutes la notion de la largeur effective. Dernièrement, grâce à une nouvelle méthode proposée par Schafer et Pekoz, dite méthode de résistance directe (DSM : Direct Strength Method), qui a été introduite dans le règlement nord américain, le calcul de la largeur effective a été évité et la procédure de calcul utilise directement les contraintes élastiques de la section totale pour déterminer la réduction de la résistance d'une colonne pour un mode donné.

3.3 Détermination de la section effective

3.3.1 Paroi sans raidisseur

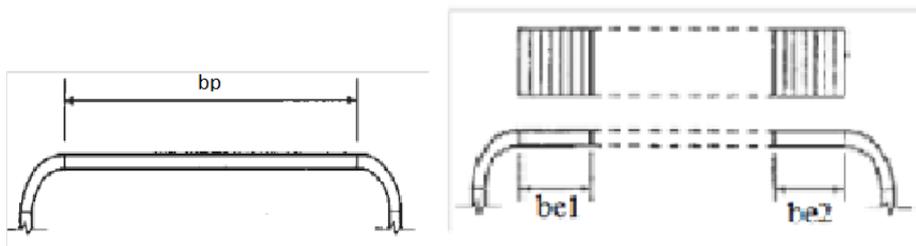


Figure 3.1 Largeur efficace d'une section

La largeur efficace d'un élément comprimé est calculée en se basant sur la largeur totale de la plaque et en utilisant un facteur de réduction « ρ » qu'on déterminera à partir de l'élancement $\bar{\lambda}_p$. Soit :

$$\bar{\lambda}_p = \left(\frac{1,052}{\sqrt{K}} \right) \left(\frac{b_p}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} \quad (a)$$

$$\rho = 1 \quad \text{si } \bar{\lambda}_p \leq 0,673 \quad (1)$$

$$\rho = (1 - 0,22 / \bar{\lambda}_p) / \bar{\lambda}_p \quad \text{si } \bar{\lambda}_p > 0,673 \quad (2)$$

K est un coefficient de voilement qui sera déterminé en fonction des extrémités de la plaque et sont donnés dans le tableau 3.1 pour les différents cas considérés.

Il faut par la suite vérifier la condition $b_p/t \leq 219,76/\sqrt{f}$

Une fois calculé ρ on peut obtenir les valeurs de la largeur effective b_{eff} en fonction des différents appuis et sont résumés dans le tableau 3.1.

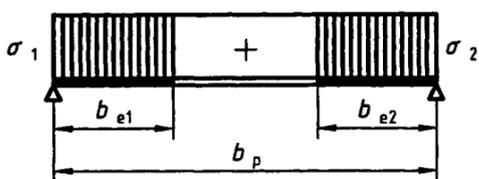
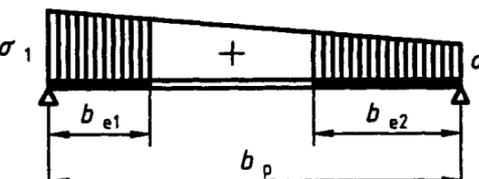
Distribution des contraintes	Largeur efficace b_{eff}	
	$\Psi = \sigma_2/\sigma_1 = 1 \quad k=4$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = 0.5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0.5 b_{eff}$	
	$k = 4 + 2(1 - \psi)^3 + 2(1 - \psi)$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = \frac{b_{eff}}{3 - \psi}$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$	
	$k = 4 + 2(1 + \psi)^3 + 2(1 + \psi)$	
	$\frac{h_p}{b_p} \leq 4$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = \frac{b_{eff}}{3 + \psi}$ <i>Si $\psi < 0.236$</i> $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$ <i>Si $\psi < 0.236$</i> $b_{e2} = 0.5 b_{eff}$	$\frac{h_p}{b_p} > 4$ $b_{eff} = \rho b_p$ $b_{e1} = \frac{b_{eff}}{3 + \psi}$ $b_{e2} = \frac{b_{eff}}{1 + \psi} - b_{e1}$

Tableau 3.1 : Paroi comprimée sur deux appuis

3.3.2 Parois en console

Dans le cas où la paroi est en console on utilise les coefficients de voilement K définis dans le tableau 3.2 dans l'équation (a) qui nous donne le facteur de réduction ρ .

Distribution des contraintes	Largeur efficace b_{eff}
------------------------------	----------------------------

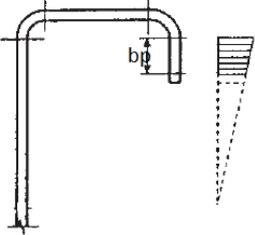
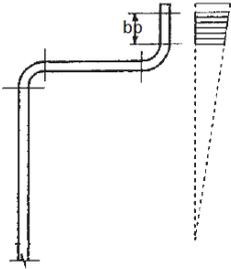
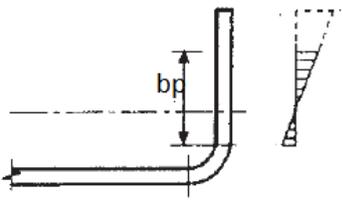
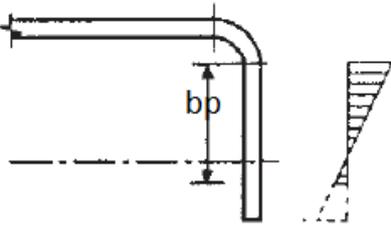
	$k = \frac{0,578}{\psi + 0,34}$
	$k = 0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$
	$k = 0,57 + 0,21\psi + 0,07\psi^2$ <i>si</i> $\lambda \leq 0,673(1 + \psi)$ $\rho = 1$ <i>si</i> $\lambda > 0,673(1 + \psi)$ $\rho = (1 + \psi) \frac{1 - (0,22(1 + \psi))/\lambda}{\lambda}$
	$k = 1,57 - 5\psi + 17,1\psi^2$ <i>si</i> $\lambda \leq 0,673$ $\rho = 1$ <i>si</i> $\lambda > 0,673$ $\rho = (1 - \psi) \frac{1 - 0,22/\lambda}{\lambda}$

Tableau 3.2 : paroi en console

3.3.3 Paroi avec raidisseur de bord

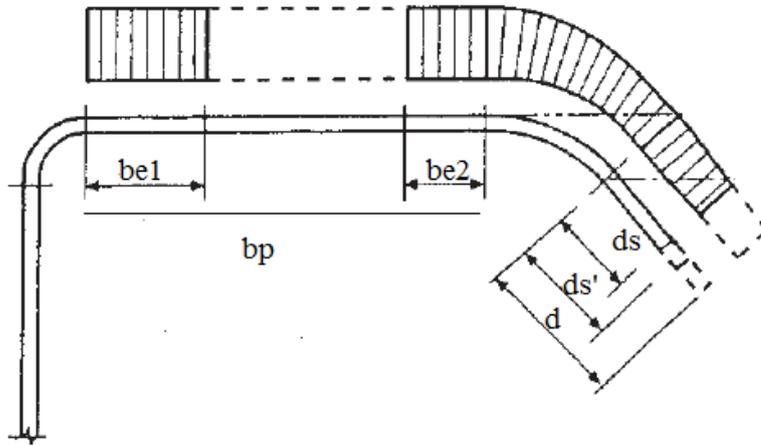


Figure 3.2 Paroi avec raidisseur de bord

Le traitement de ce cas est différent de celui de l'euro code. Ici on détermine le facteur **S** et on compare avec **bp/t** et suivant le cas on détermine la largeur efficace.

$$s = 1,28 \sqrt{\frac{E}{f}}$$

$$\text{Si } \frac{bp}{t} < 0,328 S \quad I_a = 0 \quad b = bp$$

$$b_{e1} = 0,5b_p \quad ds = ds'$$

$$\text{Si } \frac{bp}{t} \geq 0,328 S \quad b_{e1} = b_{e2} = 0,5bR_1$$

$$b_{e2} = b - b_{e1}$$

$$ds = ds'R_1$$

$$I_a = 399t^4 \left[\frac{bp/t}{s} - 0,328 \right]^3 \leq t^4 \left[115 \frac{bp/t}{s} + 5 \right]$$

$$I_s = \frac{1}{12} d^3 t (\sin \theta)^2$$

$$R_1 = \frac{I_s}{I_a} \leq 1$$

$$n = \left[0,582 - \frac{bp/t}{4s} \right] \geq 1/3$$

Coefficient de voilement k
Raidisseur de bord simple ($140^\circ \geq \theta \geq 40^\circ$)

$D/b_p \leq 0,25$	$0,25 \leq D/b_p \leq 0,8$
$3,57(R_1)^n + 0,43 \leq 4$	$(4,82 - 5c/bp)(R_1)^n + 0,43 \leq 4$

Tableau 3.3 Coefficient de voilement k

3.4 Résistance des sections transversales

L'AISI propose trois façons pour déterminer la résistance des sections.

3.4.1 Traction axiale

Dans un élément sollicité en traction axiale la valeur de l'effort de traction calculé doit rester inférieure aux valeurs indiquées dans le tableau suivant, sachant que

$$T_n = AF_y$$

<u>ASD</u>	<u>LRFD</u>
$T \leq \frac{T_n}{\Omega_t}$ $\Omega_t = 1,67$ (ASD)	$T \leq \phi_t T_n$ $\phi_t = 0,9$ (LRFD)

Pour les sections nettes au niveau des assemblages :

$$T_n = A_{net} F_u$$

<u>ASD</u>	<u>LRFD</u>
$T \leq \frac{T_n}{\Omega_t}$ $\Omega_t = 2,00$ (ASD)	$T \leq \phi_t T_n$ $\phi_t = 0,75$ (LRFD)

3.4.2 Compression axiale

Dans un élément sollicité en compression axiale la valeur de l'effort de compression calculé doit rester inférieure aux valeurs indiquées dans le tableau suivant, sachant que

$$P_n = A_{eff} F_n$$

<u>ASD</u>	<u>LRFD</u>
$P \leq \frac{P_n}{\Omega_c}$ $\Omega_c = 1,8$ (ASD)	$P \leq \phi_c P_n$ $\phi_c = \begin{cases} 0,85 & \text{(LRFD)} \\ 0,8 & \text{(LSD)} \end{cases}$

On va maintenant tenir compte de l'instabilité du flambement dans la résistance.

