

Structures en acier inoxydable
Guide de conception
(Troisième édition)

© 2006 Euro Inox et le Steel Construction Institute

ISBN 2-87997-205-1
(Première édition : ISBN 2-87997-038-5)

Euro Inox et le Steel Construction Institute ont tout mis en œuvre pour que les informations données ici soient techniquement exactes. Cependant, le lecteur est avisé que le contenu de ce document n'a comme objectif que de mettre à sa disposition des informations générales. Euro Inox, le Steel Construction Institute et tout autre partenaire contribuant spécifiquement dénie toute responsabilité pour perte, dommage ou blessure, résultant de l'utilisation des informations contenues dans la présente publication.

CD-ROM, 7 langues ISBN 2-87997-187-X

Version anglaise	ISBN 2-87997-204-3
Version finnoise	ISBN 2-87997-208-6
Version allemande	ISBN 2-87997-210-8
Version italienne	ISBN 2-87997-206-X
Version espagnole	ISBN 2-87997-207-8
Version suédoise	ISBN 2-87997-209-4

PRÉFACE

Troisième édition

Cette troisième édition du guide de conception a été préparée par le Steel Construction Institute comme un document contractuel du projet de valorisation RFCS – *Structural design of cold worked austenitic stainless steel* (contrat RFS2-CT-2005-00036). C'est la révision complète de la deuxième édition dont la portée a été étendue aux aciers inoxydables austénitiques formés à froid et qui a été entièrement actualisée avec les nouvelles références des Eurocodes. Cette troisième édition se réfère donc aux parties appropriées de l'EN 1990, de l'EN 1991 et de l'EN 1993. L'approche ingénierie incendie du Chapitre 7 a été actualisée et de nouveaux paragraphes sur la durabilité des aciers inoxydables dans les sols et le bilan financier du cycle de vie ont été ajoutés.

Trois nouveaux exemples de calcul ont été introduits pour démontrer l'intérêt d'utiliser l'acier inoxydable formé à froid. Ils ont été élaborés par les partenaires suivants :

- L'Université Polytechnique de Catalogne (UPC)
- L'Institut Suédois de Construction Métallique (SBI)
- Le Centre de Recherche Technique de Finlande (VTT)

Un Comité de pilotage de projet, comprenant des représentants de chaque organisme partenaire et des organisations de parrainage, a surveillé le travail et a contribué au développement du guide de conception. Les organisations qui suivent ont participé à la préparation de la 3^{ème} édition :

- Le Steel Construction Institute (SCI) (coordinateur du projet)
- Centro Sviluppo Materiali (CSM)
- Le CUST, Université Blaise Pascal de Clermont-Ferrand
- Euro Inox
- RWTH, Institut de Construction Métallique, Aix-La-Chapelle
- VTT, Centre de Recherche Technique de Finlande
- L'Institut Suédois de Construction Métallique (SBI)
- L'Université Polytechnique de Catalogne (UPC)

La contribution française a été assurée par Hamid Bouchaïr et Jean-Pierre Muzeau (CUST).

Préface à la seconde édition

Ce nouveau guide de conception a été élaboré par *The Steel Construction Institute* dans le cadre du projet de valorisation aidé par la CECA, – *Développement de l'utilisation de l'acier inoxydable dans la construction* (contrat 7215-PP-056). Il constitue une révision complète du *Guide de conception pour l'acier inoxydable de construction*, qui a été élaboré par *The Steel Construction Institute* de 1989 à 1992 et publié, en anglais, par Euro Inox en 1994.

Dans sa première édition en français, ce guide de conception tient donc compte des progrès réalisés dans la connaissance du comportement structurel de l'acier inoxydable ces 10 dernières années. En particulier, il comprend les nouvelles recommandations de calcul issues du projet financé par la CECA et récemment achevé, *Développement de l'utilisation de l'acier inoxydable dans la construction* (contrat 7210-SA/842), qui a conduit à étendre

l'objet du présent guide au calcul de la résistance au feu. Au cours des 10 dernières années, un grand nombre de nouvelles normes européennes ont été publiées en ce qui concerne l'acier inoxydable : matériaux, fixation, fabrication, montage, soudage, etc. Ce guide a été actualisé de sorte à faire référence aux normes actuelles et aux données figurant dans ces normes.

Un comité de pilotage de projet, comprenant des représentants de chaque organisme partenaire, sous-traitant et de parrainage, a supervisé les travaux et a contribué à l'élaboration du guide.

Les exemples pratiques ont été réalisés par les partenaires suivants :

- Centre Technique Industriel de la Construction Métallique (CTICM)
- Luleå Institute of Technology
- Technical Research Centre of Finland (VTT)
- RWTH Aachen
- The Steel Construction Institute (SCI)

Les personnes suivantes ont participé au comité de pilotage ; certaines parmi elles ont aussi complété les exemples de calcul :

Nancy Baddoo	The Steel Construction Institute
Massimo Barteri	Centro Sviluppo Materiali (CSM)
Bassam Burgan	The Steel Construction Institute
Helena Burstrand Knutsson	Swedish Institute of Steel Construction (SBI)
Lars Hamrebjörk	Swedish Institute of Steel Construction (SBI)
Jouko Kouhi	Technical Research Centre of Finland (VTT)
Roland Martland	Health and Safety Executive (UK)
Enrique Mirambell	Universitat Politècnica de Catalunya (UPC)
Anders Olsson	AvestaPolarit AB (<i>auparavant</i> , Luleå Inst. of Technology)
Thomas Pauly	Euro Inox
Esther Real	Universitat Politècnica de Catalunya (UPC)
Ivor Ryan	Centre Technique Industriel de la Construction Métallique
Heiko Stangenberg	RWTH Aachen Institute of Steel Construction
Asko Talja	Technical Research Centre of Finland (VTT)

REMERCIEMENTS

Les organismes qui suivent ont contribué financièrement à l'édition de ce guide de conception :

- Le Fond de Recherche pour le Charbon et l'Acier (RFCS) (*précédemment*, la Communauté Européenne du Charbon et de l'Acier (CECA))
- Euro Inox

Qu'ils soient sincèrement remerciés pour l'aide qu'ils ont apportée.

La présente contribution et les deux éditions précédentes réalisées par les producteurs d'acier inoxydable européens et les autres organisations sont également vivement remerciées.

AVANT-PROPOS

Ce guide de conception a été élaboré à l'usage d'ingénieurs dûment qualifiés et expérimentés dans le calcul des structures en acier au carbone, mais pas nécessairement des structures en acier inoxydable. Il n'est en aucun cas destiné à avoir un statut légal ni à dégager l'ingénieur de sa responsabilité quant à la réalisation d'une structure sûre et fonctionnelle.

Ce guide est divisé en deux parties :

- Partie I - Recommandations
- Partie II - Exemples de calculs

Les recommandations de la Partie I sont formulées en termes de concept d'états limites et, pour l'essentiel, sont en accord avec les parties suivantes de l'Eurocode 3 *Calcul des structures en acier* :

EN 1993-1-1 *Calcul des structures en acier : Règles générales et règles pour les bâtiments*

EN 1993-1-2 *Calcul des structures en acier : Calcul du comportement au feu*

EN 1993-1-3 *Calcul des structures en acier : Profilés et plaques à parois formés à froid*

EN 1993-1-4 *Calcul des structures en acier : Aciers inoxydables*

EN 1993-1-5 *Calcul des structures en acier : Plaques planes chargées dans leur plan*

EN 1993-1-8 *Calcul des structures en acier : Calcul des assemblages*

EN 1993-1-9 *Calcul des structures en acier : Fatigue*

EN 1993-1-10 *Calcul des structures en acier : Choix des qualités d'acier*

Ce guide donne les valeurs recommandées pour certains facteurs. Ces valeurs sont susceptibles de modifications au niveau national par l'intermédiaire d'Annexes Nationales.

Les exemples de calcul contenus dans la Partie II illustrent l'utilisation des recommandations. Un système de références croisées indique la partie des exemples correspondant à une recommandation particulière.

Les recommandations et les exemples de calcul sont disponibles en ligne sur le site Steelbiz, un système d'information technique du SCI (www.steelbiz.org), et sur le site web d'Euro Inox (www.euro-inox.org). Ces recommandations font également l'objet d'un Commentaire, lui aussi disponible à ces mêmes adresses, et qui comprend une liste complète de références. Le but du Commentaire est de permettre au concepteur d'évaluer les bases des recommandations et de faciliter le développement des révisions quand les nouvelles données deviendront disponibles. A cette occasion sont présentés les résultats de différents programmes d'essais menés spécifiquement pour fournir les données pour ce guide. Les recommandations, exemples de calcul et le Commentaire sont également disponibles sur un CD diffusé par Euro Inox.

Des outils de calcul en ligne sont disponibles sur le site www.steel-stainless.org/software, pour les barres en acier inoxydable formées à froid soumises à la traction, la compression ou

la flexion. Ces outils permettent de calculer les caractéristiques des sections et les résistances calculées conformément au présent guide.

Les recommandations présentées dans ce document sont basées sur les meilleures connaissances disponibles au moment de la publication. Toutefois, aucune responsabilité d'aucune sorte pour des blessures, décès, pertes, dommages ou retards, quelles que soient leurs causes, découlant de l'utilisation de ces recommandations ne peut être acceptée par les auteurs de ce guide ou par d'autres partenaires associés à leur élaboration.

Table des matières

	Page n°
PRÉFACE	iii
REMERCIEMENTS	iv
AVANT-PROPOS	v
PARTIE I – RECOMMANDATIONS	
1 INTRODUCTION	1
1.1 Objet	1
1.2 Symboles	1
1.3 Conventions pour les axes des éléments	3
1.4 Unités	3
2 BASES DE CALCUL	5
2.1 Exigences générale	5
2.2 Calcul aux états limites	5
2.3 Charges	7
3 MATÉRIAUX : CARACTÉRISTIQUES, CHOIX ET DURABILITÉ	11
3.1 Nuances d'acier	11
3.2 Comportement mécanique et valeurs de calcul des caractéristiques	17
3.3 Caractéristiques physiques	22
3.4 Effets de la température	23
3.5 Coût du cycle de vie	23
3.6 Choix des matériaux	24
3.7 Durabilité	27
4 CARACTÉRISTIQUES DES SECTIONS	37
4.1 Généralités	37
4.2 Rapports largeur-épaisseur maximum	37
4.3 Classification des sections transversales	37
4.4 Largeurs efficaces	41
4.5 Parois raidies	46
4.6 Calcul des caractéristiques des sections	49
4.7 Résistances des sections transversales	52
5 DIMENSIONNEMENT DES BARRES	57
5.1 Introduction	57
5.2 Barres tendues	57
5.3 Barres comprimées	57
5.4 Barres fléchies	61
5.5 Barres soumises à des combinaisons de charges axiales et de moments fléchissants	71
6 DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES	74
6.1 Recommandations générales	74
6.2 Attaches boulonnées	76
6.3 Fixations mécaniques pour les tôles minces	81
6.4 Attaches soudées	81

7	CALCUL DE RÉSISTANCE AU FEU	86
7.1	Généralités	86
7.2	Caractéristiques mécaniques aux températures élevées	86
7.3	Caractéristiques thermiques aux températures élevées	89
7.4	Détermination de la résistance au feu des structures	90
8	FATIGUE	98
9	ESSAIS	99
9.1	Généralités	99
9.2	Détermination de la courbe contrainte-déformation	99
9.3	Essais réalisés sur les éléments	99
10	ASPECTS CONCERNANT LA FABRICATION	101
10.1	Introduction	101
10.2	Stockage et manutention	102
10.3	Opérations de formage	103
10.4	Soudage	104
10.5	Blessures et grippage	109
10.6	Finitions	110
	PARTIE II – EXEMPLES DE CALCUL	121
1	Poteau en profil creux circulaire	123
2	Poteau comprimé-fléchi constitué d'une section soudée en I	127
3	Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées	133
4	Résistance à la fatigue dans un assemblage soudé de tubes à sections rectangulaire	141
5	Assemblage soudé	145
6	Assemblage boulonné	155
7	Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée	163
8	Résistance aux charges transversales concentrées	171
9	Poutre avec semelle comprimée non maintenue	179
10	Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi	189
11	Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées	199
12	Calcul d'une section en C à bords tombés	207
13	Ferme en treillis constituée de profils creux	217

PARTIE 1 - RECOMMANDATIONS

1 INTRODUCTION

1.1 Objet

Les recommandations données dans cette partie du guide s'appliquent à des nuances typiques d'aciers inoxydables utilisés en construction. Ces recommandations sont essentiellement destinées au dimensionnement d'éléments et de composants structuraux secondaires de bâtiments, d'installations offshore et de structures similaires. Il convient de ne pas les appliquer à des structures particulières telles celles utilisées dans les installations nucléaires ou les récipients sous pression pour lesquelles il existe déjà des normes spécifiques d'application pour les aciers inoxydables.

Ces recommandations concernent le comportement des matériaux, le dimensionnement des éléments formés à froid et des éléments soudés ainsi que leur assemblage. Elles sont applicables aux nuances d'acier inoxydable austénitique et duplex typiquement utilisées dans les applications architecturales ou de construction. Les recommandations ont été formulées selon la philosophie d'états limites.

1.2 Symboles

D'une manière générale, les symboles utilisés dans ce guide de conception sont identiques à ceux utilisés dans l'EN 1993-1-1 : Eurocode 3, *Règles générales. Règles pour les bâtiments*. Les indices sont largement utilisés, par ex. $N_{b,z,Rd}$ représente la résistance de calcul (indice Rd) d'un poteau soumis à une charge axiale (N) résultant du flambement (indice b) selon l'axe faible (indice z).

Les dimensions et les axes des sections sont illustrés à la Figure 1.1. Il est à noter que, contrairement à la pratique couramment en vigueur dans de nombreux pays, l'axe fort d'une section est normalement y-y et l'axe faible z-z, cf. Partie 1.3.

Majuscules latines

A	Action accidentelle ; aire
C	Valeur fixe ; facteur
E	Module d'élasticité ; effet d'actions
F	Action ; force
G	Action permanente ; module de cisaillement
I	Moment d'inertie de flexion
L	Longueur ; portée ; longueur d'épure
M	Moment de flexion
N	Effort axial
Q	Action variable
R	Résistance
V	Effort tranchant
W	Module de résistance

Majuscules grecques

Δ	Différence de ... (précède le symbole principal)
----------	--

Minuscules latines

<i>a</i>	Distance entre raidisseurs ; épaisseur de gorge d'une soudure
<i>b</i>	Largeur
<i>c</i>	Distance ; partie en console
<i>d</i>	Diamètre ; hauteur (profondeur)
<i>e</i>	Excentricité ; décalage d'axe neutre ; pince longitudinale ; pince transversale
<i>f</i>	Résistance (d'un matériau)
<i>g</i>	Espace
<i>h</i>	Hauteur
<i>i</i>	Rayon de giration ; nombre entier
<i>k</i>	Coefficient ; facteur
<i>l</i>	Longueur de flambement
<i>m</i>	Constante
<i>n</i>	Nombre de ...
<i>p</i>	Pas ; espacement
<i>q</i>	Force répartie
<i>r</i>	Rayon ; rayon de racine
<i>s</i>	Pas en quinconce
<i>t</i>	Épaisseur
<i>uu</i>	Axe fort
<i>vv</i>	Axe faible
<i>w</i>	Déformation en ondulation
<i>xx, yy, zz</i>	Axes orthonormés

Minuscules grecques

α	(alpha)	Rapport ; facteur
β	(beta)	Rapport ; facteur
γ	(gamma)	Coefficient partiel
ε	(epsilon)	Déformation ; coefficient = $\sqrt{\frac{235 E}{210000 f_y}}$
λ	(lambda)	Rapport d'élancement (une barre au-dessus du symbole signifie adimensionnel)
ρ	(rho)	Coefficient de réduction
σ	(sigma)	Contrainte normale
τ	(tau)	Contrainte de cisaillement
φ	(phi)	Rapport
χ	(chi)	Coefficient de réduction (pour le flambement)
ψ	(psi)	Rapport de contraintes ; coefficient de réduction

Indices

<i>a</i>	Moyen
<i>b</i>	Appui ; flambement ; boulon
<i>c</i>	Section transversale
<i>cr</i>	Critique
<i>d</i>	Calcul
<i>E</i>	Euler
<i>eff</i>	Efficace
<i>e</i>	Efficace (avec autre indice)
<i>el</i>	Élastique
<i>f</i>	Semelle
<i>g</i>	Brut
<i>i,j,k</i>	Indices (remplacer par un chiffre)

k	Caractéristique
LT	Déversement
M	(Prise en compte de) moment fléchissant
N	(Prise en compte de) effort axial
net	Net
o	Initial
pl	Plastique
R	Résistance
r	Valeur réduite
S	Sollicitation ; sécant
s	Effort de traction (aire) ; sécant ; raidisseur
t	Traction ; de traction ; torsion
u	Axe fort de section transversale ; ultime
V	(Prise en compte de) effort tranchant
v	Cisaillement ; axe faible de section transversale
w	Âme ; soudure ; gauchissement
x	Axe suivant la longueur de l'élément
y	Plastification ; axe de section transversale (axe fort sauf pour les sections non-symétriques)
z	Axe de section transversale (axe faible sauf pour les sections non-symétriques)
σ	Contrainte normale
τ	Contrainte de cisaillement

1.3 Conventions pour les axes des éléments

De manière générale, la convention adoptée pour les axes des éléments est la suivante :

- xx suivant la longueur de l'élément.
- yy axe de section transversale perpendiculaire à l'âme, ou à l'aile la plus grande dans le cas de cornières.
- zz axe de section transversale parallèle à l'âme, ou à l'aile la plus grande dans le cas de cornières.

L'axe yy est normalement l'axe fort de la section et l'axe zz est normalement l'axe faible. Pour les cornières, les axes fort et faible (uu et vv) sont inclinés vers les axes yy et zz, cf. Figure 1.1.

La convention à utiliser pour les indices indiquant les axes pour les moments est la suivante :

« Utiliser l'axe autour duquel agit le moment ».

Par exemple, pour une section en I, un moment s'exerçant dans le plan de l'âme est noté M_y car il agit par rapport à l'axe de section transversale perpendiculaire à l'âme.

1.4 Unités

Pour les calculs, l'utilisation des unités suivantes est recommandée :

- forces et charges kN, kN/m, kN/m²
- masse unitaire kg/m³
- poids unitaire kN/m³

- contraintes et résistances MPa (= MN/m² ou N/mm²)
- moments fléchissants kN.m

Soulignons que, en accord avec la pratique européenne, la virgule « , » est utilisée pour séparer la partie entière de la partie décimale.