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r}\right)^2}$$

$$\lambda c = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}}$$

$$F_n = (0.658^{\lambda c^2}) F_y \quad \text{si } \lambda c \leq 1.5$$

$$F_n = \left(\frac{0.877}{\lambda c^2}\right) F_y \quad \text{si } \lambda c > 1.5$$

Pour le cas des profilés reconstitué on aura :

$$\left(\frac{KL}{r}\right)_m = \sqrt{\left(\frac{KL}{r}\right)_0^2 + \left(\frac{a}{r_i}\right)^2}$$

3.4.3 Flexion simple

En l'absence de l'effort tranchant la valeur du moment fléchissant de la section transversale doit rester inférieure aux valeurs indiquées dans le tableau suivant, sachant que

$$M_n = S_{eff} F_y$$

<u>ASD</u>	<u>LRFD</u>
$M \leq \frac{M_n}{\Omega_b}$ $\Omega_b = 1,67 \text{ (ASD)}$	$M \leq \phi_b M_n$ $\phi_b = \begin{cases} 0,95 & \text{(LRFD)} \\ 0,9 & \text{(LSD)} \end{cases}$

Et pour tenir compte du déversement :

$$C_b = \frac{12,5 M_{max}}{2,5 M_{max} + 3 M_1 + 4 M_2 + 3 M_3}$$

$$\sigma_{ey} = \frac{\pi^2 E}{(k_y L_y / r_y)^2}$$

$$\sigma_t = \frac{1}{A r_0^2} \left[G j + \frac{\pi^2 E C_w}{(K_t L_t)^2} \right]$$

$$J = \frac{1}{2 I_y} \left[\int_A x^3 dA + \int_A x y^2 dA \right] - x_0 = \beta_y / 2$$

Le terme β_y est obtenue suivant la méthode présenté dans l'annexe A, afin d'avoir J.

$$r_0 = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + x_0^2}$$

$$F_e = \frac{C_b r_0 A}{S_f} \sqrt{\sigma_{ey} \sigma_t}$$

Si $2,78F_y > F_e > 0,56F_y$

$$F_c = \frac{10}{9} F_y \left(1 - \frac{10F_y}{36F_e}\right)$$

Sinon $F_e \leq 0,56F_y$

$$F_c = F_e$$

$$M_n = S_c F_c$$

3.4.4 Traction et flexion combinées

Dans le cas où l'élément est soumis à la traction et à la flexion en même temps, la somme des rapports des efforts sollicitant et résistants doit rester inférieure à 1.

<u>ASD</u>	<u>LRFD</u>
$\frac{\Omega_b M_x}{M_{nxt}} + \frac{\Omega_b M_y}{M_{nyt}} + \frac{\Omega_t T}{T_n} \leq 1$	$\phi_b = \phi_t = \begin{cases} 0,95 & (LRFD) \\ 0,9 & (LSD) \end{cases}$
$\frac{\Omega_b M_x}{M_{nx}} + \frac{\Omega_b M_y}{M_{ny}} - \frac{\Omega_t T}{T_n} \leq 1$	$\frac{T}{\phi_t T_n} + \frac{M_x}{\phi_b M_{nxt}} + \frac{M_y}{\phi_b M_{nyt}} \leq 1$
$\Omega_b = \Omega_t = 1,67 \text{ (ASD)}$	$\frac{M_x}{\phi_b M_{nxt}} + \frac{M_y}{\phi_b M_{nyt}} - \frac{T}{\phi_t T_n} \leq 1$

3.4.5 Compression et flexion combinées

Dans le cas où l'élément est soumis à la compression et à la flexion en même temps, la somme des rapports des efforts sollicitant et résistants doit rester inférieure à 1.

<u>ASD</u>	<u>LRFD</u>
$\frac{\Omega_c P}{P_n} + \frac{\Omega_b C_{mx} M_x}{M_{nx} \alpha_x} + \frac{\Omega_b C_{my} M_y}{M_{ny} \alpha_y} \leq 1$	$\frac{p}{\phi_c p_n} + \frac{C_{mx} M_x}{\phi_b M_{nx} \alpha_x} + \frac{C_{my} M_y}{\phi_b M_{ny} \alpha_y} \leq 1$
$\frac{\Omega_c P}{P_{n0}} + \frac{\Omega_b M_x}{M_{nx}} + \frac{\Omega_b M_y}{M_{ny}} \leq 1$	$\frac{p}{\phi_c p_{n0}} + \frac{M_x}{\phi_b M_{nx}} + \frac{M_y}{\phi_b M_{ny}} \leq 1$
$\Omega_c = 1,8 \text{ (ASD)}$	$\phi_c = \begin{cases} 0,85 & (LRFD) \\ 0,8 & (LSD) \end{cases}$
$\Omega_b = 1,67 \text{ (ASD)}$	$\phi_b = \begin{cases} 0,9 \text{ ou } 0,95 & (LRFD) \\ 0,9 & (LSD) \end{cases}$
<p>Quand $\frac{\Omega_c P}{P_n} \leq 0,15$ plutôt d'utiliser les deux équations précédente on utilise celle-ci</p>	

$\frac{\Omega_c P}{P_n} + \frac{\Omega_b M_x}{M_{nx}} + \frac{\Omega_b M_y}{M_{ny}} \leq 1$ $\alpha_x = 1 - \frac{\Omega_c P}{P_{Ex}} \text{ et } \alpha_y = 1 - \frac{\Omega_c P}{P_{Ey}}$ $P_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y L_y)^2} \text{ et } P_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(k_x L_x)^2}$	<p>Quand $\frac{\Omega_c P}{P_n} \leq 0,15$ plutôt d'utiliser les deux équations précédente on utilise celle-ci</p> $\frac{p}{\phi_c P_n} + \frac{M_x}{\phi_b M_{nx}} + \frac{M_y}{\phi_b M_{ny}} \leq 1$ $\alpha_x = 1 - \frac{P}{P_{Ex}} > 0 \text{ et } \alpha_y = 1 - \frac{P}{P_{Ey}} > 0$ $P_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y L_y)^2} \text{ et } P_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(k_x L_x)^2}$
---	--

Pour le coefficient C_m :

Dans le cas d'éléments comprimés dans des structures assujetti à des translations

$$C_m = 0,85$$

Dans le cas d'éléments comprimés dans des structures contreventé contre la translation et non soumis à un chargement transversal entre leur support dans le sens de la flexion.

$$C_m = 0,6 - 0,4 \left(\frac{M_1}{M_2} \right)$$

3.5 Les assemblages

3.5.1 Les assemblages soudés

Dans cette partie, on va s'intéresser uniquement à la soudure à l'arc. Cette technique consiste à souder deux métaux en utilisant un métal de soudure à la surface et il ya plusieurs façon d'exécuter cette soudure.

La sollicitation principale qui affecte les assemblages est le cisaillement.

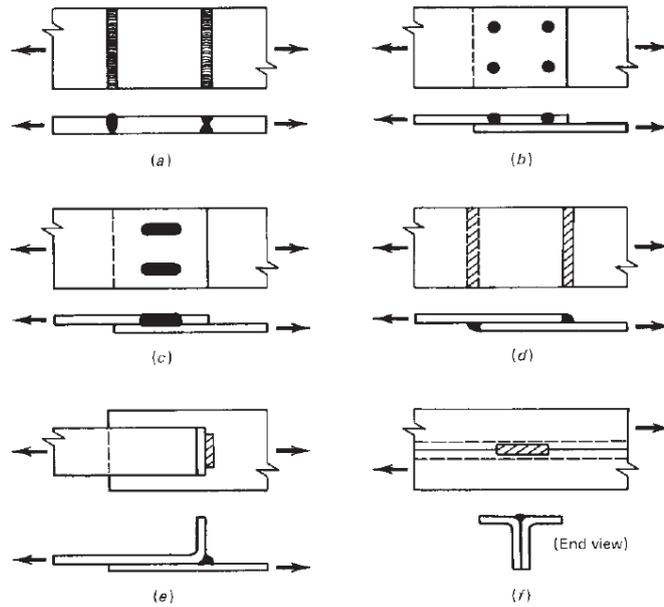


Figure 3.3 Les types de soudure : a) la soudure bout à bout b) point de soudure à l'arc c) cordon de soudure d) soudure d'angle e) et f) la soudure d'angle

a) Point de soudure à l'arc

Ça consiste à exécuter la soudure en des points bien précis.

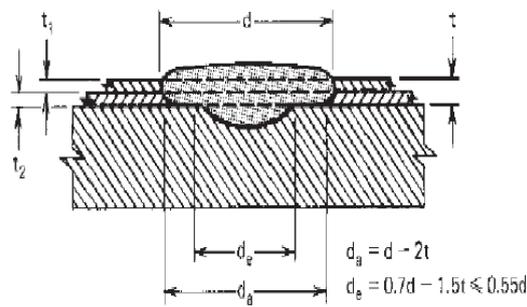


Figure 3.4 Les dimensions d'un point de soudure à l'arc

Résistance au cisaillement	$P_{us} = \frac{3\pi}{16} d_e^2 F_{xx}$
Résistance à la traction	$P_{ut} = 0,7 t d_a F_u$
Diamètre effective de la soudure	$d_e = 0,7 d - 1,5 t \leq 0,55 d$
Résistance de plaques assemblées à des éléments plus épais	$P_{ul} = 2,2 t d_a F_u$
Résistance à la traction et au cisaillement	$\left[\frac{P_{ut}}{LP_{nt}} \right]^{0,6} + \left[\frac{P_{uv}}{LP_{nv}} \right] \leq 1,0$

Résistance de l'assemblage plaque à plaque $P_n = 1,65td_aF_u$

F_{xx} : C'est la résistance à la traction du métal de la soudure

Critère de conception

Ce type de soudure ne doit pas être fait sur une plaque ou plusieurs plaques d'acier qui ont plus 3,81 mm d'épaisseur.

La rondelle de la soudure doit être utilisée quand l'épaisseur est inférieure à 0,711 mm, l'épaisseur de la rondelle doit être entre 1,27 mm et 2,03 mm

Le diamètre effectif minimum est de 9,5 mm

La distance entre le centre d'une soudure à la soudure la plus adjacente dans la ligne de force ou bien au bout d'une pièce assemblée vers laquelle la force est dirigée ne doit pas être inférieure à e_{min}

$$e_{min} = \begin{cases} \frac{P\Omega}{F_u t} & (ASD) \\ \frac{P}{\phi F_u t} & (LRFD \text{ et } LSD) \end{cases}$$

$F_u/F_{sy} \geq 1,08$	$F_u/F_{sy} < 1,08$
$\Omega=2,20$ (ASD)	$\Omega=2,55$ (ASD)
$\phi = \begin{cases} 0,7 & (LRFD) \\ 0,6 & (LSD) \end{cases}$	$\phi = \begin{cases} 0,6 & (LRFD) \\ 0,5 & (LSD) \end{cases}$

Tableau 3.4 Coefficients de sécurité

La distance entre le centre de la soudure et le bord de la pièce assemblée ne doit pas dépasser 1,5d

L'effort résistant au cisaillement de chaque point de soudure entre plaque et des éléments porteurs ne doit pas excéder le minimum entre les équations suivantes

- 1) l'effort résistant au cisaillement basé sur la résistance de cisaillement de la soudure

$$P_n = \frac{\pi}{4} d_e^2 (0,75F_{xx})$$

$$\Omega=2,55 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,6 & (LRFD) \\ 0,5 & (LSD) \end{cases}$$

- 2) l'effort résistant au cisaillement pour les plaques assemblées à l'élément plus épais

$d_a/t \leq 0,815\sqrt{E/F_u}$	$0,815\sqrt{E/F_u} < d_a/t < 1,397\sqrt{E/F_u}$	$d_a/t \geq 1,397\sqrt{E/F_u}$
$P_n = 2,20td_aF_u$	$P_n = 0,280 \left[1 + 5,59 \frac{\sqrt{E/F_u}}{d_a/t} \right] td_aF_u$	$P_n = 1,40td_aF_u$
$\Omega=2,20$ (ASD)	$\Omega=2,80$ (ASD)	$\Omega=3,05$ (ASD)
$\phi = \begin{cases} 0,7 & \text{(IRFD)} \\ 0,6 & \text{(LSD)} \end{cases}$	$\phi = \begin{cases} 0,55 & \text{(IRFD)} \\ 0,45 & \text{(LSD)} \end{cases}$	$\phi = \begin{cases} 0,5 & \text{(IRFD)} \\ 0,40 & \text{(LSD)} \end{cases}$

Tableau 3.5 Résistance au cisaillement

3) l'effort résistant au cisaillement de plaques assemblées entre elles

$$P_n = 1,65td_aF_u$$

$$\Omega=2,20 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,7 & \text{(IRFD)} \\ 0,6 & \text{(LSD)} \end{cases}$$

- effort résistant de la traction P_n de chaque point de soudure entre plaque et des éléments porteurs ne doit excéder le minimum entre ses équations :

1) effort résistant de la traction basé sur la résistance de la soudure $P_n = \frac{\pi}{4} d_e^2 F_{xx}$

2) effort résistant de la traction basé sur la résistance des plaques assemblées

$$P_n = 0,8 \left(\frac{F_u}{F_y} \right)^2 td_aF_u$$

Les coefficients de sécurité dans le cas des panneaux et des ponts

$$\Omega=2,50 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,6 & \text{(IRFD)} \\ 0,5 & \text{(LSD)} \end{cases}$$

Pour d'autres applications

$$\Omega=3,00 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,5 & \text{(IRFD)} \\ 0,4 & \text{(LSD)} \end{cases}$$

b) Cordon de soudure à l'arc

Résistance au cisaillement

$$P_{us} = \left(\frac{3\pi}{16} d_e^2 + \frac{3Ld_e}{4} \right) F_{xx}$$

Résistance d'une plaque à une plus épaisse

$$P_{ul} = (0,625L + 2,4d_a)tF_u$$

L'effort résistant au cisaillement d'un cordon de soudure doit être le minimum des équations suivantes :

1) effort résistant au cisaillement basé sur la résistance au cisaillement de la soudure

$$P_n = \left(\frac{\pi}{4} d_e^2 + L d_e \right) 0,75 F_{xx}$$

2) effort résistant au cisaillement basé sur la résistance de plaques assemblées

$$P_{ul} = (0,25L + 0,96d_a) 2,5tF_u$$

$$\Omega = 2,55 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,6 \text{ (IRFD)} \\ 0,5 \text{ (LSD)} \end{cases}$$

c) **Soudure d'angle**

1^{ème} cas: (fillet weld)

Résistance au cisaillement des plaques $P_{us} = \frac{3}{4} t_w L F_{xx}$

Résistance de l'assemblage des plaques :

Soudure longitudinale :

$$P_{u1} = \left(1 - 0,01 \frac{L}{t} \right) t L F_u \text{ Pour } L/t \leq 25$$

$$P_{u2} = 0,75 t L F_u \text{ Pour } L/t > 25$$

Soudure transversale: $P_{u3} = t L F_u$

1) effort résistant au cisaillement basé sur la résistance au cisaillement de la soudure pour $t > 3,8$ mm

$$P_n = 0,75 t_w L F_{xx}$$

$$\Omega = 2,55 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,6 \text{ (IRFD)} \\ 0,5 \text{ (LSD)} \end{cases}$$

2) effort résistant au cisaillement pour les plaques assemblées avec des éléments plus épais

Chargement transversale :

$L/t < 25$	$L/t > 25$
$P_n = \left(1 - 0,01 \frac{L}{t} \right) t L F_u$	$P_n = 0,75 t L F_u$
$\Omega = 2,55 \text{ (ASD)}$	$\Omega = 2,55 \text{ (ASD)}$
$\phi = \begin{cases} 0,6 \text{ (IRFD)} \\ 0,5 \text{ (LSD)} \end{cases}$	$\phi = \begin{cases} 0,6 \text{ (IRFD)} \\ 0,5 \text{ (LSD)} \end{cases}$

Tableau 3.6 Effort résistant au cisaillement

Chargement transversale :

$$P_n = tL F_u$$

$$\Omega = 2,35 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,65 \text{ (IRFD)} \\ 0,6 \text{ (LSD)} \end{cases}$$

2^{ème} cas: (flare groove weld)

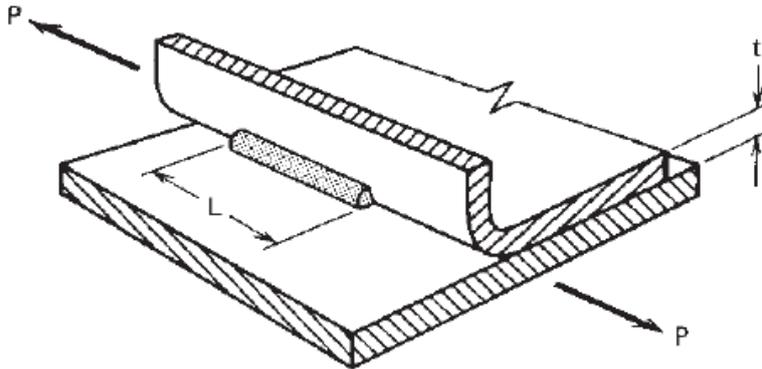


Figure 3.5 La soudure d'angle

Résistance au cisaillement $P_{us} = \frac{3}{4} t_w L F_{xx}$

Résistance d'une plaque à une plus épaisse

Soudure transversale : $P_{u1} = 0,833 L t F_u$

Soudure longitudinale :

Si $t \leq t_w \leq 2t$ $P_{u2} = 0,75 L t F_u$

Si $t_w \geq 2t$ $P_{u3} = 1,5 L t F_u$

1) effort résistant au cisaillement basé sur la résistance au cisaillement de la soudure pour $t > 3,8 \text{ mm}$

$$P_n = 0,75 t_w L F_{xx}$$

$$\Omega = 2,55 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,6 \text{ (IRFD)} \\ 0,5 \text{ (LSD)} \end{cases}$$

2) effort résistant au cisaillement pour les plaques assemblées avec des éléments plus épais

Chargement transversale

$$P_n = 0,833 L t F_u$$

$$\Omega = 2,55 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,6 & (LRFD) \\ 0,5 & (LSD) \end{cases}$$

Chargement longitudinal

$$Si \quad t \leq t_w \leq 2t \quad P_n = 0,75LtF_u$$

$$Si \quad t_w \geq 2t \quad P_n = 1,5LtF_u$$

$$\Omega=2,80 \text{ (ASD)}$$

$$\phi = \begin{cases} 0,55 & (LRFD) \\ 0,45 & (LSD) \end{cases}$$

3.5.2 Les assemblages boulonnés

Le comportement de l'assemblage boulonné dans les structures en profilés formés à froid est différent de celui des profilés formés à chaud principalement à cause de la faiblesse de l'épaisseur des profilés formés à froid. Ici on va s'intéresser uniquement aux assemblages boulonnés dont.

-la distance minimale entre le centre des trous des boulons doit être au moins 3d.