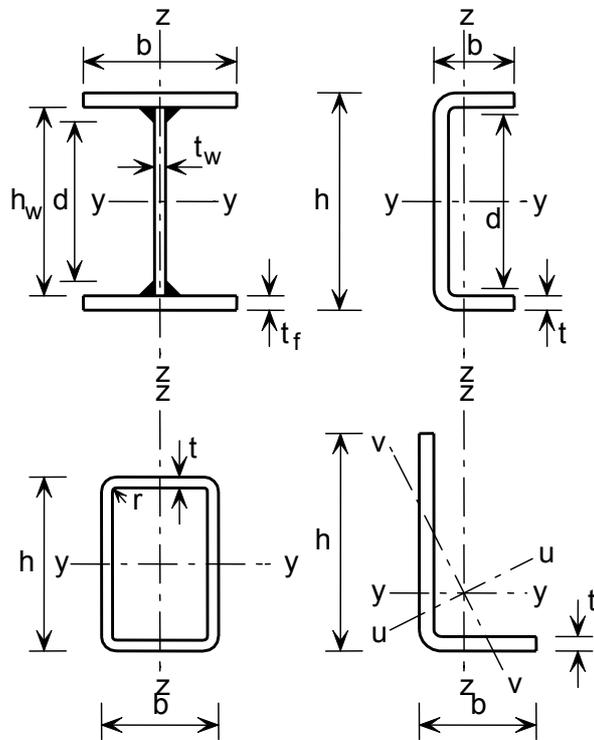


Figure 1.1 *Dimensions et axes des sections*

2 BASES DE CALCUL

2.1 Exigences générale

Il convient qu'une structure soit dimensionnée et fabriquée de sorte à :

- rester apte à l'usage pendant sa durée de vie prévue
- résister aux charges pouvant survenir au cours de la construction, de l'installation et de l'utilisation
- localiser les dommages résultant de surcharges accidentelles
- posséder une durabilité appropriée par rapport aux coûts d'entretien.

Les exigences énoncées ci-dessus peuvent être satisfaites en utilisant des matériaux adéquats, des justifications et des dispositions constructives appropriées, et en spécifiant des procédures de contrôle de qualité pour la construction et la maintenance.

Il convient de dimensionner les structures en étudiant tous les états limites appropriés.

2.2 Calcul aux états limites

Les états limites sont des conditions limites qui, lorsqu'elles sont dépassées, rendent la structure incapable de satisfaire les performances requises. Trois classes d'états limites sont reconnues : les états limites ultimes, les états limites de service et les états limites de durabilité. Les états limites ultimes sont ceux qui, lorsqu'ils sont dépassés, peuvent entraîner l'effondrement de tout ou partie de la structure, mettant en danger la sécurité des personnes. Les états limites de service correspondent aux états au-delà desquels les critères de service spécifiés ne sont plus satisfaits. Les états limites de durabilité peuvent être considérés comme un sous-ensemble des états limites ultimes et de service selon que, par exemple, la corrosion affecte la résistance de la structure ou son aspect esthétique. Des exemples de ces états limites sont donnés ci-dessous :

État Limite Ultime (ELU)

- Résistance (y compris plastification générale, rupture, flambement et transformation en mécanisme)
- Stabilité contre le renversement et le déplacement latéral
- Rupture provoquée par la fatigue

État Limite de Service (ELS)

- Flèche
- Vibration (par ex. oscillation induite par le vent)
- Dommages réparables provoqués par la fatigue
- Fluage

État Limite de Durabilité

- Corrosion
- Stabilité métallurgique

États limites ultimes

Pour les états limites ultimes, des relations de la forme suivante doivent être satisfaites :

$$E_d \leq R_d \quad (2.1)$$

où :

- E_d est la valeur de calcul de l'effet des actions, c'est-à-dire des sollicitations exercées dans la barre ou l'élément considéré provoquées par les charges appliquées pondérées qui agissent sur la structure (cf. Partie 2.3), et
- R_d est la résistance de calcul correspondante donnée dans la clause appropriée des présentes recommandations.

La résistance de calcul, R_d , est donnée en général comme R_k/γ_M où R_k représente une résistance caractéristique et γ_M un coefficient partiel. Le coefficient partiel γ_M peut prendre différentes valeurs. Le Tableau 2.1 donne les valeurs de γ_M à utiliser avec ce guide. Elles sont tirées de l'EN 1993-1-4 et de l'EN 1993-1-8. Il convient de se référer aussi à l'Annexe Nationale (AN) de l'EN 1993-1-4 et aux autres parties de l'EN 1993 du pays pour lequel la structure est conçue, car elle peut fournir les valeurs modifiées de γ_M qui devraient être utilisées au lieu de celle données dans le Tableau 2.1. Si une Annexe Nationale n'est pas disponible, il convient de convenir des coefficients γ_M avec le client et l'autorité compétente.

Comme alternative à l'évaluation de la résistance de calcul par analyse, les essais de matériaux, éléments et structures sont autorisés (cf. recommandations données au Chapitre 9).

Tableau 2.1 Valeurs de γ_M recommandées

Pour la résistance :	Symbole	Valeur (EN 1993-1-4)
des sections transversales soumises à une plastification excessive en tenant compte du voilement local	γ_{M0}	1,10
des barres aux instabilités, évaluée par vérification de barres	γ_{M1}	1,10
à la rupture des sections transversales en traction	γ_{M2}	1,25
des éléments de fixation, soudures, axes d'articulation et plaques en pression diamétrale	γ_{M2}	1,25
Pour la résistance des :	Symbole	Valeur (EN 1993-1-8)
assemblages dans les poutres à treillis en profils creux	γ_{M5}	1,00
axes d'articulations à l'état limite de service	$\gamma_{M6,ser}$	1,00

États limites de service

La relation correspondante pour les états limites de service est la suivante :

$$E_d \leq C_d \quad (2.2)$$

où :

E_d est la valeur de calcul des effets d'actions spécifiées dans le critère d'aptitude au service, par ex. la flèche sous les efforts et les moments dans la barre dus aux charges appliquées non pondérées (F_k , voir Partie 2.3.4), et

C_d est la valeur limite de calcul du critère d'aptitude au service considéré.

États limites de durabilité

Ces états exigent l'étude des phénomènes de corrosion dont il est question à la Partie 3.7.

2.3 Charges

2.3.1 Généralités

Dans les Eurocodes, le chargement est exprimé en termes d'« actions ». Une « action » est définie comme suit :

- Un ensemble de forces (charges) appliquées à la structure (action directe),
- Un ensemble de déformations ou accélérations imposées résultant, par exemple, des changements de température, de la variation d'humidité, du tassement différé ou des tremblements de terre (action indirecte).

Des valeurs caractéristiques (F_k) des actions individuelles sont spécifiées :

- Dans l'EN 1991 *Actions exercées sur les structures* (en prenant en compte d'éventuels compléments et/ou les modifications apportées par l'Annexe Nationale correspondante) ou autre code de chargement approprié, ou
- par le client, ou par le concepteur en concertation avec le client, à condition que les dispositions minimales spécifiées dans les codes de chargement appropriés ou par une autorité compétente soient respectées.

Les valeurs de calcul des actions individuelles (F_d) sont obtenues en multipliant les actions caractéristiques par des coefficients partiels (γ_F)

Le cas de charge de calcul est établi en prenant en compte toutes les combinaisons d'actions réalistes et en identifiant le cas critique.

2.3.2 État limite ultime – Charges pondérées pour les constructions terrestres

Les types d'actions suivants sont reconnus :

- Actions « Permanentes » (G) – par ex. poids propre des structures, accessoires, services et équipements fixes.
- Actions « Variables » (Q) – par ex. charges d'exploitation, actions du vent, charges de neige et charges thermiques.
- Actions « Accidentelles » (A) – par ex. explosions, incendie et chocs de véhicules.

L'EN 1990 *Bases de calcul des structures* donne des combinaisons d'actions à utiliser pour le calcul des bâtiments et les valeurs recommandées pour les coefficients partiels pour les actions (γ_F). Il convient de se référer aussi à l'Annexe Nationale de l'EN 1990 du pays pour lequel la structure est conçue, car il peut fournir les valeurs modifiées de γ_F qui devraient être utilisées au lieu des valeurs recommandées. L'Annexe Nationale fournit également des valeurs recommandées pour les coefficients de combinaison (coefficients ψ) et les actions permanentes défavorables (coefficients ξ). (Si une Annexe Nationale n'est pas disponible, alors les coefficients γ_F , ψ et ξ doivent être choisis en accord avec l'autorité nationale compétente.) Il convient de se référer à l'Annexe Nationale de l'EN 1991 pour ce qui concerne les valeurs numériques des charges.

Comme indiqué dans l'EN 1990, en utilisation normale, c'est-à-dire dans les situations de projet non accidentelles, il convient d'exprimer les combinaisons d'actions sous la forme :

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (2.3)$$

ou, comme alternative, la plus défavorable des deux expressions suivantes :

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} \psi_{0,i} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (2.4a)$$

$$\sum_{j \geq 1} \xi_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (2.4b)$$

où :

$G_{k,j}$ est la valeur caractéristique de l'action permanente j

$Q_{k,1}$ est la valeur caractéristique de l'action 1 variable dominante (c'est-à-dire l'action variable la plus défavorable)

$Q_{k,i}$ sont les valeurs caractéristiques des actions i variables d'accompagnement

j est l'indice pour l'action permanente,

i est l'indice pour l'action variable

$\gamma_{G,j}$ est le coefficient partiel pour l'action permanente $G_{k,j}$

$\gamma_{Q,1}$ est le coefficient partiel pour l'action 1 variable dominante

ξ_j est un coefficient de réduction pour les actions permanentes défavorables G

$\psi_{0,i}$ est un coefficient de réduction pour la valeur de combinaison d'une action variable Q.

Cependant, il convient à nouveau de se référer à l'Annexe Nationale du pays particulier pour lequel la structure est conçue.

Les valeurs recommandées suivantes sont fournies dans l'EN 1990 :

$$\gamma_{G,j} = 1,35 \quad (\text{pour les effets défavorables})$$

$$\gamma_{Q,1} = 1,5 \quad \gamma_{Q,i} = 1,5$$

$$\xi = 0,85$$

La valeur de ψ_0 dépend du type de chargement (voir l'EN 1990).

Les équations 2.4a et 2.4b ont été introduites car l'équation 2.3 était beaucoup trop pessimiste pour les structures lourdes. Pour les ossatures en acier, les équations 2.4a et 2.4b conduisent généralement à des charges plus faibles que l'équation 2.3.

2.3.3 État limite ultime – Charges pondérées pour les constructions offshore

Il convient de se référer aux règles de l'API RP2A – LFRD *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Load and Resistance Factor Design*, première édition, 1993.

Pour les conditions en place, il est suggéré d'utiliser, avec le présent guide, les combinaisons d'actions pondérées suivantes, issues de l'API RP2A, conjointement avec les charges spécifiées dans l'API RP2A pour le calcul des superstructures en acier inoxydable. La notation est celle utilisée dans le document API RP2A.

En conditions normales d'exploitation :

$$1,3D_1 + 1,3D_2 + 1,5L_1 + 1,5L_2 + 1,2(W_o + 1,25D_n) \quad (2.5)$$

En condition d'intempéries extrêmes :

$$1,1D_1 + 1,1D_2 + 1,1L_1 + 1,35(W_e + 1,25D_n) \quad (2.6)$$

Quand les sollicitations dues aux charges gravitaires s'opposent aux sollicitations provoquées par les actions du vent, de la houle et des courants, les charges gravitaires doivent être réduites de telle manière que :

$$0,9D_1 + 0,9D_2 + 0,8L_1 + 1,35(W_e + 1,25D_n) \quad (2.7)$$

où :

- D_1 est la charge permanente, incluant le poids propres des structures, accessoires, services et équipements fixes
- D_2 est la charge permanente, incluant le poids des équipements et autres objets pouvant varier en fonction du mode d'exploitation
- L_1 est l'action 1 variable (incluant le poids des approvisionnements consommables dans les canalisations et réservoirs)
- L_2 est l'action 2 variable (forces de courte durée provoquées par l'exploitation, telles les charges de levage de train de sonde, de fonctionnement de grues, de fonctionnement de machines, d'accostage d'embarcations et de trafic d'hélicoptères)
- W_o sont les actions d'exploitation dues au vent, à la houle et au courant, ou leurs effets, définis par l'exploitant
- W_e sont les actions extrêmes de vent, de houle et de courant ou leurs effets (pour un période de retour de 100 ans)
- D_n sont les forces d'inertie.

2.3.4 Charges aux états limites de service

Il convient de vérifier les états limites de service pour les combinaisons suivantes :

- caractéristique
- fréquente
- combinaison de charges quasi-permanentes.

L'EN 1990 donne des combinaisons d'actions à utiliser dans le calcul des bâtiments. (Cependant, il convient à nouveau de se référer à l'Annexe Nationale du pays pour lequel la structure est conçue.) L'EN 1990 exige aussi que les flèches admissibles soient fixées en accord avec le client.

Pour la combinaison caractéristique, utilisée normalement pour les états limites irréversibles, il convient d'utiliser la combinaison de charges suivante :

$$\sum_{j \geq 1} G_{k,j} + Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (2.8)$$

où tous les termes sont définis dans la Partie 2.3.2.

Il est à noter que l'EN 1990 donne les combinaisons d'actions appropriées à utiliser dans les situations suivantes :

- pour le calcul des flèches sous les combinaisons normales d'actions (Clause A.1.4.3(1)),
- quand il convient de prendre en compte les déformations à long terme dues au retrait, à la relaxation ou au fluage (Clause A.1.4.3(6)),
- si l'on considère l'aspect de la structure, le confort de l'utilisateur ou le fonctionnement des machines (Clauses A.1.4.3(4) et (5)).

3 MATÉRIAUX : CARACTÉRISTIQUES, CHOIX ET DURABILITÉ

3.1 Nuances d'acier

3.1.1 Introduction

Il existe de nombreux types différents d'aciers inoxydables. Tous ne conviennent pas aux applications de construction, en particulier lorsqu'on envisage le soudage. On compte cinq groupes fondamentaux d'aciers inoxydables, classés selon leur structure métallurgique : ce sont les groupes austénitique, ferritique, martensitique, duplex et durcis par précipitation. Les aciers inoxydables austénitiques et les aciers inoxydables duplex sont en général les groupes les plus utilisés pour les applications de construction.

Les aciers inoxydables austénitiques offrent une bonne combinaison de résistance à la corrosion et d'aptitude au formage et à la fabrication. Les aciers inoxydables duplex possèdent une grande résistance, ainsi qu'une résistance à l'usure avec une très bonne résistance à la fissuration par corrosion sous contraintes.

Les nuances les plus couramment utilisées, souvent appelées nuances austénitiques standards, sont les nuances 1.4301 (connue sous l'appellation américaine 304) et 1.4401 (connue sous l'appellation américaine 316). Elles contiennent 17 à 18 % de chrome et 8 à 11 % de nickel. La nuance 1.4301 convient pour des sites ruraux, urbains et légèrement industriels alors que la nuance 1.4401, qui est plus fortement alliée, est bien adaptée à des sites industriels ou en atmosphère marine.

Les versions de ces nuances à faible teneur en carbone sont les nuances 1.4307 (304L) et 1.4404 (316L). Les nuances 1.4301 et 1.4401 étaient autrefois produites avec des teneurs en carbone sensiblement plus élevées, ce qui avait des implications sur la tenue à la corrosion¹. On utilisait soit la nuance « L », soit un acier stabilisé comme le 1.4541 et le 1.4571, lorsque le comportement à la corrosion à l'état « brut de soudage » était important.

La nuance 1.4318 est un acier inoxydable à faible teneur en carbone et à teneur en azote élevée qui durcit très rapidement quand il est travaillé à froid. Cette nuance a démontré depuis longtemps des performances satisfaisantes dans l'industrie ferroviaire et elle convient également pour des applications dans l'automobile, l'aviation et l'architecture. La nuance 1.4318 possède une résistance à la corrosion similaire à celle du 1.4301 et elle convient mieux pour les applications demandant une résistance plus élevée que le 1.4301 si de grands volumes sont nécessaires. Elle vient directement du laminoir ; il convient que les prescripteurs intéressés par le 1.4318 vérifient sa disponibilité directement auprès du fabricant. Son prix est généralement un peu plus élevé que le 1.4301, il dépend de la quantité demandée.

Une augmentation de l'utilisation des aciers inoxydables pour des applications où ils doivent supporter des charges a conduit à une demande pour des nuances duplex

¹ Le carbone présent dans l'acier réagit avec le chrome et forme des carbures de chrome sur les joints du grain dans certaines conditions de cycles thermiques, par ex. dans les zones affectées par la température de soudage (ZAT ou HAZ). La perte locale de chrome dans la matrice, depuis la région limite vers les particules de carbure, permet une attaque de corrosion intergranulaire préférentielle et on dit alors que l'acier est *sensibilisé* ou qu'il souffre d'*affaiblissement des soudures* (voir Partie 3.7.2).

« moins alliées » (leurs propriétés mécaniques et leurs résistance à la corrosion sont combinées avec une composition chimique avec un minimum d'éléments d'alliages). La nuance duplex 1.4162, récemment développée, a été introduite dans les Parties 4 et 5 de la prochaine version de l'EN 10088 (voir Partie 3.1.2). La nuance 1.4162 convient pour de nombreuses applications du secteur de la construction avec une limite d'élasticité conventionnelle dans la gamme 450 à 530 MPa, une résistance à la corrosion comprise entre les nuances austénitiques 1.4301 et 1.4404 et une composition chimique faiblement alliée.

Seuls les aciers laminés, par opposition aux aciers coulés, sont étudiés ici. Des directives sur le choix des nuances en vue d'applications particulières sont données dans la Partie 3.6.

3.1.2 Normes appropriées

Produits longs et produits plats

La norme appropriée est l'EN 10088, *Aciers inoxydables*. Elle comprend trois parties :

- La Partie 1, *Listes d'aciers inoxydables*, donne les compositions chimiques et des références sur certaines caractéristiques physiques comme le module d'élasticité, *E*.
- La Partie 2, *Conditions techniques de livraison pour les tôles, plats et bandes à usage général*, donne les caractéristiques techniques et les compositions chimiques des matériaux utilisés pour le formage de profils de construction.
- La Partie 3, *Conditions techniques de livraison pour les produits semi-finis, barres, ronds et profils à usage général*, donne les caractéristiques techniques et les compositions chimiques des matériaux utilisés pour les produits longs.

Les Parties 4 (produits plats) et 5 (produits longs) de l'EN 10088 sont maintenant en préparation pour couvrir les matériaux utilisés en construction. Elles devraient être publiées en 2007.

Le système de désignation adopté dans l'EN 10088 est composé du numéro de matériau européen et d'un nom de matériau.

La nuance 304L, par exemple, a le numéro de matériau 1.4307, où :

1.	43	07
Indique la famille acier	Indique un groupe d'aciers inoxydables	Identifie la nuance individuelle

Le système utilisé pour la désignation de l'acier permet une certaine compréhension de sa composition. La désignation du matériau de numéro 1.4307 est X2CrNi18-9, où :

X	2	CrNi	18-9
Indique un acier hautement allié	% de carbone x 100	Symboles chimiques des éléments d'alliage principaux (chrome et nickel)	% d'éléments d'alliage principaux (18 % Cr et 9 % Ni)

Chaque acier inoxydable possède un numéro d'identification unique. L'Annexe A donne un tableau montrant les désignations utilisées pour des nuances d'acier inoxydable équivalentes dans différentes normes européennes et nationales.

Le Tableau 3.1 donne les caractéristiques mécaniques spécifiées minimales des aciers inoxydables courants selon l'EN 10088-2. Les compositions chimiques de ces nuances sont données dans le Tableau 3.2.

Les aciers inoxydables austénitiques et duplex peuvent tous deux être considérés comme possédant une ténacité suffisante et n'étant pas susceptible de rupture fragile pour des températures d'exploitation allant jusqu'à -40°C.

Les valeurs de calcul des caractéristiques mécaniques sont traitées dans la Partie 3.2.4.