-la distance du centre d'un trou de boulon au bord de la pièce assemblée doit être au moins 1,5d

-L'effort de cisaillement résistant

$$P_n = teF_u$$

$F_u/F_{sy} \geq 1,08$	$F_u/F_{sy} < 1,08$
$\Omega=2,0 \text{ (ASD)}$	$\Omega=2,0 \text{ (ASD)}$
$\phi = 0,70 \text{ (LRFD)}$	$\phi = 0,60 \text{ (LRFD)}$

Tableau 3.7 Coefficient de sécurité

1) pour des assemblages qui n'ont pas les trous décalés

$$P_n = A_{net}F_t$$

a) quand la rondelle sont mises sous la tête et l'écrou du boulon

$$F_t = \left(1,0 + \frac{3d}{s}\right)F_u \leq F_u$$

Pour plusieurs boulons dans la ligne parallèle à la force

$$F_t = F_u$$

Double cisaille	Simple cisaille
$\Omega=2,0 \text{ (ASD)}$	$\Omega=2,22 \text{ (ASD)}$

$\phi = 0,65$ (LFRD)	$\phi = 0,55$ (LFRD)
----------------------	----------------------

Tableau 3.8 Coefficient de sécurité

b) quand les rondelles ne sont pas mises sous la tête ou l'écrou ou bien une seule est mise dans la tête ou l'écrou

$$F_t = \left(\frac{2,5rd}{s}\right)F_u \leq F_u$$

s : Largueur de la plaque divisée par le nombre de trou des boulons dans la section

Pour plusieurs boulons dans la ligne parallèle à la force

$$F_t = F_u$$

$$\Omega=2,22$$
 (ASD)

$$\phi = 0,65$$
 (LFRD)

2) pour des assemblages qui ont les trous décalés

$$P_n = A_{net}F_t$$

$$\Omega=2,22$$
 (ASD)

$$\phi = 0,65$$
 (LFRD)

$$A_{net} = 0,90[A_g - n_b d_h t + \left(\sum \frac{s'^2}{4g}\right)t]$$

3) pour d'autres cas

$$P_n = A_e F_u$$

$$\Omega=2,22$$
 (ASD)

$$\phi = 0,65$$
 (LFRD)

Capacité portante entre boulons et éléments assemblés

$$P_n = C m_f d t F_u$$

$$\Omega=2,50$$
 (ASD)

$$\phi = \begin{cases} 0,60 & \text{(LFRD)} \\ 0,50 & \text{(LSD)} \end{cases}$$

épaisseur	d/t	C
$0,024 \leq t < 0,1875$	$d/t < 10$	3,0
	$10 \leq d/t \leq 22$	$4 - 0,1(d/t)$
	$d/t > 22$	1,8

Tableau 3.9 Facteur C

Connexion de support	m_f
Connexion à cisaillement simple et en dehors de celle du cisaillement double avec des rondelles sous la tête de boulon et l'écrou ensemble.	1
Connexion à cisaillement simple et en dehors de celle du cisaillement double sans rondelles sous la tête de boulon et l'écrou ensemble ou bien seulement une seule rondelle.	0,75
A l'intérieur de la plaque de cisaillement double avec ou sans rondelles.	1,33

Tableau 3.10 Facteur m_f

Cisaillement et traction dans les boulons

$$P_n = A_b F$$

3.6 Conclusion

Le code américain ou spécifications Américaines (AISI), est l'un des premiers codes qui s'est intéressé au problème des structures formées à froid. Depuis, et grâce aux nombreuses recherches dans ce domaine, il a évolué et s'est amélioré de façon continue et constitue actuellement l'un des meilleurs codes de calcul dans ce domaine. Les différentes possibilités qu'il offre le rendent plus flexible et plus utilisé. Il propose actuellement quatre méthodes différentes de calcul des structures en profilés formés à froid dont trois sont basées sur la notion de la largeur effective et la toute récente dite méthode de résistance directe (DSM : Direct Strength Method), évite le calcul de la largeur effective et utilise directement dans la procédure de calcul, les contraintes élastiques de la section totale pour déterminer la réduction de la résistance d'une colonne pour un mode donné.

Dans son utilisation, ce code présente certaines particularités par rapport à l'eurocode. D'abord, depuis son élaboration (1946), il n'ya pas eu de changement radical dans sa philosophie. La procédure de détermination de la section efficace est plus simplifiée que celle de l'eurocode et enfin la diversité dans l'utilisation des méthodes de calcul.

Pour plus de détails, on va essayer, dans le chapitre suivant, de faire le calcul d'une simple structure par les deux règlements afin d'essayer de tirer certaines conclusions quand à l'utilisation de ces codes.

Chapitre IV

Chapitre 4

Etude Comparative

4.1 Introduction

Après avoir présenté comment dimensionner une structure en profilés formés à froid suivant la réglementation européenne eurocode et la réglementation américaine AISI, il est intéressant de faire des applications simples afin de définir les avantages et les inconvénients de l'un ou de l'autre règlement. Ces applications permettent aussi de comprendre le phénomène d'instabilité de ce type de structures.

4.2 Application numérique

L'application a été faite sur une structure simple composée de deux éléments un poteau et une poutre qu'on va dimensionner suivant l'eurocode et l'AISI. Le poteau est parfaitement encasté dans le sol (figure 4.1). Les éléments de la structure sont en forme de « U » formés à froid et d'épaisseur 5 mm.

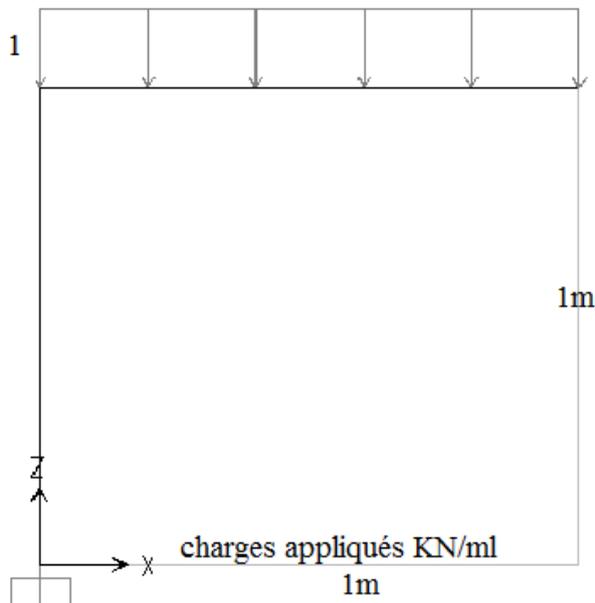


Figure 4.1 Le modèle de la structure

4.2.1 Propriétés :

Les différentes caractéristiques des matériaux utilisées pour cet exemple, pour le besoin de l'étude sont :

- ✓ le module d'élasticité $E=210\ 000\ \text{N/mm}^2$
- ✓ coefficient de poisson $\nu=0.3$
- ✓ le module de cisaillement $G=E/2(1+\nu)=80769.23\ \text{N/mm}^2$
- ✓ coefficient de dilatation linéaire $\alpha=12 \times 10^{-6}\ \text{K}^{-1}$
- ✓ masse volumique $\rho=7850\ \text{kg/m}^3$

On a pris la nuance de l'acier selon la norme **ISO 4997 CR320** $f_{yb} = 320\ \text{N/mm}^2$

$$f_u = 400$$

$$f_{ya} = f_{yb} + (f_u - f_{yb})Knt^2/A_g = 320 + (400 - 320)7 \times 2 \times 5^2/4224.66 = 326.62\ \text{N/mm}^2$$

Les dimensions choisies pour nos profilés sont les suivantes (mêmes dimensions pour la poutre et le poteau. Soit (figure4.2)

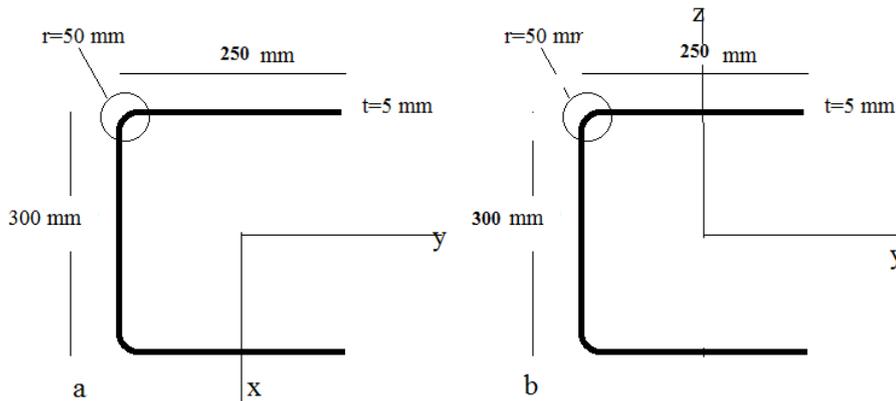


Figure 4.2 Le modèle de la section du : a) poteau ,b) la poutre

Commentaire [D1]: Il faut corriger les dimensions sur les figures. La largeur de la semelle est égale à 250mm

propriétés géométriques suivantes de la poutre (axes y,z) et du poteau (axes x,y) :

Les dimensions extérieures de la section

- ✓ $b_g=250\text{mm}$
- ✓ $h_g=300\text{mm}$
- ✓ $t_g=5\text{mm}$
- ✓ $r=50\text{mm}$

D'après le tableau 5-1 de l'eurocode 3 partie (1-3) $b/t < 50$, Dans notre cas $b/t = 50$ ce qui est le maximum.

Les dimensions de la ligne moyenne :

- ✓ $b = b_g - t_g / 2 = 247.5 \text{ mm}$
- ✓ $h = h_g - t_g = 295 \text{ mm}$
- ✓ $t = t_g = 5 \text{ mm}$

Calcul des dimensions nominales de la section

$$gr = \left(r - \frac{t}{2} \right) \left(\tan \left(\frac{\pi}{4} \right) - \sin \left(\frac{\pi}{4} \right) \right) = 15.376894 \text{ mm}$$

$$b_p = b - gr = 232.123106 \text{ mm}$$

$$h_p = h - 2 \cdot gr = 264.246212 \text{ mm}$$

Calcul des coordonnées des éléments plans de la section nominale brute (dans le repère global)

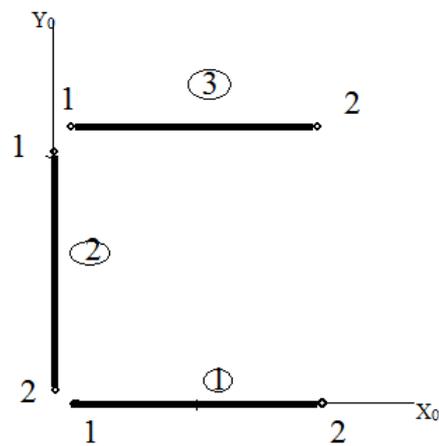


Figure 4.3 : Système de coordonnées

élément	X ₀₁	X ₀₂	Y ₀₁	Y ₀₂	x _{cg}	y _{cg}
1	gr=15.3768	b=247.5	0	0	131.438	0
2	0	0	gr=15.37689	h-gr=279.6231	0	147.5
3	gr=15.3768	b=247.5	h=295	h=295	131.438	295

Tableau 4.1 : centre de gravité de la section

Calcul des propriétés de la section brute les propriétés de la section brute sont donnés par les formules ci dessus (eurocode3 partie 1-3 annexe c).