Tableau 3.1 Caractéristiques mécaniques spécifiées des aciers inoxydables courants selon l'EN 10088-2

	Nuance	Forme de produit ⁽¹⁾	Épaisseur max. (mm)	Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % ⁽²⁾ (MPa)	Résistance ultime à la traction (MPa)	Allongement après rupture (%)
Aciers austénitiques chrome-nickel de base	1.4301	C	8	230	540 – 750	45 ⁽³⁾
		H	13,5	210	520 – 720	45 ⁽³⁾
		P	75	210	520 – 720	45
	1.4307	C	8	220	520 – 700	45
		H	13,5	200	520 – 700	45
		P	75	200	500 – 700	45
Aciers austénitiques nickel-chrome-molybdène	1.4401	C	8	240	530 – 680	40
		H	13,5	220	530 – 680	40
		P	75	220	520 – 670	45
	1.4404	C	8	240	530 – 680	40
		H	13,5	220	530 – 680	40
		P	75	220	520 – 670	45
Aciers austénitiques stabilisés	1.4541	C	8	220	520 – 720	40
		H	13,5	200	520 – 720	40
		P	75	200	500 – 700	40
	1.4571	C	8	240	540 – 690	40
		H	13,5	220	540 – 690	40
		P	75	220	520 – 670	40
Acier austénitique faible carbone, fort azote	1.4318	C	8	350	650 – 850	35
		H	13,5	330	650 – 850	35
		P	75	330	630 – 830	45
Aciers duplex	1.4362	C	8	450	650 – 850	20
		H	13,5	400	650 – 850	20
		P	75	400	630 – 800	25
	1.4462	C	8	500	700 – 950	20
		H	13,5	460	700 – 950	25
		P	75	460	640 – 840	25

Notes :

(1) C = bande laminée à froid, H = bande laminée à chaud, P = plaque laminée à chaud

(2) Caractéristiques transversales

(3) Pour les matériaux égalisés par étirement, les valeurs minimales sont inférieures de 5 %

Tableau 3.2 Composition chimique selon l'EN 10088-2

	Nuance	Teneur en élément d'alliages (maximum ou plages autorisées) en % de poids				
		C	Cr	Ni	Mo	Autres
Aciers austénitiques	1.4301	0,07	17,5 – 19,5	8,0 – 10,5		
	1.4307	0,03	17,5 – 19,5	8,0 – 10,5		
	1.4401	0,07	16,5 – 18,5	10,0 – 13,0	2,0 – 2,5	
	1.4404	0,03	16,5 – 18,5	10,0 – 13,0	2,0 – 2,5	
	1.4541	0,08	17,0 – 19,0	9,0 – 12,0		Ti : 5xC – 0,7 (1)
	1.4571	0,08	16,5 – 18,5	10,5 – 13,5	2,0 – 2,5	Ti : 5xC – 0,7 (1)
	1.4318	0,03	16,5 – 18,5	6,0 – 8,0		N : 0,1 – 0,2
Aciers duplex	1.4362	0,03	22,0 – 24,0	3,5 – 5,5	0,1 – 0,6	N : 0,05 – 0,2
	1.4462	0,03	21,0 – 23,0	4,5 – 6,5	2,5 – 3,5	N : 0,1 – 0,22

Note :

- (1) Pour éviter la précipitation de carbure de chrome au joint de grain, on fixe le carbone par un élément qui a une forte affinité pour cet élément tel que le titane. Ceci améliore le comportement à la corrosion dans les zones thermiquement affectées par le soudage. Cependant, sauf pour la construction en profils très lourds, l'utilisation d'aciers austénitiques stabilisés au titane a été largement remplacée par le recours aux nuances d'acier à faible teneur en carbone facilement disponibles, 1.4307 et 1.4404.

Éléments de fixation

Les fixations en acier inoxydable sont traitées dans l'EN ISO 3506, *Éléments de fixation en acier inoxydable résistant à la corrosion*. Cette spécification donne des compositions chimiques et des caractéristiques mécaniques pour les fixations des gammes austénitique, martensitique et ferritique. Des matériaux alternatifs non spécifiquement couverts par ces spécifications sont autorisés s'ils satisfont les exigences de caractéristiques physiques et mécaniques et s'ils possèdent une résistance à la corrosion équivalente.

Dans l'EN ISO 3506, le classement des matériaux des vis et des écrous est repéré par une lettre : « A » pour austénitique, « F » pour ferritique et « C » pour martensitique. Il est recommandé d'utiliser des fixations austénitiques pour lesquelles les Tableaux 3.3 et 3.4 s'appliquent (tirés de l'EN ISO 3506). La lettre est suivie d'un nombre (1, 2, 3, 4 ou 5) reflétant la résistance à la corrosion, 1 représentant le moins résistant et 5 le plus résistant.

L'acier de la Classe A1 est particulièrement destiné à l'usinage. En raison de sa teneur élevée en soufre, les aciers de cette classe possèdent une résistance à la corrosion inférieure à celle des aciers correspondants à teneur en soufre normale. Il convient de prendre des précautions si l'on envisage l'utilisation de fixations de Classe A1, cf. Partie 3.6.1.

Les aciers de la Classe A2 possèdent une résistance à la corrosion équivalente à celle de la nuance 1.4301. Les aciers de la Classe A3 sont des aciers inoxydables stabilisés possédant une résistance à la corrosion équivalente à celle de la nuance 1.4541. (Un acier stabilisé contient l'ajout d'un puissant agent de formation de carbure, tel le titane, qui réagit de préférence avec le carbone et empêche la formation de carbures de chrome qui seraient un point de faiblesse.)

Les aciers de la Classe A4 contiennent du molybdène et possèdent une résistance à la corrosion équivalente à celle de la nuance 1.4401. Les aciers de la Classe A5 sont des aciers inoxydables stabilisés au molybdène possédant les caractéristiques de l'acier de nuance 1.4571.

Les fixations austénitiques peuvent être produites en trois niveaux de résistance ultime (connus sous le nom de classes de caractéristiques ou de qualité), cf. Tableau 3.3. Notons que des valeurs doivent être convenues pour les fixations supérieures à M39 dans la classe 50 et à M24 pour les classes 70 et 80 étant donné que ces valeurs dépendent de l'alliage et de la méthode de fabrication.

Les fixations produites selon la classe 50 sont normalement non magnétiques, mais celles produites selon les classes 70 et 80 peuvent posséder certaines propriétés magnétiques.

L'état de l'alliage des fixations de la classe 50 est doux, ce qui entraîne la résistance à la corrosion la plus élevée. Les classes 70 et 80 sont travaillées à froid et cela peut affecter légèrement la résistance à la corrosion. Les fixations de la classe 50 possédant des filetages usinés peuvent être davantage sujets au grippage du filetage, cf. Partie 10.5.

Il convient de prendre soin de faire correspondre la résistance ainsi que la résistance à la corrosion des boulons et du matériau de base.

L'EN 14399 donne des règles pour le marquage CE des boulons.

Tableau 3.3 *Caractéristiques mécaniques spécifiées minimales des fixations de classe austénitique selon l'ISO 3506*

Nuance ⁽¹⁾	Classe	Plage de diamètres de filetage	Vis		Écrous
			Résistance ultime à la traction ⁽²⁾ (MPa)	Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% (MPa)	Limite d'élasticité conventionnelle (MPa)
A1, A2, A3, A4 et A5	50	≤ M39	500	210	500
	70	≤ M24 ⁽³⁾	700	450	700
	80	≤ M24 ⁽³⁾	800	600	800

Notes :

- (1) Outre les divers types d'acier couverts dans l'EN ISO 3506 dans les classes 50, 70 et 80, d'autres types d'acier selon l'EN 10088-3 peuvent également être utilisés.
- (2) La contrainte de traction est calculée sur la section résistante.
- (3) Pour les fixations possédant des diamètres de filetage nominaux $d > 24$ mm, les caractéristiques mécaniques doivent être convenues entre l'utilisateur et le fabricant, et faire l'objet d'un marquage comportant la classe et la classe de caractéristiques conformément à ce tableau.

Tableau 3.4 Compositions par classe de fixations selon l'EN ISO 3506

Classe	Composition chimique (pourcentage de poids) ⁽¹⁾								
	C	Cr	Ni	Mo	Si	Mn	P	S	Autres
A1	0,12	16,0 – 18,0	5,0 – 10,0	0,7	1,0	6,5	0,20	0,15 – 0,35	
A2	0,1	15,0 – 20,0	8,0 – 19,0	⁽²⁾	1,0	2,0	0,05	0,03	
A3	0,08	17,0 – 19,0	9,0 – 12,0	⁽²⁾	1,0	2,0	0,045	0,03	Soit Ti : ≥ 5xC – 0,8 ou Nb/Ta : ≥ 10xC – 1,0
A4	0,08	16,0 – 18,5	10,0 – 15,0	2,0 – 3,0	1,0	2,0	0,045	0,03	
A5	0,08	16,0 – 18,5	10,5 – 14,0	2,0 – 3,0	1,0	2,0	0,045	0,03	Soit Ti : ≥ 5xC – 0,8 ou Nb/Ta : ≥ 10xC – 1,0

Note :

(1) Sauf indication contraire, ces valeurs sont maximales
(2) Du molybdène peut être présent à la discrétion du fabricant

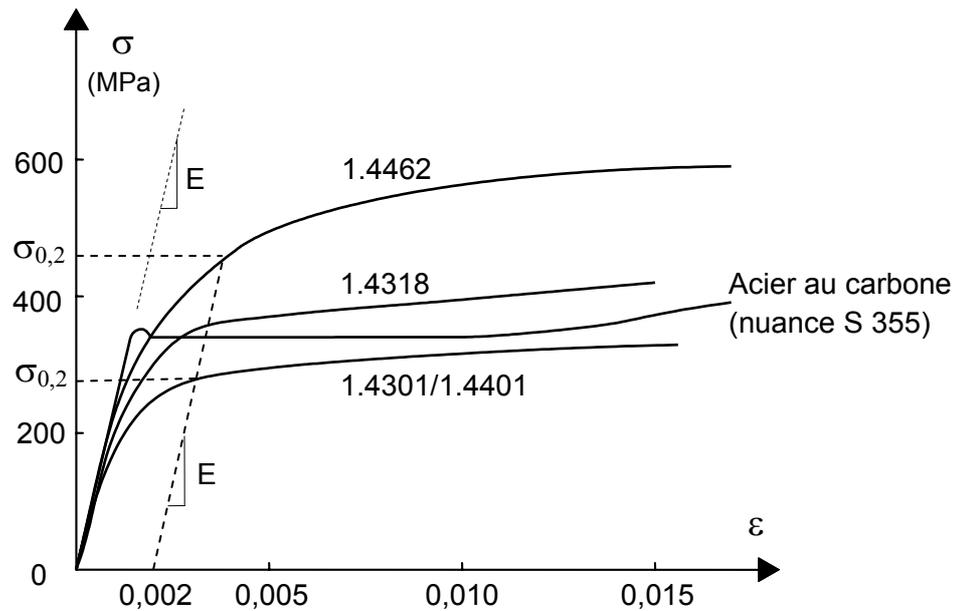
3.2 Comportement mécanique et valeurs de calcul des caractéristiques

3.2.1 Comportement contrainte-déformation de base

Le comportement contrainte-déformation des aciers inoxydables diffère de celui des aciers au carbone par un certain nombre d'aspects. La différence la plus importante réside dans la forme de la courbe contrainte-déformation. Alors que l'acier au carbone montre typiquement un comportement élastique linéaire jusqu'à la contrainte d'écoulement et un plateau avant que l'écrouissage apparaisse, l'acier inoxydable possède un comportement plus curviligne sans contrainte d'écoulement bien définie (cf. Figure 3.1). Par conséquent, les limites « d'élasticité » des aciers inoxydables sont généralement données en fonction d'une limite d'élasticité conventionnelle définie pour une déformation permanente décalée particulière (par convention une déformation de 0,2 %) comme indiqué à la Figure 3.1. On la nomme généralement limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %.

Soulignons que la Figure 3.1 montre des courbes contrainte-déformation expérimentales typiques. Ces courbes sont représentatives de la gamme de matériaux pouvant être fournis et il convient de ne pas les utiliser dans le calcul.

Les aciers inoxydables peuvent absorber un choc considérable sans rupture grâce à leur excellente ductilité (surtout les nuances austénitiques) et à leurs caractéristiques d'écrouissage.



($\sigma_{0,2}$ est la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %)

Figure 3.1 Courbes typiques contrainte-déformation pour l'acier inoxydable et l'acier au carbone à l'état recuit (pour une traction longitudinale)

3.2.2 Facteurs affectant le comportement contrainte-déformation

Il existe des facteurs qui peuvent modifier la forme de la courbe contrainte-déformation fondamentale pour une nuance quelconque d'acier inoxydable donnée. Ces facteurs sont interdépendants dans une certaine mesure, et ils comprennent :

Le travail à froid

Les niveaux de résistance des nuances austénitiques et duplex sont améliorés par le travail à froid (telles les opérations de formage à froid y compris le planage/décintrage aux rouleaux). Simultanément à cette amélioration, on constate une réduction de la ductilité mais ce phénomène n'a normalement aucune conséquence en raison de valeurs de ductilité initialement élevées, particulièrement pour les aciers inoxydables austénitiques

Le Tableau 3.5 donne les niveaux de formage à froid spécifiés dans l'EN 1993-1-4 qui sont issus de la norme matériaux européenne pour l'acier inoxydable, EN 10088. Les aciers formés à froid peuvent être spécifiés, soit en terme de limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %, soit de résistance ultime à la traction ou de dureté, mais un seul paramètre peut être spécifié.

Lorsque l'acier inoxydable est formé à froid, il tend à montrer un comportement asymétrique en traction et en compression ainsi qu'une anisotropie (des caractéristiques contrainte-déformation différentes selon que l'on se place parallèlement ou perpendiculairement aux directions de laminage). Le degré d'asymétrie et d'anisotropie dépend de la nuance, du niveau de formage à froid et de la méthode de fabrication. La Figure 3.2 montre des courbes contrainte-déformation pour la nuance 1.4318 formée à froid en condition C850 ; la résistance à la compression dans la direction longitudinale se situe sous la résistance à la traction dans les deux directions longitudinale et transversale (valeurs données traditionnellement dans les normes matériaux comme l'EN 10088 et reportées en

accord avec les fournisseurs). Il convient néanmoins de prendre garde au choix de la résistance de calcul pour les aciers formés à froid (voir Partie 3.2.4). Des informations complémentaires sur les valeurs relatives à d'autres types ou d'autres directions de chargement peuvent être obtenues auprès du fournisseur.

Le prix de l'acier inoxydable formé à froid est légèrement plus élevé que celui du matériau recuit équivalent, selon la nuance, la forme du produit et le niveau de formage à froid.

Tableau 3.5 Niveaux de résistance d'aciers formés à froid selon l'EN 10088-2 (applicable aux matériaux d'épaisseur ≤ 6 mm)

Condition de formage à froid	Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % ¹⁾²⁾	Résistance ultime à la traction ¹⁾²⁾	Nuances d'acier disponibles en condition de formage à froid
CP350	350	700 ³⁾	1.4301, 1.4541, 1.4401, 1.4571
CP500	500	850 ³⁾	1.4301, 1.4541, 1.4401, 1.4571, 1.4318
CP700	700	1000 ³⁾	1.4318, 1.4301
C700	350 ³⁾	700	1.4301, 1.4541, 1.4401, 1.4571
C850	500 ³⁾	850	1.4301, 1.4541, 1.4401, 1.4571, 1.4318
C1000	700 ³⁾	1000	1.4318, 1.4301

Note :

- (1) Des valeurs intermédiaires de limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % ou de résistance ultimes peuvent être acceptées.
- (2) L'épaisseur maximale du produit pour chaque niveau de résistance décroît avec la résistance. L'épaisseur maximale du produit et l'allongement rémanent dépendent aussi de l'écroutissage de l'acier et des conditions de formage à froid - des informations plus précises peuvent être demandées au fabricant.
- (3) Non spécifiées, valeurs minimales indicatives.

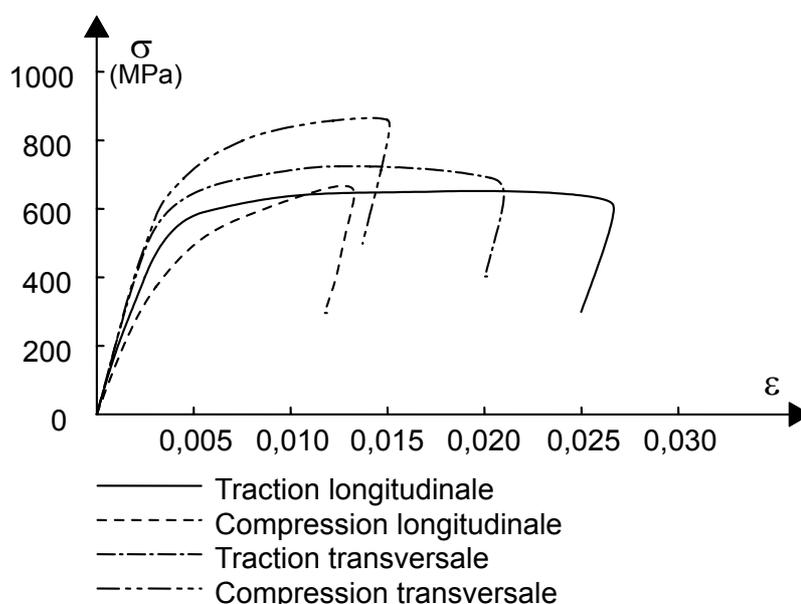


Figure 3.2 Courbes contrainte-déformation typiques pour la nuance 1.4318 formé à froid au niveau de résistance C850

Au cours de la fabrication, une augmentation de l'ordre de 50 % de la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % est typique dans les angles des sections

formées à froid. Cependant, cet effet est localisé et l'accroissement de résistance de la barre dépend de la position des angles à l'intérieur de la section ; dans une poutre par exemple, un petit gain peut être obtenu pour les angles proches de l'axe neutre. L'accroissement de résistance compense aisément tous les effets de diminution d'épaisseur du matériau lors du formage à froid des angles. Une validation expérimentale reste néanmoins nécessaire pour pouvoir tenir compte de l'augmentation locale de résistance due à la fabrication (cf. Chapitre 9).

Le soudage ultérieur de l'élément provoque un effet de recuit partiel qui a pour conséquence de réduire tous les effets d'augmentation de la résistance résultant du travail à froid – la Partie 6.4.4 donne des conseils de conception des assemblages soudés entre barres constituées de matériau formé à froid.

Sensibilité à la vitesse de déformation

La sensibilité à la vitesse de déformation est plus prononcée pour les aciers inoxydables que pour les aciers au carbone. C'est-à-dire qu'à des vitesses de déformation élevées, on obtient une résistance proportionnellement plus grande pour l'acier inoxydable que pour l'acier au carbone.

Traitement thermique

Un recuit ou un adoucissement réduit l'augmentation de la résistance et l'anisotropie.

3.2.3 Valeurs typiques des caractéristiques

Les Parties 3.2.1 et 3.2.2 précédentes démontrent que davantage de facteurs entrent en jeu si l'on considère les caractéristiques mécaniques des aciers inoxydables par rapport à celles de l'acier au carbone. Leur métallurgie est plus complexe et le processus de fabrication a des conséquences plus importantes sur leurs caractéristiques finales. Pour une nuance donnée, il faut donc s'attendre à des différences dans les caractéristiques de matériaux issus de différents producteurs. Cependant, comme les caractéristiques mécaniques dépendent de la composition chimique et du traitement thermomécanique, elles sont bien maîtrisées par les fabricants, et il est possible de convenir avec eux des caractéristiques désirées.