Le moment d'inertie par rapport à l'axe x0

$$I_{x0} = \sum (y_{02}^2 + y_{01}^2 + y_{02}y_{01})$$

Le moment statique par rapport à l'axe x0

$$S_{x0} = \sum (y_{02} + y_{01}) \frac{A}{2}$$

Les propriétés de la section brute sont résumées dans le tableau suivant :

élément	long	A	S _x	I _{x0}	S _y	I _{y0}
1	232.1231	1160.6155	0	0	152549.503	25262143.4
2	264.2462	1321.23106	194881.581	36433063.3	0	0
3	232.1231	1160.6155	342381.581	101002567	152549.503	25262143.4
section		3642.4261	537263.16	137435630	305099.01	50524287

Tableau 4.2 : propriété de la section brute

- ✓ L'aire de la section brute $A_g=3642.43\text{mm}^2$
- ✓ Les coordonnées x du centre de gravité $x_{cg} = \frac{S_y}{I_{x0}} = 83.761751 \text{ mm}$

✓ Les coordonnées y du centre de gravité $y_{cg} = S_x / I_{y0} = 147.5 \text{ mm}$

✓ Le moment d'inertie par rapport à l'axe x passant par le centre de gravité

$$I_x = I_{x0} - A_g y_{cg}^2 = 58189313.3 \text{ mm}^4$$

✓ le moment d'inertie par rapport à l'axe y passant par le centre de gravité

$$I_y = I_{y0} - A_g x_{cg}^2 = 2496859.8 \text{ mm}^4$$

✓ la distance à la fibre extrême maximum est

$$x_{\max} = b - x_{cg} = 163.738249 \text{ mm}$$

$$y_{\max} = h - t/2 - y_{cg} = 150 \text{ mm}$$

✓ La distance à la fibre extrême minimum est

$$x_{\min} = -\frac{t}{2} - x_{cg} = -86.2617511 \text{ mm}$$

$$y_{\min} = -t/2 - y_{cg} = -150 \text{ mm}$$

✓ le module d'inertie par rapport à l'axe x

$$w_{x\max} = I_x / y_{\max} = 387928.755 \text{ mm}^3$$

$$w_{x\min} = I_x / y_{\min} = -387928.755 \text{ mm}^3$$

✓ le module d'inertie par rapport à l'axe y

$$w_{y\max} = I_y / x_{\max} = 152491.308 \text{ mm}^3$$

$$w_{y\min} = I_y / x_{\min} = -289452.271 \text{ mm}^3$$

4.2.2 Résultats des efforts sollicitant

On impose par exemple une charge linéaire de $P = 1 \text{ KN/ml}$ sur la poutre.

a) Réaction d'appui

Suivant l'axe y : $R_z = P \times L = 1 \times 1 = 1 \text{ KN}$

Suivant l'axe x $R_x = 0$

Moment $M = P \times L \times \frac{L}{2} = 1 \times 1 \times \frac{1}{2} = 0.5 \text{ KN.m}$

b) Les sollicitations

Poutre

Moment maximum dans la poutre $M = P \times L \times \frac{L}{2} = -1 \times 1 \times \frac{1}{2} = -0.5 \text{ KN.m}$

Effort tranchant maximum $T = P \times L = 1 \times 1 = -1 \text{ KN}$

Poteau

Moments $M = P \times L \times \frac{L}{2} = 1 \times 1 \times \frac{1}{2} = 0.5 \text{ KN.m}$

Effort normal $N = P \times L = 1 \times 1 = -1 \text{ KN}$

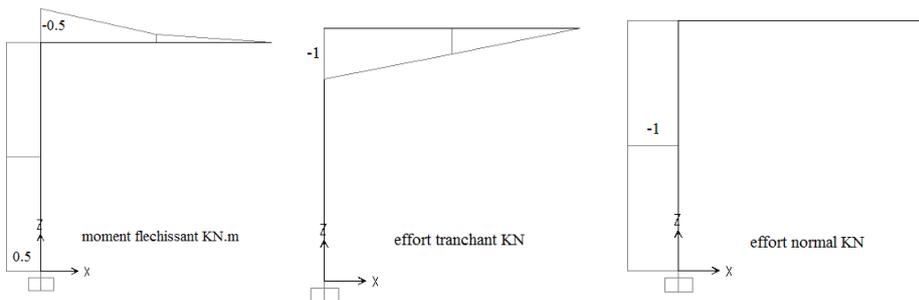


Figure 4.4 : Les résultats des efforts sollicitants

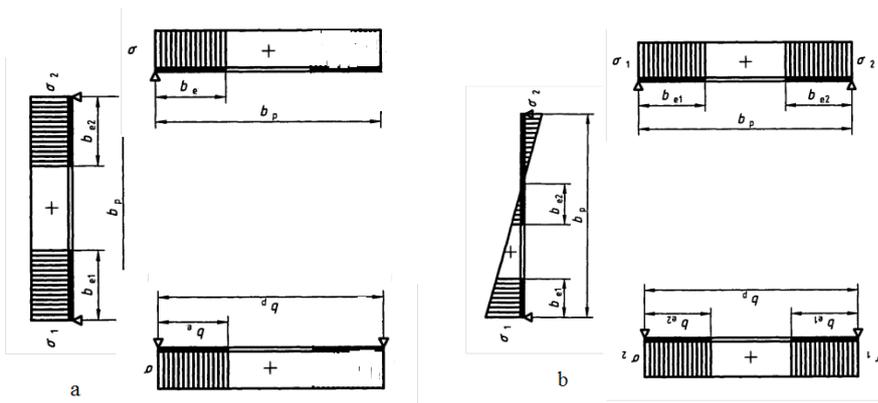


Figure 4.5: distribution des contraintes à l'état limite ultime dans la section : a) En compression, b) En flexion

4.2.3 Calcul selon l'eurocode

a) Calcul de la section efficace vis-à-vis de la compression uniforme

il convient de déterminer la résistance de calcul, à l'état limite ultime d'une section transversale à la compression $N_{c,rd}$ de la façon suivante (page 24)

$$\text{Si } A_{eff} < A_g \quad N_{c,rd} = f_{yb} A_{eff} / \gamma_{M0}$$

$$\text{Si } A_{eff} = A_g \quad N_{c,rd} = f_{yd} A_g / \gamma_{M0}$$

✓ Calcul de la largeur efficace des semelles

La contrainte de compression maximum est donnée par : $\sigma_{cmax} = \frac{f_{yb}}{\gamma_{M1}} = 320 \text{ N/mm}^2$

La distribution étant uniforme $\sigma_{fl} = \sigma_{cmax} = 320 \text{ N/mm}^2$ et $\Psi = +1$ et donc $K = 0.43$

Calcul de l'élanement $\bar{\lambda}_p = \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu)^2 f_{yb}}{\pi^2 E K}} = 2.90697254$

Calculons l'élanement réduit $\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{fl}}{f_{yb}/\gamma_{M0}}} = 2.90697254$

Calculons alors le facteur de réduction ρ

$$\bar{\lambda}_{p,red} > 0.673 \quad \rho = \frac{(1 - (0.055(3 + \Psi)) / \bar{\lambda}_{p,red})}{\bar{\lambda}_{p,red}} + 0.18 \frac{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p,red}}{\bar{\lambda}_p - 0.6} = 0.32175327$$

D'où $b_{eff} = \rho b_p = 74.6863 \text{ mm}$

L'élanement relatif $\bar{\lambda}_{p,red} = \frac{\bar{\lambda}_p}{0.673} = 4.3194$

✓ Calcul de la largeur efficace de l'âme

La distribution de la contrainte est uniforme, les contraintes au niveau des bords de l'âme sont égales.

$\sigma_{w2} = \sigma_{w1} = 320 \text{ N/mm}^2$ et $\Psi = \frac{\sigma_{w2}}{\sigma_{w1}} = 1$ donc $k = 4$

Calculons l'élanement de l'âme $\bar{\lambda}_p = \frac{h_p}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu)^2 f_{yb}}{\pi^2 E K}} = 1.0850$

Calculons l'élanement réduit $\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{w1}}{f_{yb}/\gamma_{M0}}} = 1.0850$

$$\overline{\lambda_{p, red}} > 0,673 \quad \rho = \frac{(1-(0,055(3+\psi))/\overline{\lambda_{p, red}})}{\overline{\lambda_{p, red}}} + 0,18 \frac{\overline{\lambda_{p, red}} - \overline{\lambda_{p, red}}}{\overline{\lambda_{p, red}} - 0,6} = 0,73477$$

Les parties efficaces et non efficaces de l'âme :

$$\psi > 0 \quad \text{donc } h_e = h_p = 264.246mm$$

$$h_t = h_p - h_e = 0$$

$$\text{donc } h_{e1} = \frac{2\rho h_e}{5-\psi} = 97.0803mm$$

$$h_{e2} = \rho h_e - h_{e1} = 97.0803mm$$

$$h_t = h_e - h_{e1} - h_{e2} = 70.0856mm$$

$$\text{L'élancement relatif } \overline{\lambda_{p, red}} = \frac{\overline{\lambda_p}}{0,5 + \sqrt{0,25 - 0,055(3+\psi)}} = 1.6117$$

éléments	1	2	3	4	5	Sections
X ₀₁	15.376894	0	0	0	15.376894	/
X ₀₂	90.063261 3	0	0	0	90.063213	/
Y ₀₁	0	15.37689 4	15.376894	182.54281 6	295	/
Y ₀₂	0	15.37689 4	112.45718 4	279.62310 8	295	/
X _{cg}	52.720077 6	0	0	0	52.720077 6	22.923337 3
Y _{cg}	0	15.37689 4	63.917039 1	231.08296 1	295	147.5
Longueu r	74.686367 3	0	97.080290 2	97.080290 2	74.686367 3	/
A	373.43183 6	0	485.40145 1	485.40145 1	373.43183 6	1717.6666
S _x	0	0	31025.423 5	112168.00 4	110162.39 2	253355.82
I _{xo}	0	0	2364278.7 2	26301340. 1	32497905. 6	61163524
S _y	19687.355 4	0	0	0	19687.355 4	39374.711
I _{yo}	1211504.1 3	0	0	0	1211504.1 3	2423008.3

Tableau 4.3 : les propriétés des éléments plans de la section efficace (repère global)

L'aire efficace est $A_{\text{eff}} = 1717.6666mm$

Les caractéristiques de la section avec origine au centre de gravité

- ✓ Le moment d'inertie par rapport à l'axe x passant par le centre de gravité

$$I_{x\text{eff}} = I_{x0} - A_{\text{eff}}y_{\text{cg}}^2 = 23793541\text{mm}^4$$

- ✓ le moment d'inertie par rapport à l'axe y passant par le centre de gravité

$$I_{y\text{eff}} = I_{y0} - A_{\text{eff}}x_{\text{cg}}^2 = 1520407.1\text{mm}^4$$

- ✓ la distance à la fibre extrême maximum est

$$x_{\text{max}} = b - x_{\text{cg}} = 224.576627\text{mm}$$

$$y_{\text{max}} = h - t/2 - y_{\text{cg}} = 150\text{mm}$$

- ✓ La distance à la fibre extrême minimum est

$$x_{\text{min}} = -\frac{t}{2} - x_{\text{cg}} = -25.4233726\text{mm}$$

$$y_{\text{min}} = -t/2 - y_{\text{cg}} = -150\text{mm}$$

- ✓ le module d'inertie par rapport à l'axe x

$$w_{x\text{max}} = I_{x\text{eff}}/y_{\text{max}} = 158623.607\text{mm}^3$$

$$w_{x\text{min}} = I_{x\text{eff}}/y_{\text{min}} = -158623.607\text{mm}^3$$

- ✓ le module d'inertie par rapport à l'axe y

$$w_{y\text{max}} = I_{y\text{eff}}/x_{\text{max}} = 6770.10391\text{mm}^3$$

$$w_{y\text{min}} = I_{y\text{eff}}/x_{\text{min}} = -59803.5174\text{mm}^3$$

Résistance à la compression $N_{cRd} = f_{yb}A_{\text{eff}}/\gamma_{m0} = 549.65\text{KN}$

La vérification à la résistance au flambement se fait par $\frac{NEd}{Nb,rd} \leq 1$

Pour notre section $\alpha = 0.49$

Coefficient de flambement est 2 : $l_{cr}=2*l=2000mm$

$$N_{cr} = \pi \frac{EI}{L_{cr}^2} = \pi \frac{EI_y}{L_{cr}^2} = 12937616.7 \text{ N}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_{yb}}{N_{cr}}} = 0.20611865$$

$$\phi = 0.5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2] = 0.49298396$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0.5}} = 1 \quad \text{Avec } \chi \leq 1.0$$

$$Nb,rd = \chi f_{yb} A_{eff} / \gamma_{m1} = 499.68 \text{ KN}$$

b) Calcul de la section efficace vis-à-vis de la flexion autour de l'axe x

Il convient de déterminer la résistance de calcul, à l'état limite ultime d'une section transversale à la flexion par rapport à un axe principal.

$$\text{Si } W_{eff} < W_{el} \quad Mc,rd = f_y W_{eff} / \gamma_{M0}$$

$$\text{Si } W_{eff} = W_{el} \quad Mc,rd = f_{ya} W_{el} / \gamma_{M0}$$

✓ Calcul de la largeur efficace des semelles

$$\text{Semelle comprimé par hypothèse : } \sigma_{cmax} = \frac{f_{yb}}{\gamma_{M0}} = 320 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{tmax} = \frac{\sigma_{cmax} * y_{min}}{y_{max}} = -320 \text{ N/mm}^2$$

La contrainte au niveau de la fibre moyenne est obtenue par interpolation

$$\sigma_{fl} = \sigma_{cmax} (y_{max} - \frac{t}{2}) / y_{max} = 314.6666 \text{ N/mm}^2 \text{ Et } \Psi = +1 \text{ et donc } K=0.43$$

$$\text{Calcul de l'élanement } \bar{\lambda}_p = \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu)^2 f_{yb}}{\pi^2 EK}} = 2.90697254$$

$$\text{Calculons l'élanement réduit } \bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_n}{f_{yb} / \gamma_{M0}}} = 2.882646$$

Calculons alors le facteur de réduction ρ

$$\overline{\lambda p, red} > 0,673 \quad \rho = 0.32175327$$

$$D'ou \mathbf{b_{eff} = \rho b_p = 75.2726957mm}$$

$$L'élancement relatif \overline{\lambda p, red} = \frac{\overline{\lambda p}}{0.673} = \mathbf{4.3194}$$

✓ Calcul de la largeur efficace de l'âme

La distribution de la contrainte est uniforme, les contraintes au niveau des bords de l'âme sont égales.

$$\sigma_{w2} = \sigma_{max}/y_{max}(h - gr - y_{cg}) = 281.8626 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{w1} = \frac{\sigma_{max}}{y_{max}(gr - y_{cg})} = -281.8626 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{et } \Psi = \frac{\sigma_{w2}}{\sigma_{w1}} = -1 \text{ donc } k=23.90$$

$$\text{Calculons l'élancement de l'âme } \overline{\lambda p} = \frac{h_p}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu)^2 f_{yb}}{\pi^2 EK}} = 0.44388105$$

$$\text{Calculons l'élancement réduit } \overline{\lambda p, red} = \overline{\lambda p} \sqrt{\frac{\sigma_{w2}}{f_{yb}/\gamma_{M1}}} = 0.41659146$$

$$\overline{\lambda p, red} < 0,673 \quad \rho = \mathbf{1}$$

Les parties efficaces et non efficaces de l'âme :

$$\Psi = -1 < 0 \text{ donc } h_e = \frac{h_p}{1-\Psi} = \mathbf{132.123106mm}$$

$$h_t = h_p - h_e = \mathbf{132.123106mm}$$

$$\text{donc } h_{e1} = \mathbf{0.4\rho h_e = 52.8492424mm}$$

$$h_{e2} = \rho h_e - h_{e1} = \mathbf{79.2738636mm}$$

$$h_i = h_e - h_{e1} - h_{e2} = \mathbf{0mm}$$

$$L'élancement relatif \overline{\lambda p, red} = \frac{\overline{\lambda p}}{0.5 + \sqrt{0.25 - 0.055(3 + \Psi)}} = \mathbf{0.507777}$$

Il faut maintenant calculer les coordonnées et les propriétés des éléments plans de la section efficace et c'est ce qui correspond à la 1^{er} itération. Il faut alors avec les nouvelles valeurs, refaire les mêmes opérations.

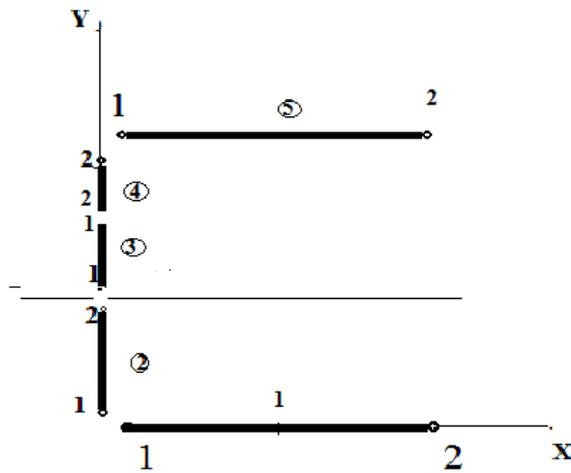


Figure4.6 : système de coordonnées

éléments	1	2	3	4	5
X ₀₁	15.376894	0	0	0	15.376894
X ₀₂	247.5	0	0	0	90.063213
Y ₀₁	0	15.376894	147.5	200.3492	295
Y ₀₂	0	147.5	200.3492	279.623108	295
X _{cg}	131.4385	0	0	0	53.0132419
Y _{cg}	0	81.4384	173.9246	239.98617	295
Longueur	232.1231	132.123106	52.8492	79.27386	75.27268
A	1160.615	6606153	264.2462	396.3693	376.3634
S _x	0	53799.5028	45958.9223	95123.1562	111027.226
I _{xo}	0	5342351.71	8054892.4	23035819.1	32753031.
S _y	152549.5	0	0	0	19952.2481
I _{yo}	25262143.4	0	0	0	1235438.98

Tableau 4.4 : les propriétés des éléments plans de la section efficace (repère global)

Pour la section $A_{\text{eff}}=2858.2101\text{mm}^2$

X_{cg}	60.35307	S_x	305908.81	S_y	172501.75	I_x	36445255
Y_{cg}	107.02811	I_{x0}	69186095	I_{y0}	26497581	I_y	16086572.2

Après différent calcul on trouve :

- ✓ le module d'inertie par rapport à l'axe x

$$W_{x\max} = 191341.904\text{mm}^3$$

$$W_{x\min} = -332747.973\text{mm}^3$$

- ✓ le module d'inertie par rapport à l'axe y

$$W_{y\max} = 85956.9117\text{mm}^3$$

$$W_{y\min} = -255939.325\text{mm}^3$$

Après cela toutes les opérations sont refaites :

-Calcul de la largeur efficace de la semelle comprimée avec la nouvelle position du centre de gravité.