Du point de vue de la résistance, la proportion avec laquelle la limite d'élasticité réelle à 0,2 % dépasse la valeur minimale spécifiée est significative. Les limites d'élasticité typiques moyennes se situent entre 20 et 35 % au-dessus des valeurs minimales spécifiées. Les améliorations observées pour les limites d'élasticité conventionnelles sont moindres pour les valeurs de résistance ultime à la traction qui se situent typiquement à seulement 10 % des valeurs minimales spécifiées.

3.2.4 Valeurs de calcul des caractéristiques

Produits plats

Trois options peuvent être envisagées : valeurs minimales spécifiées, résultats d'essais de matériaux ou données de certificat de laminage.

- (i) Calcul utilisant des valeurs minimales spécifiées

Matériau recuit

Il convient de prendre la limite d'élasticité caractéristique, f_y , et la résistance ultime caractéristique à la traction, f_u , égales aux valeurs minimales spécifiées dans l'EN 10088-2 (données dans le Tableau 3.1).

Matériau formé à froid

Des valeurs nominales majorées de f_y et de f_u peuvent être adoptées pour les matériaux fournis dans les conditions de formage à froid spécifiées dans l'EN 10088.

Pour les matériaux fournis avec une limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % spécifiée (par ex. CP350), la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % du Tableau 3.5 peut être retenue comme valeur caractéristique. Pour prendre en compte l'asymétrie des matériaux formés à froid dans les cas où la compression dans la direction longitudinale est la sollicitation déterminante (barres comprimées ou fléchies par ex.), il convient de prendre une valeur caractéristique égale à $0,8 \times$ la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % lue dans le Tableau 3.5. Une valeur plus grande peut être utilisée si des essais appropriés en démontrent la validité.

Pour les matériaux fournis avec une résistance ultime spécifiée à la traction (par ex. C700), la résistance minimale à la traction du Tableau 3.5 peut être retenue comme valeur caractéristique ; il convient d'obtenir la limite d'élasticité minimale à 0,2 % auprès du fournisseur.

Note 1 : Des sections creuses rectangulaires sont disponibles en matériaux formés à froid pour des résistances intermédiaires entre CP350 et CP500 avec une limite d'élasticité et une résistance ultime à la traction garanties par le producteur (la limite d'élasticité étant valable en traction et compression).

Note 2 : Les règles de conception du présent guide sont applicables pour des matériaux jusqu'à CP500 et C850. D'après le Chapitre 9, il convient de réaliser une validation expérimentale pour des niveaux de résistance supérieurs en formage à froid. Une exception existe pour les barres constituées de sections transversales de Classes 1, 2 et 3 qui ne sont sensibles ni au voilement local ni à une instabilité globale, pour lesquelles la résistance de la section transversale peut être calculée selon le Chapitre 4.

(ii) Calcul utilisant des résultats d'essais

Il convient de considérer cette méthode uniquement comme une option lorsque des essais de traction ont été effectués sur des éprouvettes prélevées dans la plaque ou la tôle à partir de laquelle les éléments doivent être formés ou fabriqués. Il convient que le concepteur s'assure également que les essais ont été effectués conformément à une norme reconnue, par ex. l'EN 10002-1, et que les procédures adoptées par le fabricant sont telles que l'élément sera réellement réalisé à partir du matériau soumis aux essais et positionné correctement dans la structure.

La valeur de la résistance de calcul peut être dérivée d'une approche statistique réalisée conformément aux recommandations de l'Annexe D de l'EN 1990.

Il est cependant recommandé de baser la résistance caractéristique ultime à la traction, $f_{u,r}$, sur la valeur minimale spécifiée donnée dans la norme EN 10088-2.

(iii) Calcul utilisant des données de certificat de laminage

Des valeurs mesurées de la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % figurent sur le certificat de laminage (ou de production). La valeur de la résistance de calcul peut être dérivée d'une approche statistique réalisée conformément aux recommandations de l'Annexe D de l'EN 1990.

Il est cependant recommandé de baser la résistance caractéristique ultime à la traction, f_{ub} , sur la valeur minimale spécifiée donnée dans la norme EN 10088-2.

Pour le module de Young, une valeur de 200 000 MPa est donnée par la norme EN 10088-1 pour toutes les nuances austénitiques et duplex courantes utilisées dans les applications de construction. Pour l'estimation des flèches, le module sécant est plus approprié, cf. Partie 5.4.6. Pour ces nuances, une valeur de 0,3 peut être prise pour le coefficient de Poisson et une valeur de 76 900 MPa pour le module de cisaillement, G .

Éléments de fixation

Pour le calcul de la résistance d'une fixation soumise à la traction, au cisaillement ou à leur combinaison, il est recommandé de prendre la résistance fondamentale f_{ub} égale à :

$$f_{ub} = \sigma_{ub}$$

où σ_{ub} représente la résistance minimale ultime spécifiée à la traction donnée dans le Tableau 3.3 pour la classe de caractéristiques appropriée.

Au cas où il serait nécessaire de considérer la résistance d'un élément de fixation à long terme, il convient de faire référence à l'EN 1990 pour la combinaison appropriée d'actions à l'état limite ultime.

3.3 Caractéristiques physiques

Le Tableau 3.6 donne les caractéristiques physiques à température ambiante des nuances couvertes par ce guide, sélectionnées à l'état recuit dans l'EN 10088. Les caractéristiques physiques peuvent varier légèrement avec la forme et les dimensions du produit mais ces variations ne revêtent en général pas une importance critique en ce qui concerne l'application.

Tableau 3.6 *Caractéristiques physiques à température ambiante, état recuit*

Nuance	Densité (kg/m ³)	Dilatation thermique 20 – 100°C (10 ⁻⁶ /°C)	Conductivité thermique (W/m°C)	Capacité thermique (J/kg°C)
1.4301	7900	16	15	500
1.4307	7900	16	15	500
1.4401	8000	16	15	500
1.4404	8000	16	15	500
1.4541	7900	16	15	500
1.4571	8000	16,5	15	500
1.4318	7900	16	15	500
1.4362	7800	13	15	500
1.4462	7800	13	15	500

Du point de vue de la construction, la caractéristique physique la plus importante est le coefficient de dilatation thermique qui, pour les nuances austénitiques, est considérablement différent de celui de l'acier au carbone (12 × 10⁻⁶/°C). Au cas où

des aciers au carbone et inoxydable seraient utilisés conjointement, il convient de prendre en compte les effets de la dilatation thermique différentielle dans le calcul.

Les nuances duplex et ferritique sont magnétiques. Lorsque les caractéristiques non-magnétiques des nuances austénitiques sont importantes pour l'application, le choix de produits d'apport de soudage appropriés doit faire l'objet du plus grand soin afin de limiter la teneur en ferrite de la soudure. Un travail à froid important, particulièrement en ce qui concerne l'acier austénitique faiblement allié, peut aussi augmenter la perméabilité magnétique ; un recuit ultérieur peut alors rétablir les caractéristiques non-magnétiques. Il est recommandé d'obtenir de plus amples avis du producteur d'acier pour les applications non-magnétiques.

3.4 Effets de la température

Les nuances austénitiques sont utilisées pour des applications cryogéniques. Pour ce qui concerne l'autre extrémité de l'échelle des températures, comparativement aux aciers au carbone, les nuances austénitiques et duplex conservent une plus grande proportion de leur résistance au-dessus de 550°C. Toutefois, le calcul des structures exposées à des températures cryogéniques à long terme ou à des températures élevées sort du cadre de ce guide. En d'autres termes, certains types de corrosion et certaines caractéristiques mécaniques autres que ceux traités dans ce Chapitre 3 revêtent une plus grande importance. Des aciers inoxydables différents de ceux sélectionnés ici s'avèrent, dans la plupart des cas, mieux adaptés aux applications à hautes températures et il convient alors d'obtenir de plus amples informations.

En raison du risque de fragilisation, il convient de ne pas utiliser les aciers duplex pour de longues périodes d'exposition à des températures dépassant 300°C.

Le Chapitre 7 couvre le calcul de la résistance au feu et il fournit les caractéristiques mécaniques et physiques à hautes températures.

3.5 Coût du cycle de vie

Il convient de souligner une prise de conscience grandissante que le coût du cycle de vie (ou de la vie entière) et pas seulement les coûts initiaux, doit être pris en considération lors du choix des matériaux. Le coût du cycle de vie tient compte :

- des coûts initiaux,
- des coûts d'exploitation,
- de la valeur résiduelle.

L'acier inoxydable est quelquefois considéré comme un matériau cher. Cependant, l'expérience montre qu'en utilisant un matériau résistant à la corrosion afin d'éviter les maintenances ultérieures, les pertes de temps et les coûts de remplacement, conduit souvent à des économies qui dépassent largement le coût initial élevé du matériau.

Le coût initial d'une structure en acier inoxydable est beaucoup plus élevé que son équivalent en acier au carbone selon la nuance choisie. Néanmoins, des économies naissent de l'absence de besoin de protéger les surfaces à intervalles de temps réguliers.

L'excellente résistance à la corrosion de l'acier inoxydable peut offrir plusieurs bénéfices incluant :

- la réduction des coûts et des fréquences d'inspection,
- la réduction des coûts de maintenance,
- une durée de vie plus grande.

L'acier inoxydable possède une forte valeur résiduelle (valeur en fin de vie de la construction) bien que ce soit rarement un facteur déterminant pour les structures estimées à grande durée de vie (plus de 50 ans par exemple).

Le coût du cycle de vie est fondé sur le principe de comptabilité standard de la diminution de la trésorerie en réduisant tous les coûts aux valeurs actuelles. Cette diminution intègre l'inflation, les intérêts bancaires, les taxes et un éventuel facteur de risque. Ceci permet une estimation réaliste entre les options disponibles et les bénéfices potentiels estimés à long terme par le choix d'utiliser de l'acier inoxydable comparativement à d'autres matériaux.

3.6 Choix des matériaux

3.6.1 Nuances

Dans la grande majorité des applications de construction utilisant l'acier inoxydable, c'est la résistance à la corrosion du métal qui est exploitée, que ce soit pour des raisons d'esthétique, de maintenance réduite ou de durabilité à long terme. La résistance à la corrosion constitue alors le facteur essentiel lors du choix d'une nuance appropriée.

Les aciers inoxydables résistent à la corrosion grâce à la présence d'une couche passive qui, sous réserve d'un contact avec l'oxygène ou avec des agents oxydants appropriés, tend à s'auto-cicatriser lorsqu'elle est endommagée. Cette couche d'oxyde est avant tout la conséquence de la teneur en chrome de l'acier, bien que l'ajout de nickel et autres éléments d'alliage puisse améliorer substantiellement la protection offerte par cette couche. En particulier, on utilise un faible pourcentage de molybdène pour améliorer la résistance de l'acier aux piqûres (voir Partie 3.7.2).

C'est lorsque la couche d'oxydes superficiels est endommagée, éventuellement par une attaque électrochimique ou par détérioration mécanique, que la corrosion peut survenir.

Une conception soignée devrait normalement garantir un comportement sans problèmes, mais il convient que les concepteurs sachent que même les aciers inoxydables peuvent subir diverses formes de corrosion dans certaines circonstances. Malgré l'existence de ces phénomènes de dégradation, il est parfaitement possible d'utiliser les aciers inoxydables de manière extrêmement efficace, à condition d'observer quelques principes élémentaires. Ce n'est que lorsqu'on utilise ces matériaux sans prendre en compte les principes qui sous-tendent leurs caractéristiques de corrosion que des problèmes peuvent survenir.

Le choix de la bonne nuance d'acier inoxydable doit tenir compte de l'environnement de l'application, du processus de fabrication, de la finition de surface et de l'entretien de la structure. On peut noter que l'exigence d'entretien est réduite : un simple lavage de l'acier inoxydable, même effectué naturellement par la pluie, contribue considérablement à l'allongement de la durée de vie.

La première étape consiste à caractériser l'environnement d'exploitation, en incluant raisonnablement les écarts prévus par rapport aux conditions de calcul. Lors du classement des environnements atmosphériques, il convient d'accorder une attention particulière aux conditions localisées comme la proximité de cheminées d'évacuation d'émanations corrosives. Il convient d'étudier également toute évolution ou modification ultérieure de l'exploitation prévue. L'état de surface et la température de l'acier, ainsi que les contraintes prévues, peuvent également constituer des paramètres importants (cf. Partie 3.7.2).

Des nuances potentiellement adaptées peuvent alors être sélectionnées pour obtenir une résistance à la corrosion globalement satisfaisante dans l'environnement concerné. Il convient de tenir compte dans cette sélection des formes de corrosion pouvant éventuellement être significatives dans l'environnement d'exploitation. Cette sélection exige une certaine appréciation de la nature de corrosion rencontrée dans les aciers inoxydables. La Partie 3.7 esquisse les grands principes de la corrosion des aciers inoxydables, et indique les conditions dans lesquelles l'utilisation d'aciers inoxydables devrait normalement être exempte de complications et de risques inattendus. Son but est également d'illustrer les grandes lignes de la bonne pratique, ainsi que les circonstances où il convient d'utiliser les aciers inoxydables avec précaution. Dans ce dernier cas, il convient de solliciter l'avis d'un spécialiste, car ces aciers peuvent tout de même être utilisés avec succès dans de nombreuses applications.

Il convient alors d'étudier les caractéristiques mécaniques, la facilité de fabrication, la disponibilité des formes et des états de surface des produits ainsi que les coûts.

L'évaluation de l'adéquation des nuances s'effectue au mieux en se référant aux expériences d'utilisation d'aciers inoxydables dans des applications et environnements similaires. Le Tableau 3.7 donne des directives pour le choix de nuances appropriées à divers environnements atmosphériques. Il convient de vérifier les règles nationales, puisque dans certains cas elles peuvent être plus pénalisantes. Dans le cas de l'acier inoxydable immergé, voir Partie 3.7.3. Lorsque l'acier inoxydable doit être en contact avec des substances chimiques, il convient de toujours solliciter l'avis d'un expert.

Il convient de prendre des précautions lorsqu'on envisage *d'usiner* des aciers inoxydables pour réaliser les fixations. L'ajout de soufre dans la composition de ces aciers de la classe austénitique les rend davantage sujets à la corrosion, particulièrement dans les environnements industriels et maritimes. Ceci s'applique plus particulièrement aux fixations en matériaux de la Classe A1 de l'EN ISO 3506, cf. Tableau 3.3.

Tableau 3.7 Nuances conseillées pour les applications atmosphériques

Nuance d'acier	Environnement d'utilisation											
	Rural			Urbain			Industriel			Maritime		
	L	M	H	L	M	H	L	M	H	L	M	H
Aciers austénitiques chrome-nickel de base (ex. 1.4301, 1.4307, 1.4541)	T	T	T	T	T	(T)	(T)	(T)	X	T	(T)	X
Aciers austénitiques chrome-nickel-molybdène (ex. 1.4401, 1.4404, 1.4571) et duplex 1.4362	O	O	O	O	T	T	T	T	(T)	T	T	(T)
Aciers duplex 1.4462	O	O	O	O	O	O	O	O	T	O	O	T

L - Conditions les moins corrosives dans cette catégorie, par ex. tempérées par une faible humidité, de faibles températures.
M - Conditions plutôt typiques de cette catégorie.
H - Corrosion susceptible d'être plus forte que les conditions typiques de cette catégorie, par ex. aggravées par une humidité élevée persistante, des températures ambiantes élevées, et des polluants atmosphériques particulièrement agressifs.
O - Potentiellement sur-spécifié du point de vue de la corrosion.
T - Probablement le meilleur choix en fonction de la résistance à la corrosion et du coût.
X - Susceptible de subir une corrosion excessive.
(T) - Digne d'être étudié si des précautions sont prises (c'est-à-dire spécification d'une surface relativement lisse et si un lavage est régulièrement effectué).
NOTE : Les règles nationales peuvent contenir des exigences plus pénalisantes.

3.6.2 Disponibilité des formes de produits

Types généraux de forme de produit

Les tôles, plaques et barres sont toutes largement disponibles dans les trois nuances d'acier inoxydable traitées dans le présent guide. Les produits tubulaires sont disponibles dans les nuances austénitiques, mais aussi en acier duplex 1.4462 (2205). Les produits tubulaires en acier duplex 1.4362 (2304) ne sont pas aussi disponibles car, bien qu'elle soit utilisée depuis quelques années pour les écrans de protection contre les explosions dans les structures offshore, il s'agit d'une nuance relativement récente pour l'industrie de la construction.

La gamme des profils laminés (cornières, profils en U, profils en T, profils creux rectangulaires et profils en I) est disponible dans les nuances austénitiques courantes telles les nuances 1.4301 et 1.4401 mais elle n'existe pas pour les aciers duplex. En général, ces sections peuvent être produites par formage à froid (laminage ou pliage), ou fabriquées par soudage.

Le matériau en condition de formage à froid est disponible en diverses formes et produits comprenant les plaques, tôles, bobines, bandes, barres et sections creuses :

- plaques, tôles, bobines, bandes (d'épaisseur typique $\leq 6,0$ mm)
- barres rondes (de 5 mm à 60 mm de diamètre)
- sections creuses carrées et rectangulaires (dimensions de sections transversales jusqu'à 400 mm, épaisseurs de 1,2 à 6 mm).

Les nuances d'acier inoxydable qui sont disponibles commercialement en condition de formage à froid sont données au Tableau 3.5.

Formage à froid

Étant donné que les aciers inoxydables exigent des puissances de formage plus élevées que les aciers au carbone, il est important qu'une discussion soit engagée le plus tôt possible avec les fabricants potentiels afin de vérifier les limites de formage à froid. La longueur des profils formés à froid à la presse est nécessairement limitée par les dimensions de la machine ou par sa puissance dans le cas de matériaux plus épais ou plus résistants. Les nuances duplex exigent des puissances de formage environ deux fois plus élevées que celles utilisées pour les matériaux austénitiques et, par conséquent, les possibilités de formage de profils duplex sont plus limitées. En outre, en raison de la ductilité plus faible du matériau duplex, il convient d'utiliser des rayons de pliage plus généreux. Des informations supplémentaires sont données dans la Partie 10.3.2.

Finition de surface

Dans certaines applications, la finition et l'aspect de surface sont importants. Les fabricants proposent une gamme de finitions courantes, depuis la finition laminée jusqu'à la finition brillante en passant par les finitions mates. Ils peuvent également proposer des textures particulières. Il convient de noter que malgré la normalisation des diverses finitions, les variations entre les processus utilisés entraînent des différences d'aspect entre les divers fabricants et parfois dans la gamme d'un même producteur. Les finitions brillantes sont fréquemment utilisées dans les applications architecturales et il convient de noter que les finitions brillantes accentuent le moindre défaut de planéité du matériau, particulièrement à la surface de panneaux. Les tôles rigidifiées, estampées, texturées, ornées de motifs ou profilées et comportant un cadre-support rigide, atténuent cette tendance.

Éléments de fixation

Les fixations de la classe de caractéristiques 70 selon l'EN ISO 3506 sont les plus couramment utilisées. Certaines restrictions de dimensions et de longueur s'appliquent aux fixations des classes de caractéristiques 70 et 80, cf. Tableau 3.3. Il est possible de faire fabriquer des fixations « spéciales » à la demande et, en pratique, cela conduit parfois à une solution économique.

Un certain nombre de techniques sont utilisées pour la production des fixations, par ex. usinage, formage à froid et forgeage. Il convient d'utiliser les filetages usinés avec précaution dans les environnements très agressifs (environnement marin par ex.), en raison des problèmes potentiels de corrosion en fond de filet. Les filetages roulés sont également préférables car ils sont généralement plus robustes que les filetages usinés et donnent une meilleure résistance au grippage.