-Calcul de la largeur efficace de l'âme

Après 3 itérations on trouve les résultats suivants $A_{\text{eff}}=2857.5807\text{mm}^2$ et $W_{x\max} = 191183.583\text{mm}^3$

et donc $M_{c,rd}=61.18\text{KN.m}$

D'excentricité pour les vérifications $e_{ny} = y_{cg}^0 - y_{cg}^{i\text{eme}}=40.513292\text{mm}$

Avec y_{cg}^0 de la section brute et $y_{cg}^{i\text{eme}}$ de la dernière itération

- ✓ **Vérification de la résistance à la compression**

$$\frac{N_{sd}}{N_{c,rd}} = \frac{1}{549.65} = 0.0018 < 1$$

En tenant compte du flambement

$$\frac{N_{sd}}{N_{b,rd}} = \frac{1}{499.68} = 0.0020 < 1$$

Les sections résistent à la compression

- ✓ **Vérification de la résistance à la flexion**

$$\frac{M_{sd}}{M_{c,rd}} = \frac{0.5}{61.18} = 0.0081 < 1$$

Les sections résistent à la flexion

4.2.4 Calcul selon l'AISI

a) Détermination de la section efficace

Poteau

Commentaire [D2]: Le calcul itératif est valable même pour le code AISI

L'âme: pb=200mm

L'âme est une paroi comprimée sur deux appuis

La contrainte est distribuée uniformément dans la paroi donc on prend $\Psi=+1$

k=4

$$\bar{\lambda}_p = \left(\frac{1,052}{\sqrt{K}} \right) \left(\frac{bp}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \left(\frac{1,052}{\sqrt{4}} \right) \left(\frac{200}{5} \right) \sqrt{\frac{320}{210000}} = 0.821$$

Donc $\bar{\lambda}_p > 0,673$

$$\rho = (1 - 0.22/\bar{\lambda}_p) / \bar{\lambda}_p = 0.8916$$

La condition $b_p/t \leq 219,76/\sqrt{f}$ est vérifiée

$$b_{eff} = \rho b_p = 0.8916 \times 200 = 176.3274mm$$

$$b_{e1} = 0.5 b_{eff} = 88.1637mm$$

$$b_{e2} = 0.5 b_{eff} = 88.1637mm$$

Les semelles 1 et 2 : bp=250mm

Les semelles sont en consol. La contrainte est distribuée en gradient dans la paroi. plutôt de calculer ψ , on calcule les valeurs de k pour $\psi=0$ et $\psi=1$ et on établit l'intervalle $0.43 \leq k \leq 1.7$ avec $k=0,578/(\Psi+0,34)$

Pour k=0.43

$$\bar{\lambda}_p = \left(\frac{1,052}{\sqrt{K}} \right) \left(\frac{bp}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \left(\frac{1,052}{\sqrt{0.43}} \right) \left(\frac{250}{5} \right) \sqrt{\frac{320}{210000}} = 3.1312$$

Donc $\bar{\lambda}_p > 0,673$

$$\rho = (1 - 0.22/\bar{\lambda}_p) / \bar{\lambda}_p = 0.2969$$

pour k = 1.7

$$\bar{\lambda}_p = \left(\frac{1,052}{\sqrt{K}} \right) \left(\frac{bp}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \left(\frac{1,052}{\sqrt{1.7}} \right) \left(\frac{250}{5} \right) \sqrt{\frac{320}{210000}} = 1.5748$$

Donc $\overline{\lambda p} > 0,673$

$$\rho = (1 - 0.22/\overline{\lambda p})/\overline{\lambda p} = 0.5462$$

La condition $b_p/t \leq 219,76/\sqrt{f}$ est vérifiée

On prend la valeur la plus défavorable

$$b_{eff} = \rho b_p = 0.2969 \times 250 = 74.2318mm$$

Ainsi, en utilisant ces valeurs de largeurs effectives de l'âme et des deux semelles, et après calcul on obtient la section efficace du poteau. Soit

$$A_{eff} = t \times \left(2b_{eff} + b_{e2} + b_{e1} + \pi \times \frac{50^2 - 45^2}{4} \right)$$

$$A_{eff} = 5 \times \left(2 * 74.2318 + (2 * 88.1637) + \pi \times \frac{50^2 - 45^2}{4} \right) = 4118.09mm^2$$

Poutre

L'âme: pb=200mm

L'âme est une paroi comprimée dans la zone inférieure et tendue la zone supérieure.

Alors on prend $\Psi=-1$ k=4

$$\overline{\lambda p} = \left(\frac{1,052}{\sqrt{K}} \right) \left(\frac{bp}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \left(\frac{1,052}{\sqrt{4}} \right) \left(\frac{200}{5} \right) \sqrt{\frac{320}{210000}} = 0.821$$

Donc $\overline{\lambda p} > 0,673$

$$\rho = (1 - 0.22/\overline{\lambda p})/\overline{\lambda p} = 0.8916$$

La condition $b_p/t \leq 219,76/\sqrt{f}$ est vérifiée

$$b_{eff} = \rho b_p = 0.8916 \times 200 = 176.3274mm$$

$$b_{e1} = 0.5b_{eff} = 88.1637mm$$

$$b_{e2} = 0.5b_{eff} = 88.1637mm$$

Les semelles 1 et 2 : bp=250mm

Paroi en console La contrainte est distribué uniformément dans la paroi donc on prend $\Psi=+1$ k=0.43

$$\bar{\lambda}_p = \left(\frac{1,052}{\sqrt{K}} \right) \left(\frac{b_p}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \left(\frac{1,052}{\sqrt{0,43}} \right) \left(\frac{250}{5} \right) \sqrt{\frac{320}{210000}} = 3,1312$$

Donc $\bar{\lambda}_p > 0,673$

$$\rho = (1 - 0,22/\bar{\lambda}_p) / \bar{\lambda}_p = 0,2969$$

La condition $b_p/t \leq 219,76/\sqrt{f}$ est vérifiée

$$b_{eff} = \rho b_p = 0,2969 \times 250 = 74,2318 \text{ mm}$$

Après calcul, on aura :

$$A_{eff} = t \times \left(2b_{eff} + b_{e2} + b_{e1} + \pi \times \frac{50^2 - 45^2}{4} \right)$$

$$A_{eff} = 5 \times \left(2 * 74,2318 + (2 * 88,1637) + \pi \times \frac{50^2 - 45^2}{4} \right) = 4118,09 \text{ mm}^2$$

b) Dimensionnement

Poteau

$$P_n = A_{eff} F_n$$

$$F_e = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{KL}{r} \right)^2} = \frac{\pi^2 210000}{\left(\frac{0,7 * 1000}{98,652} \right)^2} = 41165,62 \text{ N/mm}^2$$

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} = \sqrt{\frac{320}{41165,62}} = 0,088$$

$$\lambda_c \leq 1,5 \quad F_n = (0,658^{\lambda_c^2}) F_y = 318,96 \text{ N/mm}^2$$

$$P_n = A_{eff} F_n = 4118,09 * 318,96 * 10^{-3} = 1313,5 \text{ KN}$$

$$M_n = S_{eff} F_y = 212786,47 * 320 * 10^{-3} = 68,1 \text{ KN.m}$$

ASD:

$$\Omega_c = 1,8 \text{ (ASD)}$$

$$\Omega_b = 1,67 \text{ (ASD)}$$

$$\frac{\Omega_c P}{P_n} = \frac{1,8 * 1}{1313,5} = 1,37 * 10^{-3} \leq 0,15 \text{ On utilise}$$

$$\frac{\Omega_c P}{P_n} + \frac{\Omega_b M_y}{M_{ny}} = \frac{1,8 * 1}{1313,78} + \frac{1,67 * 0,5}{68,1} = 0,05 \leq 1$$

Donc la résistance du poteau est vérifiée

LRFD:

$$\phi_c = \begin{cases} 0,85 & (LRFD) \\ 0,8 & (LSD) \end{cases}$$

$$\phi_b = \begin{cases} 0,9 \text{ ou } 0,95 & (LRFD) \\ 0,9 & (LSD) \end{cases}$$

$$\frac{\Omega_c P}{P_n} = \frac{1,8 * 1}{1313,5} = 1,36 * 10^{-3} \leq 0,15 \text{ On utilise}$$

$$\frac{P}{\phi_c P_n} + \frac{M_x}{\phi_b M_{nx}} + \frac{M_y}{\phi_b M_{ny}} = \frac{1}{1313,5 * 0,85} + \frac{0,5}{68,1 * 0,95} = 7,62 * 10^{-3} \leq 1$$

Donc la résistance du poteau est vérifiée

Poutre

On ne tiendra pas compte du déversement. Car c'est compliqué analytiquement

$$M_n = S_{eff} F_y = 212786,47 * 320 * 10^{-3} = 68,1 \text{ KN.m}$$

ASD:

$$M \leq \frac{M_n}{\Omega_b} = 40,77 \text{ KN.m}$$

$$\Omega_b = 1,67 \text{ (ASD)}$$

LRFD:

$$M \leq \phi_b M_n = 61,29 \text{ KN.m} \text{ Pour LSD}$$

$$M \leq \phi_b M_n = 64,695 \text{ KN.m} \text{ Pour LRFD}$$

$$\phi_b = \begin{cases} 0,95 & (LRFD) \\ 0,9 & (LSD) \end{cases}$$

Donc la résistance de la poutre est vérifiée

On peut conclure que la structure résiste aux sollicitations à laquelle elle est soumise en suivant l'AISI.

Ainsi, après avoir traité l'exemple selon les deux codes, l'eurocode et l'AISI, on peut dire que la détermination de la section efficace reste une étape plus ou moins difficile et peut être longue dans le cas de structures à plusieurs éléments. A mon avis, contourner le calcul de la section efficace serait intéressant comme dans le cas de la toute nouvelle méthode (DSM).

Dans les étapes de calcul de l'eurocode, il est primordial de calculer les contraintes et les comparer à la contrainte maximale alors que dans l'AISI on utilise directement la contrainte limite élastique. Par contre pour la résistance l'eurocode est plus simple car on est habitué à lui. C'est facile à calculer manuellement. Ce qui pose problème chez l'AISI c'est le déversement c'est difficile à calculer puisque il faut avoir J (Constante de torsion de saint venant)

4.3 Conclusion

Bien que l'exemple traité reste très simple, cependant on peut tirer certaines remarques et points intéressants. Les deux codes de calcul, Eurocode et AISI présentent certains avantages et certains inconvénients dans leur prise en compte de calcul des structures formés à froid.

Dans le cas des structures à parois sans raidisseurs, l'eurocode considère deux cas, celui où la contrainte de compression $\sigma_{com,Ed}$ est égale à la contrainte maximale f_{yb}/γ_{MI} et l'autre cas où cette contrainte compression n'atteint pas le maximum f_{yb}/γ_{MI} .

Ce n'est pas le cas de l'AISI qui utilise simplement la contrainte maximale qui est la limite élastique f_y .

Pour la détermination du coefficient de voilement et des largeurs efficaces, les deux codes utilisent la même philosophie avec des formules développées différemment et avec les mêmes types de paramètres (ψ , k , λ) en fonction des distributions des contraintes (voir tableaux (2.4), (2.5), (3.1) et (3.2)).

Dans le cas des structures à parois avec raidisseurs, l'eurocode passe par une procédure itérative pour déterminer la largeur efficace alors que l'AISI suit une méthode plus simple par un calcul direct.