3.7 Durabilité

3.7.1 Introduction

Les aciers inoxydables sont en général très résistants à la corrosion et ils ont un comportement satisfaisant dans la plupart des environnements. La limite de résistance à la corrosion d'un acier inoxydable donné dépend de ses éléments constitutifs ce qui signifie que chaque nuance a un comportement légèrement différent dans un environnement corrosif. Il faut donc apporter le plus grand soin au choix de la nuance d'acier inoxydable appropriée pour une application donnée. En général, plus la résistance à la corrosion est grande, plus le coût du matériau est élevé. Par exemple, l'acier de nuance 1.4401 est plus cher que l'acier de nuance 1.4301 en raison de l'ajout de molybdène.

Les matériaux en condition de formage à froid possèdent une résistance à la corrosion similaire à celle des matériaux à l'état recuit.

Les raisons les plus courantes pour lesquelles un métal ne satisfait pas la durée de vie prévue en ce qui concerne la résistance à la corrosion sont les suivantes :

- (a) une évaluation incorrecte de l'environnement ou une exposition à des conditions inattendues, par ex. contamination insoupçonnée par des ions chlorure
- (b) la façon dont l'acier inoxydable a été travaillé ou traité peut entraîner un état qui n'a pas été envisagé lors de l'évaluation initiale.

Bien que l'acier inoxydable puisse présenter des taches et des décolorations (souvent dues à une contamination par de l'acier au carbone), il est extrêmement durable dans les bâtiments. Dans les environnements industriels et maritimes agressifs, des essais n'ont montré aucun signe de réduction de la résistance des éléments même dans le cas d'une légère perte de poids. Cependant, l'apparition de taches de rouille disgracieuses sur les surfaces extérieures peut tout de même être considérée comme un défaut par l'utilisateur. Tout comme le choix soigneux de la nuance de matériau, la conception de détails constructifs corrects et une bonne exécution peuvent réduire considérablement la possibilité d'apparition de taches et de corrosion ; des recommandations pratiques sont données au Chapitre 10. L'expérience montre qu'un problème éventuel de corrosion grave est plus susceptible d'apparaître au cours des deux ou trois premières années d'exploitation.

Dans certains environnements agressifs, certaines nuances d'acier inoxydable sont susceptibles de subir une attaque localisée. Six mécanismes sont décrits ci-après, bien que les trois derniers ne soient que très rarement rencontrés dans les bâtiments terrestres.

Il convient de souligner que la présence d'humidité (y compris celle due à la condensation) est une condition nécessaire à l'apparition de la corrosion.

3.7.2 Types de corrosion et performances des nuances d'acier ***Piqûres de corrosion***

Comme son nom l'indique, elle prend la forme de piqûres localisées. Elle résulte d'une rupture locale de la couche passive, normalement provoquée par des ions chlorures bien que d'autres halogénures, sulfates et anions puissent avoir un effet similaire. Dans une piqûre en développement, les produits de corrosion peuvent créer une solution très corrosive, entraînant parfois des vitesses de corrosion élevées. Cependant, dans la plupart des applications de construction, les piqûres sont souvent superficielles et la réduction de la section d'un élément est négligeable. Toutefois, les produits de corrosion peuvent tacher les éléments architecturaux. Il convient d'être moins tolérant vis-à-vis de ce phénomène pour les installations telles les canalisations, tuyauteries et structures de réservoirs.

Étant donné que l'ion chlorure est, de loin, la cause la plus courante des piqûres, les environnements côtiers et maritimes sont assez agressifs. La probabilité pour qu'un certain milieu provoque l'apparition de piqûres dépend, outre la teneur en chlorures, de facteurs tels que la température, l'acidité ou l'alcalinité et la teneur en agents oxydants. La résistance aux piqûres d'un acier inoxydable dépend de sa composition chimique. Le chrome, le molybdène et l'azote améliorent tous la résistance aux piqûres.

Une mesure approchée de la résistance aux piqûres est donnée par l'Indice de Piqûre (*Pitting Index*) ou Résistance Équivalente aux Piqûres - REP (*Pitting Resistance Equivalent - PRE*) définie à partir des % en poids de Cr, Mo et N :

$REP = \% Cr + 3,3 (\% Mo) + 30 (\% N)$ pour les nuances austénitiques

$REP = \% Cr + 3,3 (\% Mo) + 16 (\% N)$ pour les nuances duplex

La REP d'un acier inoxydable constitue une indication utile pour sa comparaison avec d'autres aciers inoxydables mais elle ne possède aucune signification absolue.

La nuance 1.4301 présente la REP la plus faible de toutes les nuances couvertes dans le présent guide, et elle n'est pas la nuance la mieux adaptée aux applications architecturales en environnements maritimes sauf, peut-être, pour des éléments de structures internes efficacement protégés contre les brouillards et embruns salins. La nuance 1.4301 peut également subir des niveaux inacceptables de piqûres en environnement industriel sévère et il convient donc de lui préférer la nuance 1.4401 ou une nuance duplex.

Corrosion par crevasses

La corrosion par crevasses se produit dans les mêmes environnements que les piqûres de corrosion. La corrosion apparaît plus facilement dans une crevasse que sur une surface dégagée, car la diffusion des oxydants nécessaires à la conservation de la couche passive est limitée. La gravité d'une crevasse dépend fortement de sa géométrie : plus la crevasse est étroite et profonde, plus sévères sont les conditions de corrosion. Ceci n'est susceptible de poser problème que dans les solutions stagnantes où une accumulation de chlorures peut se produire

Les crevasses peuvent être initiées par un joint métal sur métal, un joint d'étanchéité, les attaques biologiques, les dépôts et les détériorations superficielles telles les rayures profondes. Il convient de déployer tous les efforts pour éliminer les crevasses mais, en général, il n'est pas possible de les éliminer complètement.

Comme pour les piqûres de corrosion, les éléments d'alliage chrome, molybdène et azote améliorent la résistance aux attaques et par conséquent la résistance à la corrosion augmente de la nuance 1.4301 aux nuances 1.4401 et 1.4462.

Corrosion galvanique

Lorsque deux métaux différents sont en contact électrique par l'intermédiaire d'un électrolyte (c'est-à-dire un liquide électriquement conducteur comme de l'eau de mer ou de l'eau douce impure), un courant circule depuis le métal anodique vers le métal cathodique ou plus noble au travers de l'électrolyte. Il en résulte que le métal le moins noble subit une corrosion.

Cette forme de corrosion est particulièrement en cause dans le cas de joints entre acier inoxydable et acier au carbone ou faiblement allié. Il est important de choisir des produits d'apport de soudage au moins aussi nobles que le métal de base. Dans les environnements corrosifs impliquant la présence éventuelle d'eau tels les environnements industriels lourds, les atmosphères maritimes, et lorsqu'il peut se produire une immersion dans l'eau de mer ou dans une eau saumâtre, il convient d'éviter l'utilisation de boulons martensitiques et ferritiques (cf. Partie 3.1.2) pour l'assemblage d'aciers inoxydables austénitiques.

La corrosion galvanique n'est pas forcément un problème avec les aciers inoxydables, même si parfois sa prévention peut exiger des précautions pouvant

sembler surprenantes à première vue. La prévention de la corrosion galvanique, en principe, consiste à empêcher le passage de courant par les moyens suivants :

- isoler les métaux différents, c'est-à-dire interrompre les voies de conduction métallique (cf. Partie 6.1.1).
- empêcher la conduction électrolytique, c'est-à-dire interrompre la voie électrolytique au moyen de peinture ou autre revêtement. Lorsque l'on souhaite mettre en œuvre ce type de protection et s'il n'est pas possible de revêtir les deux métaux, il est alors préférable de revêtir le métal le plus noble (soit l'acier inoxydable dans le cas d'un assemblage acier inoxydable / acier au carbone).

Le risque d'une attaque de corrosion profonde est plus grand si la surface du métal le plus noble (c'est-à-dire l'acier inoxydable) est importante par rapport à la surface du métal le moins noble (c'est-à-dire l'acier au carbone). Il convient d'apporter un soin particulier à l'application de peintures ou autres revêtements sur l'acier au carbone. S'il subsiste d'éventuels petits pores ou trous d'épingle dans le revêtement, la petite surface nue d'acier au carbone entraîne un rapport de surface anode/cathode très élevé, et il peut survenir une attaque de piqûres sévère de l'acier au carbone. Naturellement, cette attaque peut être très sévère en cas d'immersion. Pour cette raison, il est préférable de peindre l'acier inoxydable car les pores éventuels n'entraîneront que de faibles rapports de surfaces.

Des rapports de surfaces défavorables sont susceptibles d'apparaître avec les fixations et au niveau des joints. Il convient d'éviter l'utilisation de fixations en acier au carbone dans les éléments en acier inoxydable car le rapport entre la surface de l'acier inoxydable et celle de l'acier au carbone est important, et les fixations seraient soumises à une attaque agressive. Inversement, la vitesse de l'attaque d'un élément en acier au carbone par une fixation en acier inoxydable est beaucoup plus faible. Il est en général utile de tirer parti de l'expérience acquise sur des sites similaires car différents métaux peuvent souvent être associés en toute sécurité dans des conditions de condensation ou d'humidité occasionnelles sans effets nocifs, surtout lorsque la conductivité de l'électrolyte est faible.

La prévision de ces effets est difficile car la vitesse de corrosion est déterminée par un certain nombre de facteurs complexes. L'utilisation de tableaux de potentiels ne tient pas compte de la présence de couches d'oxydes superficiels ni des effets des rapports de surfaces, ni de la chimie des différentes solutions (électrolytes). Par conséquent, une utilisation inconsidérée de ces tableaux peut produire des résultats erronés. Il convient de les utiliser avec précautions et uniquement pour une évaluation initiale.

Les aciers inoxydables constituent en général la cathode dans un couple galvanique et ne souffrent donc pas de corrosion. Le contact entre les aciers inoxydables austénitiques et le zinc ou l'aluminium peut entraîner une certaine corrosion supplémentaire de ces deux derniers métaux. Il est peu probable que ce phénomène soit significatif pour la structure, mais la poudre grise/blanche qui en résulte peut être jugée inesthétique. Il convient en général d'éviter le couple formé avec du cuivre sauf dans des conditions favorables.

Le comportement général des métaux en contact galvanique en environnement rural, urbain, industriel et côtier est traité plus en détail dans le document PD 6484 : *Commentary on corrosion at bimetallic contacts and its alleviation*.

Fissuration par corrosion sous contraintes

L'apparition d'une fissuration par corrosion sous contraintes (FCC) nécessite la présence simultanée de contraintes de traction et de facteurs d'environnement spécifiques peu susceptibles d'être rencontrés dans les atmosphères de bâtiments normales. Il n'est pas nécessaire que les contraintes soient très élevées par rapport à la limite d'élasticité conventionnelle du matériau, et elles peuvent être provoquées par le chargement et par des effets résiduels dus aux processus de fabrication comme le soudage ou le pliage. Généralement, les aciers duplex possèdent une résistance à la fissuration par corrosion sous contraintes supérieure à celle des aciers inoxydables austénitiques couverts dans ce guide. Les aciers inoxydables austénitiques hautement alliés comme les nuances 1.4539, 1.4529, 1.4547 et 1.4565 (non couverts dans ce guide) ont été développés pour des applications où la fissuration par corrosion sous contraintes est un danger potentiel.

Il convient de prendre des précautions lorsque des éléments en acier inoxydable soumis à des contraintes résiduelles élevées (par ex. en raison du travail à froid) sont utilisés dans des environnements riches en chlorures (par ex. piscines, constructions maritimes ou de haute mer). L'EN 1993-1-4 recommande de n'utiliser que les nuances 1.4529, 1.4547, 1.4565 pour les éléments porteurs en atmosphères chlorées qui ne peuvent pas être nettoyés régulièrement (dans les plafonds suspendus au-dessus des piscines par ex.), à moins que la concentration en ions chlorures dans l'eau de la piscine soit ≤ 250 mg/l (ce qui est inhabituel), auquel cas la nuance 1.4539 peut également convenir. Les nuances alternatives pour lesquelles il a été montré qu'elles possèdent une résistance équivalente à la fissuration par corrosion sous contraintes dans ces atmosphères peuvent aussi être utilisées.

Corrosion générale (uniforme)

Dans les conditions normales typiquement rencontrées dans les applications de construction, les aciers inoxydables ne souffrent pas de la perte générale de section qui est caractéristique de la rouille dans les fers et aciers non-alliés.

L'acier inoxydable est résistant à de nombreux produits chimiques ; en fait, il est parfois utilisé pour les contenir. Cependant, il convient de se référer aux tableaux fournis par les fabricants ou à l'avis d'un ingénieur spécialisé dans la corrosion dans tous les cas où l'acier inoxydable doit entrer en contact avec des produits chimiques.

Corrosion intergranulaire (sensibilisation) et affaiblissement des soudures

Lorsque les aciers inoxydables austénitiques sont soumis à un chauffage prolongé dans la plage de 450°C à 850°C, le carbone présent dans l'acier se diffuse aux joints du grain et entraîne la formation de carbure de chrome. Ce processus diminue la teneur en chrome de la solution solide et laisse une teneur en chrome réduite à proximité immédiate des joints du grain. L'acier atteignant cet état est dit *sensibilisé*. Les joints du grain deviennent sujets à une attaque préférentielle lors d'une exposition ultérieure à un environnement corrosif. Ce phénomène est connu sous le nom d'*affaiblissement des soudures* lorsqu'il se produit dans la zone thermiquement affectée d'une soudure.

Il existe trois moyens d'éviter la corrosion intergranulaire :

- utilisation d'acier à faible teneur en carbone,

- utilisation d'acier stabilisé au titane ou au niobium, car ces éléments se combinent de préférence avec le carbone pour former des particules stables, réduisant ainsi le risque de formation de carbure de chrome,
- utilisation d'un traitement thermique, mais cette méthode est rarement utilisée en pratique.

Les nuances d'acier inoxydable à faible teneur en carbone (maximum 0,03 %), pour les plaques d'épaisseur allant jusqu'à 20 mm, ne souffrent pas de corrosion intergranulaire après soudage effectué par des procédés à l'arc.

3.7.3 Corrosion en environnements sélectionnés

Air

Les environnements atmosphériques varient, tout comme leurs effets sur les aciers inoxydables. Les atmosphères rurales, non contaminées par des émanations industrielles ou par le sel marin, sont très douces en ce qui concerne la corrosivité, même dans des zones très humides. Les atmosphères industrielles et maritimes sont considérablement plus sévères. Il convient de se référer au Tableau 3.7 donnant des directives sur le choix de types appropriés d'acier inoxydable.

Les causes les plus courantes de corrosion atmosphérique sont les particules de fer métallique provenant des opérations de fabrication soit en atelier soit sur site, et les chlorures provenant de la mer, des processus industriels ou du chlorure de calcium utilisé pour fabriquer le ciment. Certains dépôts de particules, bien qu'inertes, sont capables d'absorber des solutions faiblement acides de dioxyde de soufre présent dans l'atmosphère, ce qui peut détruire localement la couche passive.

L'aspect général de l'acier inoxydable exposé est affecté par la finition superficielle (plus elle est lisse, meilleure est la protection) et les lavages réguliers (intentionnels ou par la pluie).

Eau de mer

L'eau de mer, y compris l'eau saumâtre, contient de fortes proportions de chlorure et elle est donc très corrosive, particulièrement lorsque le courant d'eau est faible (inférieur à 1,5 m/s environ). Avec des courants faibles, des piqûres sévères peuvent se produire avec les nuances 1.4301 et 1.4401. De même, ces nuances peuvent souffrir d'attaques au niveau de crevasses, celles-ci provenant de détails constructifs ou d'organismes nuisibles comme les anatifes.

Les brouillards salins peuvent provoquer une attaque aussi forte qu'une immersion complète car la concentration de chlorure est augmentée par l'évaporation de l'eau ou en raison du dépôt de cristaux de sel.

L'éventualité de corrosion galvanique sévère doit être envisagée si l'acier inoxydable est utilisé avec d'autres métaux en présence d'eau de mer.

Autres eaux

Les aciers inoxydables austénitiques se comportent en général de façon satisfaisante dans les eaux distillées, du réseau de distribution et de chaudières. Lorsque l'acidité est élevée, la nuance 1.4401 doit être préférée, sinon la nuance 1.4301 suffit généralement. La nuance 1.4401 est également conseillée comme étant la plus adaptée en présence de faibles quantités de chlorure afin d'éviter d'éventuels problèmes de corrosion en piqûres et en crevasses. L'eau de rivière requiert une attention particulière ; l'activité biologique et microbiologique peut

provoquer des piqûres dans les aciers inoxydables austénitiques relativement rapidement.

Il convient d'étudier l'éventualité d'érosion-corrosion dans le cas des eaux contenant des particules abrasives.

Environnements chimiques

Le domaine d'application de l'acier inoxydable dans les environnements chimiques est vaste et ce sujet ne peut pas être couvert ici en détail. Il convient de noter, toutefois, que dans de nombreuses applications des aciers autres que ceux traités dans le présent guide peuvent s'avérer plus appropriés. Il convient de solliciter l'avis d'un ingénieur spécialiste de la corrosion.

Les graphiques publiés par les fabricants et montrant des résultats d'essais de corrosion en présence de divers produits chimiques exigent une interprétation prudente. Bien qu'ils servent de guide quant à la résistance d'une nuance particulière, les conditions d'exploitation (températures, pressions, concentrations, etc.) varient et sont en général différentes des conditions des essais. En outre, l'effet des impuretés, ainsi que le degré d'aération, peuvent avoir une influence sensible sur les résultats.

Sols

La corrosion externe de l'acier inoxydable enterré dépend de la composition chimique du sol et de sa résistivité. Les sols diffèrent dans leur corrosivité selon le niveau de moisissure, le pH, l'aération, la présence de contamination chimique, l'activité microbologique et le drainage surfacique. Les aciers inoxydables se comportent généralement bien dans des sols variés et spécialement dans les sols possédant une résistivité élevée, bien que quelques piqûres soient apparues dans des sols humides peu résistifs. La présence d'espèces chimiques agressives comme des ions chlorures mais aussi différents types de bactéries et des courants de fuite (provoqués par des systèmes de transport de courants électriques locaux comme les chemins de fer ou des systèmes de tramways) peuvent créer une corrosion localisée. Le développement d'un courant de fuite peut être empêché par une isolation électrique convenable des câbles (revêtements ou gaine) et/ou une protection cathodique.

Pour les choix de nuances, il est recommandé de tenir compte de la résistance à la corrosion des aciers enterrés, d'abord en fonction de la présence des ions chlorure, puis de la résistivité du sol et de son pH, en supposant, dans tous les cas, les sols peu drainés. Le Tableau 3.8 contient des recommandations de nuances convenables pour différentes conditions de sols.

Tableau 3.8 Nuances d'acier inoxydables pour une utilisation dans différents types de sols

Localisation typique	Type de sol	Nuance d'acier inoxydable
A l'intérieur des terres	Cl < 500 ppm	1.4301
	Résistivité >1000 ohm.cm	1.4404
	pH > 4,5	
Environnement marin – hors zone de marnage	Cl < 1500 ppm	
	Résistivité >1000 ohm.cm	1.4404
	pH > 4,5	
Environnement marin – dans la zone de marnage	Cl < 6000 ppm	1.4410
	Résistivité >500 ohm.cm	1.4547
	pH > 4,5	

Note :

La nuance 1.4410 est une nuance duplex et la nuance 1.4547 est une nuance super-austénitique. Elles ne sont généralement pas utilisées dans des applications pour la construction et elles sortent du cadre de ce document.