En conclusion, choisir l'un ou l'autre code demande plus d'exemple à traiter et surtout d'exemples complexes. Cependant, le fait que l'AISI accepte plusieurs méthodes (ASD, LSD, LRFD et la DSM) le rend plus flexible et adaptable à beaucoup de situation. Suit une méthode plus simple par un calcul directe.

Conclusion

Conclusion Générale

Les profilés formés à froid sont des éléments qui deviennent de plus en plus utilisés dans le domaine de la construction. Leurs modes de fabrication à partir de tôles minces les rendent plus légères et plus économiques. 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 à parois minces sont actuellement moins utilisés dans la réalisation de structures importantes, et beaucoup de travaux sont conduits pour comprendre le comportement de ces types de structures. Ces travaux ont permis l'élaboration de certains codes de calcul qui restent des références dans le domaine des profilés formés à froid. Cependant, beaucoup de choses restent à faire pour le calcul des structures formées de profilés minces formés à froid.

Pour comprendre le phénomène d'instabilité des éléments formés à froid, on a recours à deux codes de calcul, les plus utilisés, à savoir le code européen (Eurocode) et le code américain (AISI). Ces deux codes, dans leur philosophie de calcul de ce type de profilés repose sur le principe de la largeur effective, concept qui a été introduit pour la première fois par Von Karman en 1932 puis modifié par Winter en 1947. Ce principe constitue actuellement la base de la plupart des codes de calcul des profilés minces formés à froid. Cependant, dans le code américain une nouvelle tendance existe, bien qu'elle soit encore timide, dans la procédure de calcul qui utilise directement les contraintes sans passer par le calcul de la largeur effective, c'est ce qu'on appelle la méthode de la résistance directe (DSM).

Concernant l'eurocode, la procédure de calcul des profilés laminés à chaud est utilisée pour les profilés formés à froid, sauf que ça nécessite la détermination de la section efficace, chose qui n'est pas simple.

De l'autre côté, l'AISI est le premier code qui a pris en considération les profilés formés à froid. La procédure est plus claire et un des avantages, il ya plusieurs méthodes qu'on peut les utiliser pour la vérification des structures formés à froid. Néanmoins, certains paramètres difficiles à les déterminer rendent le calcul manuel un peu compliqué.

L'exemple simple utilisé pour la vérification des structures composées d'éléments formés à froid, reste très limité quand à la généralisation des conclusions, mais il a le mérite de définir en détail les procédures de calcul selon les deux codes.

Enfin, ce travail n'est qu'une première lecture des méthodes de dimensionnement des structures en profilés formés à froid à partir des deux codes choisis, il a besoin d'être plus affiné, en utilisant plusieurs exemples et en visant à réellement comparé les codes afin de définir les avantages et les inconvénients de chaque code.

Annexe A :

On détermine J grâce à β_y . Ce dernier est calculé par la méthode suivante (W. W. FU & R. A. Laboube 2010)

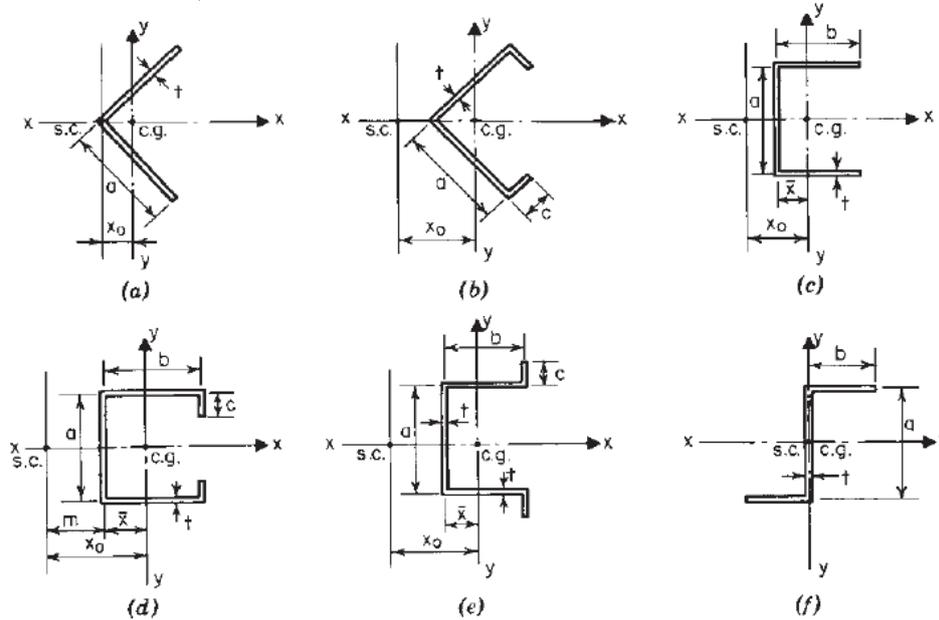


Figure A.1: différents types de sections avec leurs paramètres géométriques a , b , c et x_0

A , b , c représentent les dimensions de la section par rapport à aux axes du milieu des sections de l'âme et la semelle.

$$\beta_y = \frac{\beta_w + \beta_f + \beta_1}{I_y} - 2x_0$$

Cas de la section (figure 3.3c) :

$$x_0 = \frac{b^2}{a+2b} + \frac{3b^2}{6b+a}$$

$$\beta_1 = 0$$

$$\beta_w = \frac{1}{12} t \bar{x} a^3 + t \bar{x}^3 a$$

$$\beta_f = \frac{1}{12} t [(\bar{x} + b)^4 - \bar{x}^4] + \frac{1}{4} a^2 t [(\bar{x} + b)^2 - \bar{x}^2]$$

$$\bar{x} = \frac{b^2}{a + 2b}$$

Cas de la section (figure 3.3 e) :

$$x_0 = \frac{bt(b+2c)}{A} + \frac{bt}{12I_x} (6ca^2 + 3a^2b - 8c^3)$$

β_f et β_w sont déterminés par les mêmes équations précédentes

$$\beta_1 = 2ct(\bar{x} + b)^3 + \frac{2}{3}t(\bar{x} + b)\left[\left(\frac{1}{2}a + c\right)^3 - \left(\frac{1}{2}a\right)^3\right]$$

$$\bar{x} = \frac{b(b + 2c)}{a + 2b + 2c}$$

Cas de la section (figure 3.3d) :

$$x_0 = \frac{bt(b+2c)}{A} + \frac{bt}{12I_x}(6ca^2 + 3a^2b - 8c^3)$$

β_f et β_w sont déterminés par les mêmes équations précédentes

$$\beta_1 = 2ct(\bar{x} + b)^3 + \frac{2}{3}t(\bar{x} + b)\left[\left(\frac{1}{2}a\right)^3 - \left(\frac{1}{2}a - c\right)^3\right]$$

$$\bar{x} = \frac{b(b + 2c)}{a + 2b + 2c}$$

Cas de la section (figure 3.3b) :

$$x_0 = \frac{a + c}{\sqrt{2}} + \frac{tac^2}{3\sqrt{2}I_x}(3a - 2c)$$

$$\beta_w = 0$$

$$\beta_f = \frac{t}{\sqrt{2}}\left[(\bar{x} + b')^4 - \bar{x}^4 + \frac{4}{3}b'^3\bar{x} + b'^4 - (\bar{x} + b')^4\right]$$

$$\beta_1 = \frac{t}{\sqrt{2}}\left[\frac{4}{3}(\bar{x} + 2b')[b'^3 - (b' - c')^3] - b'^4 + (b' - c')^4\right]$$

$$\bar{x} = \frac{a + c}{2\sqrt{2}}$$

Avec $b' = \frac{a}{\sqrt{2}}$ et $c' = \frac{c}{\sqrt{2}}$

REFERENCES

A.Gherzi, R.Landolfo et F.M.Mazzolani. 2001. *Design of Metallic Cold-formed Thin-walled Members*. s.l. : London and New York, 2001.

AFNOR (2007). *ENV1993-1-3*. s.l. : AFNOR, 2007.

M. Murray, Thomas, S. Ellifritt, Duane et J. Hancock, Gregory. 2001. *cold formed steel structures to the AISI specification*. s.l. : Marcel decker, 2001.

Purkiss, J.A. et Martin, L.H. 2008. *Structural Design of Steelwork*. s.l. : elsevier, 2008.

SOKOL-PALISSON, anna et SOKOL, leopold. *Construction mince*. s.l.: technique d'ingénieur.

Yu, Wei wen et A.Laboube, Roger. 2010. *cold fomed steel design*. s.l. : john wiley&sons, 2010.

Design manual for stainless steel, euro inox, 2006

A Megnounif (2007), *Etude de la stabilité non linéaire des profils forms à froid*” Thèse de doctorat, université de Tlemcen.

Résumé :

Les profilés mince ou profilé formé à froid sont très utilisés dans le secteur d'industrie comme l'automobile, l'aviation et d'autres équipements. Ils sont encore peu utilisés dans la construction en temps qu'éléments structuraux, Cependant ils ont réussi à tracer leur chemin dans la charpente métallique. Le but de ce travail est de présenter la méthode réglementaire de dimensionnement des structures en profilés formés à froid suivant l'eurocode et l'AISI en montrant leur spécificités.

Mot clés : profilé formé à froid, profilé mince, instabilité local, section efficace.

Abstract:

Thin walled members or cold formed steel are widely used in industry such automotive, aviation and other equipment. They are still not widely used in construction as structural elements; hence they managed to make their own way in steel structure. The aim of this work is to present the regular method of designing cold formed steel structures following EUROCODE and AISI showing their specificities.

Key word: thin walled members, cold formed steel, local buckling, efficacy area.

ملخص

القطع الرقيقة او القطع المشكلة علي البارد تستخدم علي نطاق واسع في الصناعة مثل السيارات و الطيران و غيرها من المعدات الا انها ليست واسعة الانتشار في مجال البناء و لكنها تمكنت من شق طريقها في الانشاءات المعدنية. الهدف من هذا العمل هو تقديم الطريقة التنظيمية لحساب منشآت مشكلة من القطع المشكلة علي البارد وفقا للتنظيم الاوروبي للبناء و التنظيم الامريكي مع اظهار خصائصهم.

كلمات مفتاحيه : القطع الرقيقة، القطع المشكلة علي البارد، الانبعاج محلي، المساحة الفعالة