Calcul en vue de la prévention de la corrosion

L'étape la plus importante dans la prévention des problèmes de corrosion est le choix d'une nuance d'acier inoxydable appropriée associée à des procédures de fabrication adaptées à l'environnement donné. Toutefois, lorsqu'un acier particulier a été spécifié, des gains considérables peuvent être obtenus dans l'exploitation de la totalité du potentiel de résistance de l'acier en apportant un soin attentif aux détails constructifs. Dans l'idéal, il convient que les actions anticorrosion soient envisagées lors de l'étape d'avant-projet et lors de la conception détaillée.

Le Tableau 3.9 propose une liste de points à prendre en compte. Il est possible que tous les aspects ne conduisent pas aux meilleures dispositions du point de vue de la résistance de la structure, et tous ne sont pas destinés à être appliqués à tous les environnements. En particulier, dans les environnements à faible corrosivité ou lorsqu'un entretien régulier est effectué, un grand nombre d'entre eux ne sont pas indispensables. La Figure 3.3 illustre de bonnes et mauvaises dispositions constructives pour ce qui concerne la durabilité.

Tableau 3.9 *Calcul en vue de la prévention de la corrosion*

Éviter d'emprisonner les impuretés

- orienter les cornières et les profils en U de sorte à réduire au minimum la possibilité de rétention d'impuretés
- prévoir des trous d'évacuation, en s'assurant que leur dimension est suffisante pour éviter qu'ils se bouchent
- éviter les surfaces horizontales
- spécifier une légère pente sur les raidisseurs en plat qui sont nominalement horizontaux
- utiliser des profils tubulaires et des barres pleines (en étanchéifiant les tubes remplis de gaz ou d'air sec lorsqu'il existe un risque de formation de condensats néfastes)
- spécifier des finitions lisses.

Éviter les crevasses

- utiliser des assemblages soudés plutôt que boulonnés
- utiliser des soudures d'étanchéité ou des cordons de mastic
- de préférence, profiler / rectifier les soudures
- prévenir les souillures biologiques.

Réduire la possibilité d'apparition de fissuration par corrosion sous contraintes dans les environnements spécifiques où elle peut survenir (cf. Partie 3.7.2) :

- réduire au minimum les contraintes de fabrication en choisissant soigneusement les séquences de soudage
- décaper au jet abrasif (mais éviter l'utilisation de grenaille en fer/acier).

Réduire la possibilité d'apparition de piqûres (cf. Chapitre 10) :

- éliminer les éclaboussures de soudure
- décalaminer chimiquement l'acier inoxydable afin d'éliminer les produits de soudage indésirables. Il convient d'éviter les réactifs fortement oxydants contenant du chlorure tel le chlorure de fer ; il est conseillé d'utiliser plutôt un bain ou une pâte à décalaminer contenant un mélange d'acide nitrique et d'acide fluorhydrique. Il convient que les soudures soient toujours nettoyées afin de rétablir la résistance à la corrosion.
- éviter la contamination par des particules d'acier au carbone (par ex. utiliser une zone de travail et des outils spécialement affectés à l'acier inoxydable)
- suivre un programme d'entretien approprié.

Réduire la possibilité de corrosion galvanique (cf. Partie 3.7.2) :

- utiliser une isolation électrique
 - utiliser des peintures de façon appropriée
 - réduire au minimum les périodes d'humidité
 - utiliser des métaux dont les potentiels électriques sont proches.
-

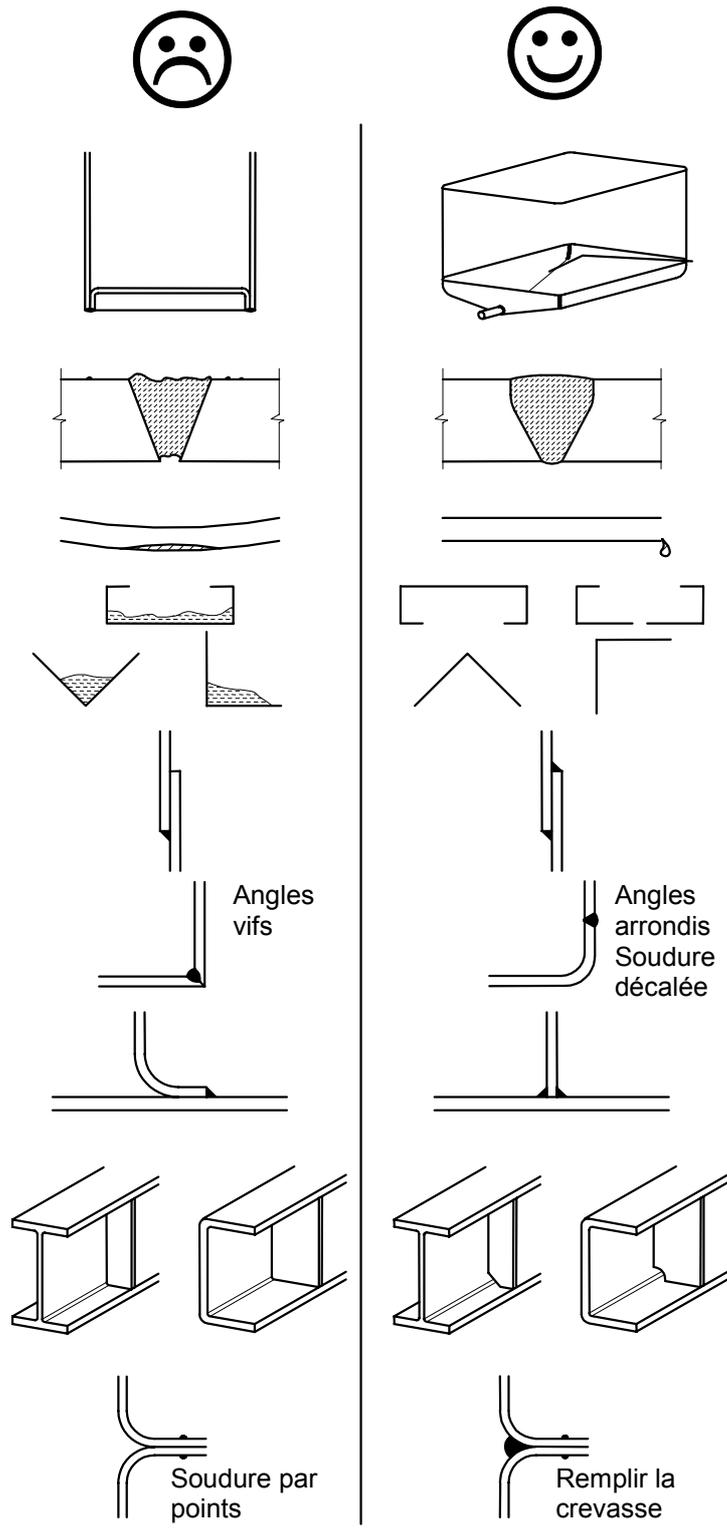


Figure 3.3 *Bonnes et mauvaises dispositions constructives pour la durabilité*

4 CARACTÉRISTIQUES DES SECTIONS

4.1 Généralités

Les recommandations données dans les Chapitres 4 et 5 s'appliquent aux sections transversales composées d'éléments respectant les limites dimensionnelles données dans la Partie 4.2.

Les rapports largeur-épaisseur des parois totalement ou partiellement comprimées déterminent si elles sont soumises ou non à un voilement local entraînant une réduction de la résistance de la section transversale. Les parois ainsi que les sections transversales sont groupées en Classes 1, 2, 3 ou 4 selon leur sensibilité au voilement local et selon leur capacité de rotation (Classes 1 et 2), cf. Partie 4.3.

La réduction de la résistance des sections transversales de Classe 4 peut être prise en compte dans le calcul par l'utilisation de largeurs efficaces pour les éléments, cf. Partie 4.4.1.

Il convient de n'utiliser les dimensions entraxes que pour le calcul des caractéristiques des sections des barres formées à froid et les bardages. Pour les autres sections, il convient de tenir compte des dimensions totales. L'EN 1993-1-3 et l'EN 1993-1-5 autorisent les dimensions entraxes dans le calcul des résistances. L'EN 1993-1-1 autorise aussi l'utilisation des dimensions entraxes pour le calcul des résistances dans certains cas (voir l'EN 1993-1-1, Clause 6.2.1(9) mais aussi 6.2.5(2)).

4.2 Rapports largeur-épaisseur maximum

Le Tableau 4.1 donne les rapports largeur-épaisseur maximum recommandés pour les éléments en acier inoxydable.

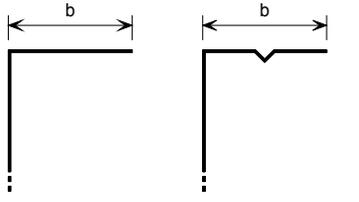
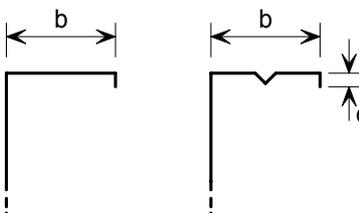
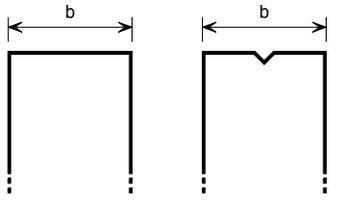
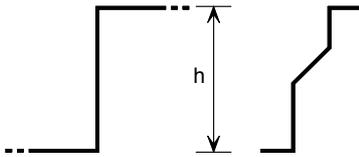
4.3 Classification des sections transversales

4.3.1 Généralités

En principe, les sections transversales en acier inoxydable peuvent être classifiées de la même façon que celles en acier au carbone. Quatre Classes de sections transversales sont définies de la manière suivante :

Classe 1	Sections transversales pouvant former une rotule plastique avec la capacité de rotation requise pour une analyse plastique.
Classe 2	Sections transversales pouvant développer leur moment de résistance plastique, mais avec une capacité de rotation limitée.
Classe 3	Sections transversales dont la contrainte calculée dans la fibre extrême comprimée de l'élément en acier peut atteindre la limite d'élasticité, mais dont le voilement local est susceptible d'empêcher le développement du moment de résistance plastique.
Classe 4	Sections transversales dont la résistance au moment fléchissant ou à la compression doit être déterminée avec prise en compte explicite des effets de voilement local.

Tableau 4.1 *Rapports largeur-épaisseur maximum*

<p>a) Élément plan ou élément comportant un raidisseur intermédiaire assemblé à une âme sur un bord et dont l'autre bord n'est pas appuyé :</p>	<p>$b/t \leq 50$</p> 
<p>b) Élément plan ou élément comportant un raidisseur intermédiaire assemblé à une âme sur un bord et dont l'autre bord comporte un petit retour simple :</p>	<p>$b/t \leq 60$ $c/t \leq 50$</p> 
<p>c) Élément plan ou élément comportant un raidisseur intermédiaire assemblé sur ses deux bords à des âmes ou à des semelles :</p>	<p>$b/t \leq 400$</p>  <p>$h/t \leq 400$</p> 
<p>Note : Les parois planes appuyées comme montré en (a) ci-dessus et possédant des rapports b/t excédant 30 environ ainsi que les autres parois planes appuyées différemment et possédant des rapports b/t excédant environ 75 sont susceptibles de présenter des déformations visibles à l'état limite de service.</p>	

La classification d'une section transversale dépend de la Classe la plus élevée (la plus défavorable) de ses parois constitutives partiellement ou totalement comprimées. Il convient de noter que la classification de section transversale peut varier en fonction de la proportion de moment ou de charge axiale présente et peut donc varier le long d'une barre.

4.3.2 Classification des parois des sections transversales

Les sections sont classifiées en Classes 1, 2, ou 3 selon les limites indiquées dans le Tableau 4.2. Les sections qui ne satisfont pas les critères donnés pour les sections de Classe 3 sont classifiées en Classe 4.

Tableau 4.2 Rapport largeur-épaisseur maximum pour les parois comprimées

Parois comprimées internes

Distribution de contraintes (compression positive)

Élastique Plastique

Axe de flexion

Classe	Paroi fléchie	Paroi comprimée	Paroi fléchie et comprimée	
1	$c/t \leq 56,0\varepsilon$	$c/t \leq 25,7\varepsilon$	lorsque $\alpha > 0,5$: $c/t \leq 308\varepsilon/(13\alpha - 1)$ lorsque $\alpha \leq 0,5$: $c/t \leq 28\varepsilon/\alpha$	
2	$c/t \leq 58,2\varepsilon$	$c/t \leq 26,7\varepsilon$	lorsque $\alpha > 0,5$: $c/t \leq 320\varepsilon/(13\alpha - 1)$ lorsque $\alpha \leq 0,5$: $c/t \leq 29,1\varepsilon/\alpha$	
3	$c/t \leq 74,8\varepsilon$	$c/t \leq 30,7\varepsilon$	$c/t \leq 15,3\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ Pour k_σ voir 4.4.1	
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Nuance	1.4301	1.4401	1.4462
	f_y (MPa)	210	220	460
	ε	1,03	1,01	0,698

Notes :

Pour les sections creuses, c peut être pris égal à $(h-2t)$ or $(b-2t)$ en toute sécurité

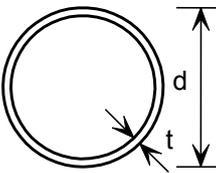
$E = 200\,000$ MPa

$\alpha = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{N_{Ed}}{f_y c \sum t_w} \right)$ pour les sections symétriques par rapport à l'axe de grande inertie

Tableau 4.2 (suite) Rapport largeur-épaisseur maximum pour les parois comprimées

Semelles en console				
		Répartition des contraintes (compression positive) Extrémité comprimée Extrémité tendue 		
Paroi fléchie et comprimée				
Classe	Type de profil	Paroi comprimée	Extrémité comprimée / Extrémité tendue	
			Extrémité comprimée	Extrémité tendue
1	Formé à froid	$c/t \leq 10,0\varepsilon$	$c/t \leq \frac{10\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{10\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
	Soudé	$c/t \leq 9,0\varepsilon$	$c/t \leq \frac{9\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
2	Formé à froid	$c/t \leq 10,4\varepsilon$	$c/t \leq \frac{10,4\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{10,4\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
	Soudé	$c/t \leq 9,4\varepsilon$	$c/t \leq \frac{9,4\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9,4\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
3	Formé à froid	$c/t \leq 11,9\varepsilon$	$c/t \leq 18,1\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$	Pour k_σ voir 4.4.1.
	Soudé	$c/t \leq 11,0\varepsilon$	$c/t \leq 16,7\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$	Pour k_σ voir 4.4.1.
Cornières				
Voir également les parois en console Ne s'applique pas aux cornières en contact continu avec d'autres composants				
Classe	Section comprimée			
3	$h/t \leq 11,9 \varepsilon ; \quad (b + h)/2t \leq 9,1 \varepsilon$			
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Nuance	1.4301	1.4401	1.4462
	f_y (MPa)	210	220	460
	ε	1,03	1,01	0,698
Note : $E = 200\,000$ MPa $\alpha = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{N_{Ed}}{f_y c \sum t_w} \right)$ pour les sections symétriques par rapport à l'axe de grande inertie				

Tableau 4.2 (suite) Rapport largeur-épaisseur maximum pour les parois comprimées

Sections tubulaires				
				
Classe	Section fléchie		Section comprimée	
1	$d/t \leq 50\varepsilon^2$		$d/t \leq 50\varepsilon^2$	
2	$d/t \leq 70\varepsilon^2$		$d/t \leq 70\varepsilon^2$	
3	$d/t \leq 280\varepsilon^2$		$d/t \leq 90\varepsilon^2$	
	Note : Pour $d/t > 280\varepsilon^2$ voir EN 1993-1-6		Note : Pour $d/t > 90\varepsilon^2$ voir EN1993-1-6	
	Nuance	1.4301	1.4401	1.4462
$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	f_y (MPa)	210	220	460
	ε	1,03	1,01	0,698
Note : $E = 200\,000$ MPa				

4.4 Largeurs efficaces

4.4.1 Largeurs efficaces des parois de sections transversales de Classe 4

Les caractéristiques des sections transversales de Classe 4 peuvent être établies par calcul au moyen des largeurs efficaces des parois constitutives dont les sections sont entièrement ou partiellement comprimées. En alternative, on peut faire appel à des essais, cf. Chapitre 9.

L'aire efficace d'une section de Classe 4 entièrement ou partiellement comprimée, A_{eff} , représente l'aire brute de la section transversale moins la somme des parties non efficaces de chacune des ses parois constitutives élancées. L'aire efficace de chaque paroi de Classe 4 est sa largeur efficace b_{eff} calculée ci-dessous multipliée par son épaisseur. Dans le cas où la section transversale est soumise à la flexion, il est également nécessaire de calculer le moment d'inertie efficace I_{eff} et le module de section efficace W_{eff} .

Les largeurs efficaces des parois entièrement ou partiellement comprimées peuvent être prises dans le Tableau 4.3 pour les parois internes, et dans le Tableau 4.4 pour les parois en console.

Les largeurs efficaces des parois de semelle comprimées peuvent être basées sur le rapport de contraintes ψ déterminé pour la section transversale brute (ψ est défini dans les Tableaux 4.3 et 4.4). Il convient que la largeur efficace d'une paroi d'âme soit basée sur le rapport de contraintes ψ déterminé pour une section transversale qui comprend, d'une part, l'aire efficace de la semelle comprimée et, d'autre part, l'aire brute de l'âme et de la semelle tendue.

Le coefficient de réduction ρ peut être calculé de la façon suivante :

Parois internes formées à froid ou soudées :

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{mais } \leq 1 \quad (4.1a)$$

Parois en console formées à froid :

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,231}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{mais } \leq 1 \quad (4.1b)$$

Parois en console soudées :

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,242}{\bar{\lambda}_p^2} \quad \text{mais } \leq 1 \quad (4.1c)$$

où $\bar{\lambda}_p$ représente l'élançement réduit de la paroi défini comme :

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (4.2)$$

où :

t est l'épaisseur appropriée

k_σ est le coefficient de voilement correspondant au rapport de contraintes ψ tiré du Tableau 4.3 ou du Tableau 4.4 selon le cas

\bar{b} est la largeur appropriée définie comme suit :

$\bar{b} = d$ pour les âmes (sauf les RHS – sections creuses rectangulaires)

$\bar{b} =$ largeur de paroi pour les âmes des RHS, qui peut être prise égale à $h-2t$ en toute sécurité

$\bar{b} = b$ pour les semelles internes (sauf les RHS)

$\bar{b} =$ largeur de paroi pour les semelles des RHS, qui peut être prise égale à $b-2t$ en toute sécurité

$\bar{b} = c$ pour les semelles en console

$\bar{b} = h$ pour les cornières à ailes égales et les cornières à ailes inégales

ε est le coefficient de matériau défini dans le Tableau 4.2.

En général, l'axe neutre de la section efficace est décalé d'une distance e par rapport à l'axe neutre de la section brute, cf. Figures 4.1 et 4.2. Il convient d'en tenir compte lors du calcul des caractéristiques de la section transversale efficace.

Lorsque la section transversale est soumise à une compression axiale, les recommandations de la Partie 5.5.2 tiennent compte du moment additionnel ΔM_{Ed} donné par :

$$\Delta M_{Ed} = N_{Ed} e_N$$

où e_N est le décalage de l'axe neutre lorsque la section transversale est soumise à une compression uniforme, cf. Figure 4.2.

Tableau 4.3 Parois comprimées internes

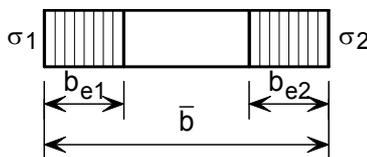
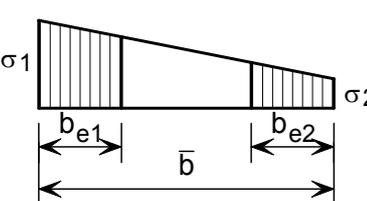
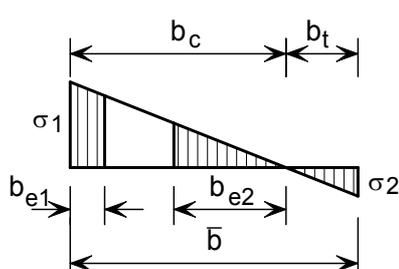
Répartition des contraintes (compression positive)				Largeur efficace b_{eff}		
				$\psi = 1 :$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff} \quad b_{e2} = 0,5 b_{eff}$		
				$1 > \psi \geq 0 :$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2 b_{eff}}{5 - \psi} \quad b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$\psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff} \quad b_{e2} = 0,6 b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
Coefficient de voilement k_σ	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98 (1 - \psi)^2$

Tableau 4.4 Parois comprimées en console

Répartition des contraintes (compression positive)		Largeur efficace b_{eff}			
		$1 > \psi \geq 0 :$ $b_{eff} = \rho c$			
		$\psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	0	-1	$+1 \geq \psi \geq -3$	
Coefficient de voilement k_σ	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21 \psi + 0,07 \psi^2$	
		$1 > \psi \geq 0 :$ $b_{eff} = \rho c$			
		$\psi < 0 :$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Coefficient de voilement k_σ	0,43	$0,578 / (\psi + 0,34)$	1,70	$1,7 - 5 \psi + 17,1 \psi^2$	23,8

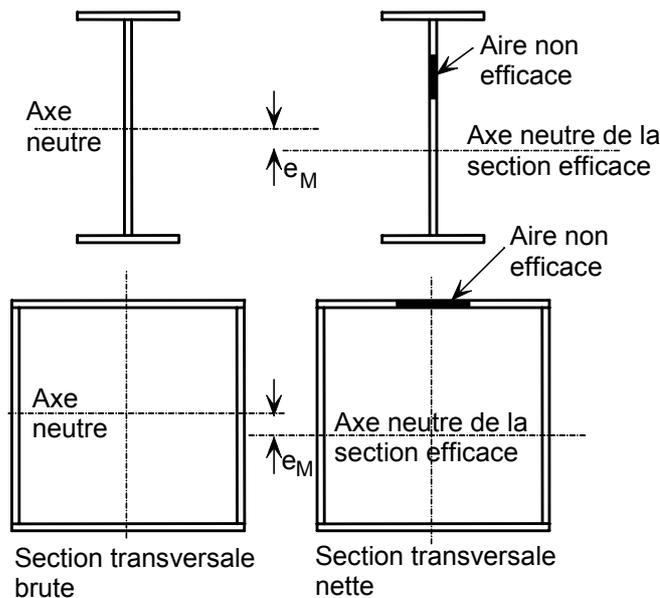


Figure 4.1 Section transversale de Classe 4 soumise à un moment fléchissant

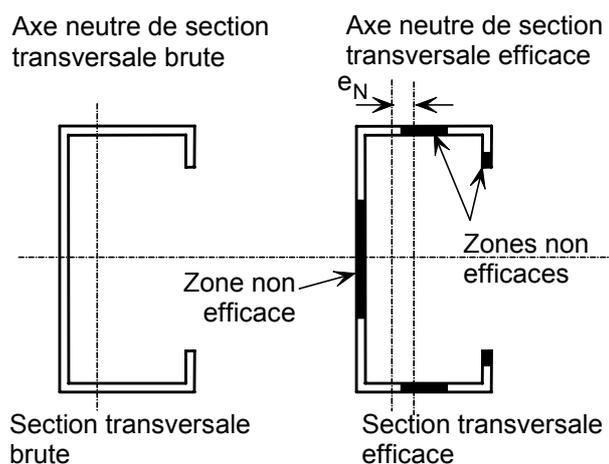


Figure 4.2 Section transversale de Classe 4 comprimée

4.4.2 Effets du traînage de cisailement

Les effets du traînage de cisailement dans les semelles peuvent être négligés si $b_0 < L_e / 50$, où b_0 correspond à la largeur de la semelle en console ou la demi largeur d'une paroi intérieure et L_e est la longueur entre points de moments nuls. Si la limite de b_0 est dépassée, il convient de prendre en compte les effets du traînage de cisailement dans les semelles ; cette recommandation de l'EN 1993-1-5 pour les aciers au carbone est applicable ici. Il est à noter que l'EN 1993-1-5 exige que le traînage de cisailement soit pris en compte à la fois pour l'état limite ultime et pour l'état limite de service.

4.4.3 Déformation transversale des semelles

Il convient de tenir compte de l'effet de la déformation transversale sur la capacité portante (c'est-à-dire courbure interne vers le plan neutre) d'une semelle de grande largeur dans un profil soumis à une flexion, ou d'une semelle dans un profil cintré

également soumis à une flexion et dont le côté concave est comprimé, à moins que ladite déformation transversale ne soit inférieure à 5% de la profondeur de la section transversale du profil. Lorsque la déformation transversale est plus importante, il est alors recommandé de tenir compte de la réduction de la capacité portante, par exemple du fait d'une diminution de la longueur du bras de levier des éléments des plages, et de l'effet potentiel de la flexion des âmes.

Il est peu probable que les rapports largeur/épaisseur des semelles des poutres typiques en acier inoxydable soient affectés par déformation transversale des semelles. Si nécessaire, les recommandations de l'EN 1993-1-3 pour l'acier au carbone restent valables.

4.5 Parois raidies

4.5.1 Raidisseurs de bord

Les recommandations de l'EN 1993-1-3 pour l'acier au carbone sont applicables.

4.5.2 Raidisseurs intermédiaires

Les recommandations de l'EN 1993-1-3 pour l'acier au carbone sont applicables.

4.5.3 Plaques à nervures trapézoïdales avec raidisseurs intermédiaires

Dans le cas où elle est soumise à une compression uniforme, il convient de considérer la section transversale efficace d'une plaque munie de raidisseurs intermédiaires comme composée des aires efficaces réduites $A_{s,red}$ comprenant deux bandes de largeur $0,5b_{eff}$ ou $15t$ adjacentes au raidisseur, voir Figure 4.3 et 4.4.

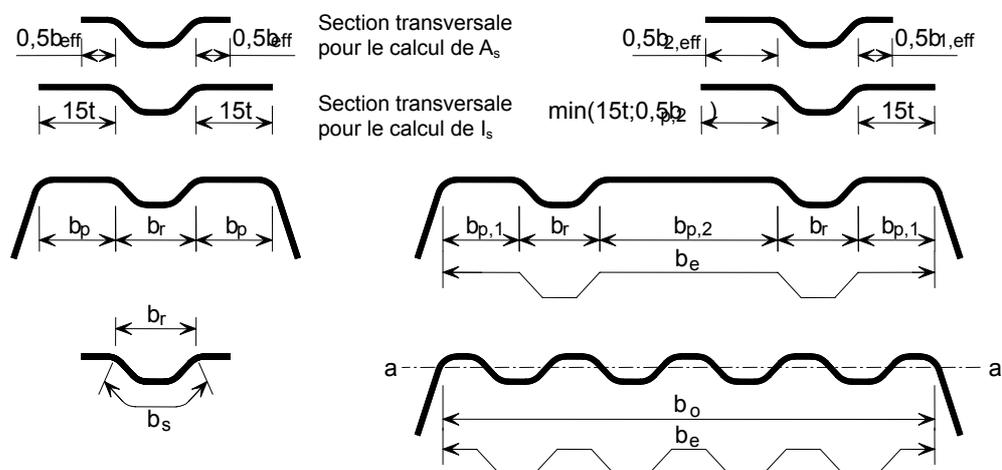


Figure 4.3 Semelle comprimée avec un, deux ou des raidisseurs multiples

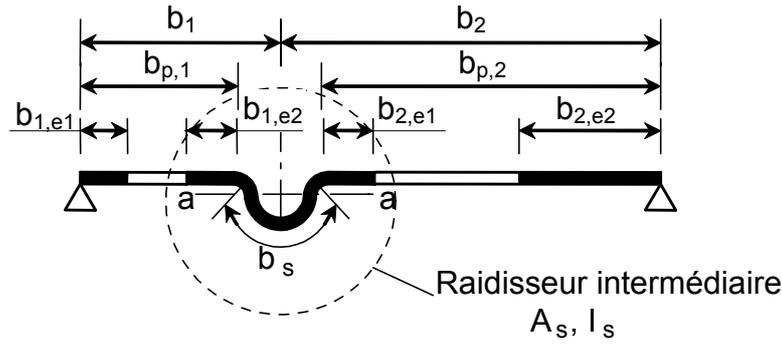


Figure 4.4 *Raidisseur intermédiaire*

Pour un raidisseur central unique, il convient de déterminer la contrainte critique de flambement élastique $\sigma_{cr,s}$ (utilisée pour la détermination de $\bar{\lambda}_d$) par l'expression suivante :

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p^2(2b_p + 3b_s)}} \quad (4.3)$$

où :

b_p est la largeur de référence de la paroi, comme indiqué sur les Figure 4.3, 4.4 et 4.5

b_s est la largeur développée du raidisseur, voir Figure 4.3, 4.4 et 4.5

A_s est l'aire de la section transversale du raidisseur selon les Figure 4.3, 4.4 et 4.5

I_s est le moment d'inertie du raidisseur selon les Figure 4.3, 4.4 et 4.5

k_w est un coefficient qui tient compte du maintien partiel de rotation de la plage raidie par les âmes ou d'autres éléments adjacents, cf. ci-dessous. Pour le calcul de la section efficace en compression axiale, $k_w=1,0$.

Pour deux raidisseurs de plage disposés symétriquement, il convient de déterminer la contrainte critique de flambement élastique $\sigma_{cr,s}$ par l'expression suivante :

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{8b_l^2(3b_e - 4b_l)}} \quad (4.4)$$

avec :

$$b_e = 2b_{p,1} + b_{p,2} + 2b_s \quad (4.5)$$

$$b_l = b_{p,1} + 0,5b_r \quad (4.6)$$

où :

$b_{p,1}$ est la largeur de référence d'une paroi extérieure, comme indiqué sur la Figure 4.4,

$b_{p,2}$ est la largeur de référence de la paroi centrale, comme indiqué sur la Figure 4.4

b_r est la largeur hors-tout d'un raidisseur, cf. Figure 4.3.

La valeur de k_w peut être déterminée, à partir de la longueur d'onde l_b de flambement de la plage comprimée, de la façon suivante :

$$\text{si } \frac{l_b}{s_w} \geq 2, \quad k_w = k_{w0} \quad (4.7)$$

$$\text{si } \frac{l_b}{s_w} < 2, \quad k_w = k_{w0} - (k_{w0} - 1) \left[\frac{2l_b}{s_w} - \left(\frac{l_b}{s_w} \right)^2 \right] \quad (4.8)$$

où :

s_w est la largeur de l'âme, cf. Figure 4.5.

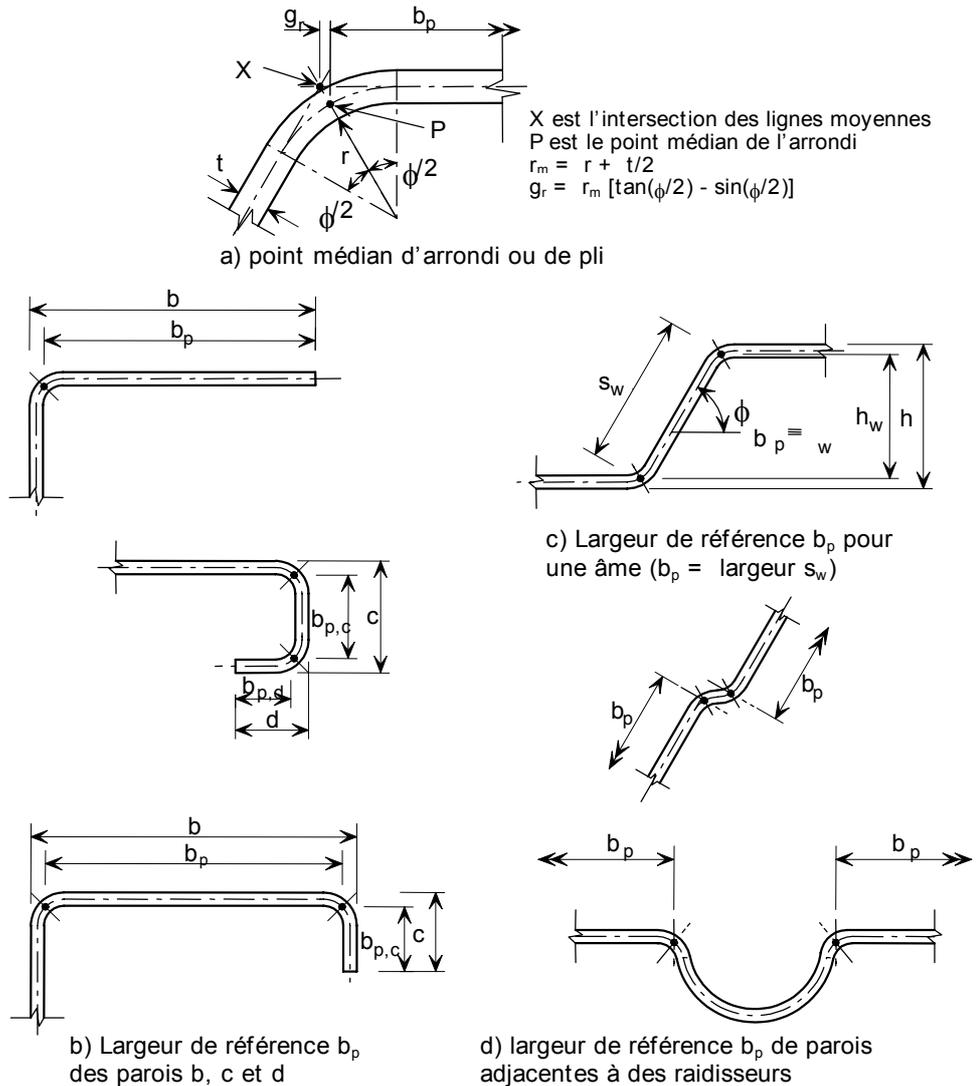


Figure 4.5 Largeur théorique de la paroi b_p prenant en compte les rayons d'angle

Comme alternative plaçant du côté de la sécurité, le coefficient de maintien en rotation k_w peut être pris égal à 1,0 comme pour un appui articulé.

Les valeurs de l_b et k_{w0} peuvent être déterminées à partir des expressions suivantes :

a) pour une plage comprimée munie d'un seul raidisseur intermédiaire :

$$l_b = 3,07 \sqrt[4]{\frac{I_s b_p^2 (2b_p + 3b_s)}{t^3}} \quad (4.9)$$

$$k_{wo} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} \quad (4.10)$$

$$\text{avec } b_d = 2b_p + b_s \quad (4.11)$$

b) pour une plage comprimée munie de deux ou trois raidisseurs intermédiaires :

$$l_b = 3,65 \sqrt[4]{\frac{I_s b_1^2 (3b_e - 4b_1)}{t^3}} \quad (4.12)$$

$$k_{wo} = \sqrt{\frac{(2b_e + s_w)(3b_e - 4b_1)}{b_1(4b_e - 6b_1) + s_w(3b_e - 4b_1)}} \quad (4.13)$$

Il convient de prendre l'aire efficace réduite du raidisseur $A_{s,red}$ tenant compte du flambement par flexion-torsion égale à :

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_y / \gamma_{M0}}{\sigma_{com,ser}} \quad \text{mais } A_{s,red} \leq A_s \quad (4.14)$$

où :

$\sigma_{com,ser}$ est la contrainte maximale de compression dans le raidisseur (calculée sur la base de la section transversale efficace) pour le chargement à l'état limite de service.

Si les âmes ne sont pas raidies, il convient de déterminer le coefficient de réduction χ_d à partir des expressions suivantes :

$$\text{si } \bar{\lambda}_d \leq 0,65, \quad \chi_d = 1,0 \quad (4.15)$$

$$\text{si } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38, \quad \chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d \quad (4.16)$$

$$\text{si } \bar{\lambda}_d \geq 1,38, \quad \chi_d = \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} \quad (4.17)$$

où $\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_y / \sigma_{cr,s}}$.

Si les âmes sont aussi raidies, il convient de se reporter à l'EN 1993-1-3.

Pour la détermination des caractéristiques de section efficace, il convient de représenter l'aire efficace réduite $A_{s,red}$ en utilisant une épaisseur réduite $t_{red} = t A_{red} / A_s$ pour toutes les parois comprises dans A_s .

4.6 Calcul des caractéristiques des sections

4.6.1 Généralités

Il convient d'effectuer le calcul des caractéristiques des sections en prenant en compte toute réduction éventuelle de l'aire brute résultant du voilement local ou des trous selon les cas. L'amincissement du matériau au niveau des angles formés à

froid peut être négligé en raison de l'augmentation de résistance résultant de l'écroutissage.

4.6.2 Influence des angles arrondis

L'influence des angles arrondis sur la résistance de la section transversale peut être négligée si le rayon interne $r \leq 5t$ et $r \leq 0,10b_p$. Dans ce cas, la section transversale peut être supposée être constituée de parois planes avec des angles vifs. Pour les propriétés de rigidité de la section transversale, il convient de toujours prendre en compte l'influence des angles arrondis.

L'influence des angles arrondis peut être prise en compte avec une précision suffisante par la diminution des caractéristiques calculées pour une section transversale similaire pourvue d'angles vifs, cf. Figure 4.6, au moyen des expressions approchées suivantes :

$$A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) \quad (4.18)$$

$$I_g = I_{g,sh} (1 - 2\delta) \quad (4.19)$$

$$I_w = I_{w,sh} (1 - 4\delta) \quad (4.20)$$

dans lesquelles :

$$\delta = 0,43 \sum_{j=1}^n r_j \frac{\phi_j}{90^\circ} / \sum_{i=1}^m b_{p,i} \quad (4.21)$$

où :

A_g est l'aire de la section transversale brute

$A_{g,sh}$ est la valeur de A_g pour une section transversale à angles vifs

$b_{p,i}$ est la largeur plane théorique de la paroi plane i pour une section transversale à angles vifs

I_g est le moment d'inertie de flexion de la section transversale brute

$I_{g,sh}$ est la valeur de I_g pour une section transversale à angles vifs

I_w est l'inertie de gauchissement de la section transversale brute

$I_{w,sh}$ est la valeur de I_w pour une section transversale à angles vifs

ϕ_j est l'angle entre deux parois planes

m est le nombre de parois planes

n est le nombre de parois courbes

r_j est le rayon interne de la paroi courbe j .

Les réductions indiquées ci-dessus peuvent également être appliquées pour le calcul des caractéristiques des sections efficaces A_{eff} , $I_{y,eff}$, $I_{z,eff}$ et $I_{w,eff}$, à condition que les largeurs planes théoriques des parois planes soient mesurées aux points d'intersection de leurs axes centraux.

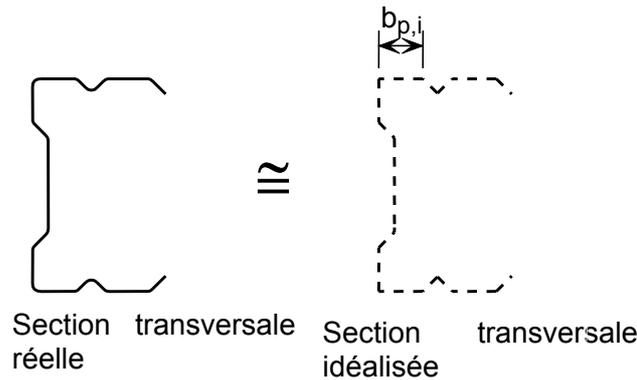


Figure 4.6 Section transversale réelle et idéalisée

4.6.3 Section brute

Lors du calcul des caractéristiques de la section brute, il n'est pas nécessaire de déduire les trous de fixation mais il convient de prendre en compte les ouvertures de plus grandes dimensions.

4.6.4 Section nette

Il convient de prendre l'aire nette d'une section ou d'un élément d'une section, égale à son aire brute diminuée des déductions appropriées pour toutes les ouvertures, y compris les trous de fixation. Dans les déductions concernant les fixations, il convient d'utiliser le diamètre de trou nominal.

Sous réserve que les trous ne soient pas disposés en quinconce, il convient que l'aire totale à déduire pour les trous de fixation soit la somme maximale des aires des sections des trous dans toute section transversale perpendiculaire à l'axe de la barre (voir plan de rupture (2) à la Figure 4.7).

Si les trous sont disposés en quinconce, il convient que l'aire totale à déduire pour les fixations soit la plus grande des valeurs suivantes :

- l'aire déduite pour les trous non disposés en quinconce

- $t \left(nd_0 - \sum \frac{s^2}{4p} \right)$

où :

- s est le pas en quinconce, l'entraxe de deux trous consécutifs dans la ligne, mesuré parallèlement à l'axe de la barre
- p est l'entraxe des deux mêmes trous mesuré perpendiculairement à l'axe de la barre
- t est l'épaisseur
- n est le nombre de trous situés sur toute la ligne diagonale ou en zigzag s'étendant progressivement sur la largeur de la barre ou partie de la barre, voir Figure 4.7
- d_0 est le diamètre du trou.

Pour les sections comme les cornières comportant des trous dans les deux ailes, il convient de mesurer l'espacement suivant le développé du feuillet moyen, cf. Figure 4.8.

Pour les cornières assemblées par une seule aile, voir Partie 6.2.

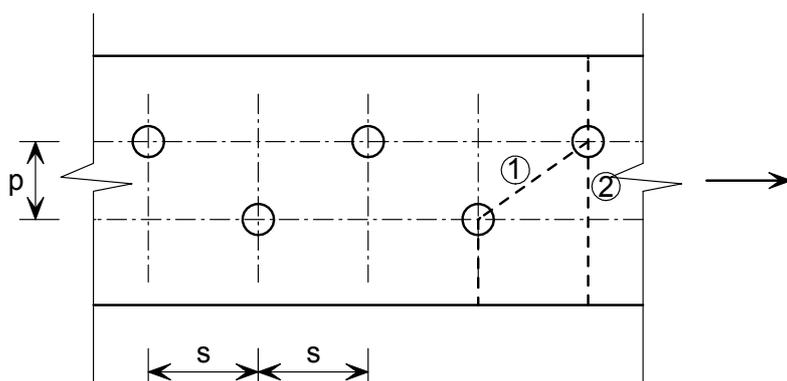


Figure 4.7 Trous en quinconce et lignes de rupture critiques 1 et 2

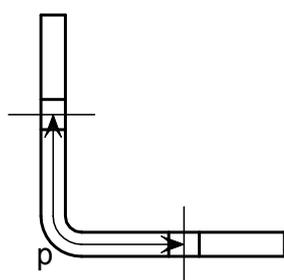


Figure 4.8 Espacement pour une cornière comportant des trous dans les deux ailes

4.7 Résistances des sections transversales

4.7.1 Généralités

Cette partie concerne uniquement la résistance des sections transversales ; une vérification du comportement vis-à-vis des instabilités potentielles est également indispensable pour déterminer la capacité de résistance de la barre ; elle est traitée au Chapitre 5. Les coefficients γ_M utilisés dans cette partie sont donnés dans le Tableau 2.1.

L'écrouissage associé aux opérations de formage à froid (cf. Partie 3.2.2) augmente en général la résistance de la section transversale mais il n'existe pas encore suffisamment de données pour l'acier inoxydable permettant de formuler des recommandations de calcul à ce sujet. Lorsqu'il est prévu d'exploiter les avantages de l'écrouissage, il est suggéré de déterminer la résistance de la section transversale par des essais (cf. Chapitre 9).

Dans des circonstances exceptionnelles, il peut être admis d'utiliser les caractéristiques de l'acier inoxydable après écrouissage dans les calculs, cf. Partie 4.7.7.

4.7.2 Sections transversales tendues

La résistance des sections transversales soumises uniquement à des contraintes de traction uniformes, $N_{t,Rd}$, peut être prise égale à la plus petite des valeurs suivantes :

- a) la résistance plastique de calcul de la section transversale brute

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} \quad (4.22)$$

b) la résistance ultime de calcul de la section transversale nette au droit des trous de fixation

$$N_{u,Rd} = \frac{k_r A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (4.23)$$

où :

A_g est l'aire brute

A_{net} est l'aire nette ou l'aire nette efficace (cf. Partie 4.6.4)

f_y est la limite d'élasticité caractéristique (généralement prise comme la plus petite limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %, cf. Tableau 3.1)

f_u est la résistance caractéristique ultime à la traction (généralement prise comme la plus petite valeur spécifiée, cf. Tableau 3.1)

$$k_r = [1 + 3r(d_0 / u - 0,3)] \quad \text{mais} \quad k_r \leq 1,0 \quad (4.24)$$

r = [nombre de boulons dans la section transversale]/[nombre total de boulons dans l'assemblage]

d_0 est le diamètre nominal du trou de boulon

u = $2e_2$ mais $u \leq p_2$.

4.7.3 Sections transversales comprimées

La résistance d'une section transversale soumise à une compression, $N_{c,Rd}$, dont la résultante est dirigée suivant l'axe passant par le centre de gravité de la section brute (pour les sections transversales de Classes 1, 2 et 3) ou de la section efficace (sections transversales de Classe 4) peut être prise égale à :

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1,2 ou 3} \quad (4.25)$$

$$N_{c,Rd} = A_{eff} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (4.26)$$

Note : Dans le cas de sections de Classe 4 asymétriques il convient d'utiliser la méthode donnée dans la Partie 4.7.6 pour prendre en compte le moment additionnel ΔM_{Ed} résultant de l'excentrement de l'axe neutre de la section efficace, cf. Partie 4.4.1.

4.7.4 Sections transversales soumises à un moment fléchissant

En l'absence d'efforts axiaux et d'efforts tranchants, il convient de prendre le moment résistant de calcul d'une section transversale soumise à un moment uniaxial, $M_{c,Rd}$, égal à :

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1 ou 2} \quad (4.27)$$

$$M_{c,Rd} = W_{el,min} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 3} \quad (4.28)$$

$$M_{c,Rd} = W_{eff,min} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (4.29)$$

où :

W_{pl} est le module plastique de la section

$W_{el,min}$ est le module élastique minimal de la section correspondant à la fibre avec la contrainte élastique maximale (mais, pour les sections formées à froid, voir la Partie 4.1)

$W_{eff,min}$ est le module minimal de la section efficace correspondant à la fibre avec la contrainte élastique maximale (mais, pour les sections formées à froid, voir la Partie 4.1).

Pour les sections transversales soumises à une flexion biaxiale, cf. Partie 4.7.6.

4.7.5 Sections transversales soumises à un cisaillement

En général, la résistance plastique au cisaillement d'une section transversale, $V_{pl,Rd}$ peut être prise égale à :

$$V_{pl,Rd} = A_v (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{MO} \quad (4.30)$$

où :

A_v est l'aire de cisaillement, qui peut être déterminée de la façon suivante :

- a) sections laminées en I et H, charge parallèle à l'âme
 $A - 2bt_f + (t_w + 2r)t_f$ mais pas inférieure à $\eta h_w t_w$
- b) sections laminées en U, charge parallèle à l'âme
 $A - 2bt_f + (t_w + r)t_f$
- c) sections laminées en T, charge parallèle à l'âme $0,9(A - bt_f)$
- d) sections soudées en I, H ou en caisson, charge parallèle à l'âme
 $\eta \sum (h_w t_w)$
- e) sections soudées en I, H, U ou en caisson, charge parallèle aux semelles $A - \sum (h_w t_w)$
- f) sections creuses rectangulaires d'épaisseur uniforme
 - i. charge parallèle à la hauteur $Ah/(b + h)$
 - ii. charge parallèle à la largeur $Ab/(b + h)$
- g) sections creuses circulaires et tubes d'épaisseur uniforme $2A / \pi$

où :

A est l'aire de la section transversale

b est la largeur hors-tout

h est la hauteur hors-tout

h_w est la hauteur de l'âme

r est le rayon du congé de raccordement

t_f est l'épaisseur de la semelle

t_w est l'épaisseur de l'âme (si elle n'est pas constante, il convient de prendre t_w égale à l'épaisseur minimale).

η voir l'EN 1993-1-5. (l'EN 1993-1-4 recommande $\eta = 1,20$.)

Note : Il convient d'utiliser la même valeur de η pour calculer la résistance au voilement que celle utilisée pour calculer la résistance plastique au cisaillement

Il convient de vérifier également la résistance au voilement par cisaillement, cf. Partie 5.4.3.

4.7.6 Sections transversales soumises à une combinaison de charges

Lorsqu'il existe un effort normal, il convient de prendre en compte ses effets sur le moment résistant plastique. Pour les sections transversales de Classes 1 et 2, le critère suivant peut être utilisé :

$$M_{Ed} \leq M_{N,Rd} \quad (4.31)$$

où :

$M_{N,Rd}$ est le moment résistant plastique de calcul réduit par l'effort normal N_{Ed} .

Pour les sections bi-symétriques en I ou H et autres sections bi-symétriques à semelles, il n'est pas nécessaire de considérer l'incidence de l'effort normal sur le moment résistant plastique autour de l'axe y-y lorsque les deux critères suivants sont satisfaits :

$$N_{Ed} \leq 0,25N_{pl,Rd} \text{ et} \quad (4.32a)$$

$$N_{Ed} \leq 0,5h_w t_w f_y / \gamma_{M0} \quad (4.32b)$$

Pour les sections transversales de Classe 3 et 4, et en l'absence d'effort tranchant, il convient que la contrainte longitudinale satisfasse le critère suivant :

$$\sigma_{x,Ed} \leq f_y / \gamma_{M0} \quad (4.33)$$

où :

$\sigma_{x,Ed}$ est la valeur de calcul de la contrainte longitudinale locale due au moment et à l'effort normal, en prenant en compte les trous d'éléments de fixation le cas échéant.

Pour les sections de Classe 4, le critère suivant doit également être vérifié :

$$\frac{N_{Ed}}{A_{eff} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{W_{eff,y,min} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{W_{eff,z,min} f_y / \gamma_{M0}} \leq 1 \quad (4.34)$$

où :

A_{eff} est l'aire efficace de la section transversale en la supposant soumise à une compression uniforme

$W_{eff,min}$ est le module de section efficace de la section transversale en supposant celle-ci soumise uniquement au moment exercé selon l'axe approprié

e_N est le décalage d'axe neutre approprié en supposant la section transversale soumise à la seule compression.

Soulignons que, pour les cornières, il convient de remplacer respectivement les axes y et z par les axes u et v dans les dispositions ci-dessus.

Lorsque V_{Ed} excède 50 % de V_{Rd} , il convient de calculer la résistance de calcul de la section transversale aux combinaisons de moment et d'effort normal en utilisant pour l'aire de cisaillement une limite d'élasticité réduite $(1 - \rho)f_y$, où $\rho = (2V_{Sd}/V_{Rd} - 1)^2$.

4.7.7 Exploitation de l'écrouissage

Dans certaines circonstances, comme lorsque des poutres sont soumises à des conditions de surcharges accidentelles de courte durée, il est admis de reconnaître les bénéfices des caractéristiques d'écrouissage de l'acier inoxydable de façon plus complète dans le calcul.

Ceci peut se faire par l'utilisation d'une limite d'élasticité améliorée, σ_0 , au lieu de la limite d'élasticité conventionnelle à $0,2 \% f_y$ dans tous les calculs. A défaut d'une évaluation plus détaillée impliquant éventuellement une analyse non linéaire par éléments finis, il est recommandé d'observer les restrictions suivantes :

- Il convient que la section transversale soit de Classe 1 ou 2 telle que calculée en utilisant σ_0 au lieu de f_y lors du calcul de ε dans le Tableau 4.2.
- La section transversale est soumise à une flexion autour de l'axe fort uniquement.
- La barre concernée n'est pas soumise à une instabilité provoquée par une forme quelconque de flambement (par flexion, par torsion, par flexion-torsion - cf. Chapitre 5), en utilisant également σ_0 dans tous les calculs.
- Les assemblages aux éléments adjacents ainsi que les éléments eux-mêmes sont suffisamment résistants pour obtenir la résistance améliorée de l'élément.

Il convient de prêter une attention particulière à l'évaluation des exigences concernant la résistance des assemblages.

Pour les sections transversales de Classes 3 et 4, des résistances améliorées peuvent être utilisées sous réserve que ces valeurs soient attestées par des essais conformément au Chapitre 9.

5 DIMENSIONNEMENT DES BARRES

5.1 Introduction

Les vérifications de dimensionnement exigées pour les barres en acier inoxydable sont similaires à celles exigées pour les barres en acier au carbone. Il est recommandé de calculer les sollicitations exercées dans les barres au moyen d'une analyse globale élastique.

Outre la résistance des sections transversales, cf. Chapitre 4, il convient de déterminer la résistance des barres aux instabilités comme indiqué dans le présent chapitre.

Une approche de calcul possible pour la vérification aux instabilités des barres en acier inoxydable consiste à utiliser le module tangent correspondant à la contrainte de flambement, au lieu du module initial utilisé dans les règles concernant l'acier au carbone. L'hypothèse de niveaux d'imperfections géométriques et dues aux contraintes résiduelles similaires pour les barres en acier au carbone et pour celles en acier inoxydable donne en général des résultats satisfaisants lorsqu'elle est basée sur les vérifications validées pour l'acier au carbone. Cette approche est donc disponible pour le concepteur. Comme elle exige néanmoins de recourir à des techniques de résolution itératives, elle a été évitée dans ce guide, sauf dans certains cas où elle a été utilisée pour le calcul de courbes de calcul efficaces à utiliser avec le module initial. Au lieu de cela, l'accent a été mis sur un calibrage au moyen de données expérimentales disponibles.

Les paragraphes suivants sont applicables pour les sections uniformes présentant une symétrie simple, double ou ponctuelle. Il convient de vérifier par des essais appropriés la résistance des barres ne possédant pas d'axe de symétrie.

5.2 Barres tendues

Les barres soumises uniquement à une traction ne souffrent d'aucune instabilité due au flambement. Leur calcul peut donc être basé uniquement sur la résistance de la section transversale, cf. Partie 4.7.2, et sur la résistance de leurs assemblages, voir Chapitre 6.

Pour les cornières attachées par une seule aile ou pour d'autres barres attachées de manière non symétrique :

$$N_{t,Rd} = N_{pl,Rd} \leq N_{u,Rd} \quad (5.1)$$

où les paramètres sont définis à la Partie 4.7.2, $N_{u,Rd}$ étant déterminé à partir de la Clause 6.2.3, équations 6.6, 6.7 ou 6.8 de l'EN 1993-1-1.

5.3 Barres comprimées

5.3.1 Généralités

Les barres comprimées sont susceptibles de présenter différents modes de flambement qui sont :

- le voilement local (sections transversales de Classe 4 uniquement)
- le flambement par flexion

- le flambement par torsion
- le flambement par flexion-torsion.

Sections transversales doublement symétriques (sections creuses circulaires, sections creuses rectangulaires, profils en I, etc.)

Les sections transversales doublement symétriques ne nécessitent aucune vérification du flambement par flexion-torsion étant donné que le centre de cisaillement coïncide avec le centre de gravité de la section transversale. Le flambement par torsion peut néanmoins être un mode critique.

Les profils creux circulaires et carrés ne sont pas susceptibles de présenter une ruine due au flambement par torsion.

Pour la gamme de dimensions des profils creux rectangulaires typiquement utilisés en construction, le flambement par torsion n'est pas critique. Le flambement par torsion ne doit d'être considéré que pour les profils creux rectangulaires possédant des rapports h/b exceptionnellement élevés.

Sections transversales simplement symétriques (cornières à ailes égales, profils en U, etc.)

Il est nécessaire de vérifier le flambement par flexion-torsion pour les barres constituées de profils en U et de cornières simples à ailes égales car le centre de cisaillement ne coïncide pas avec le centre de gravité de la section transversale.

Sections transversales à symétrie ponctuelle (profils en Z, profils cruciformes, etc.)

Le flambement par torsion peut constituer le mode de flambement critique pour ces profils.

5.3.2 Voilement local

Le voilement local qui peut se développer au sein des sections de Classe 4 est pris en compte par l'intermédiaire d'une aire efficace de la section transversale. Il est à noter que, conformément à la Partie 5.5, il convient de prendre en compte le moment additionnel provoqué par le décalage d'axe neutre de la section efficace par rapport à celui de la section brute dans les sections transversales de Classe 4 asymétriques.

5.3.3 Flambement par flexion

Il convient de vérifier la résistance vis-à-vis du flambement par flexion de la façon suivante :

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1, 2 et 3} \quad (5.2a)$$

$$N_{b,Rd} = \chi A_{eff} f_y / \gamma_{M1} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (5.2b)$$

où :

A_{eff} est l'aire efficace des sections transversales de Classe 4

A est l'aire de la section brute

χ le coefficient de réduction pour le mode de flambement, est donné par :

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \left[\varphi^2 - \bar{\lambda}^2 \right]^{0,5}} \leq 1 \quad (5.3)$$

dans lequel :

$$\varphi = 0,5 \left(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right) \quad (5.4)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \text{ pour les sections transversales de Classes 1, 2 et 3} \quad (5.5a)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E} \frac{A_{eff}}{A}} \text{ pour les sections transversales de Classe 4} \quad (5.5b)$$

où :

- α est le facteur d'imperfection défini dans le Tableau 5.1
- N_{cr} est la l'effort normal critique pour le mode de flambement approprié fondé sur les caractéristiques de la section transversale brute
- $\bar{\lambda}_0$ est l'élancement réduit limite défini dans le Tableau 5.1
- L_{cr} est la longueur de flambement dans le plan de flambement considéré, déterminé en tenant compte des conditions aux limites
- i est le rayon de giration selon l'axe de flambement approprié, déterminé en utilisant les caractéristiques de la section transversale brute.

Les courbes de flambement sont représentées à la Figure 5.1. Les valeurs de α et $\bar{\lambda}_0$ du Tableau 5.1 ne s'appliquent pas aux sections creuses qui sont recuites après fabrication. Pour les élancement réduits $\bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0$ ou pour $\frac{N_{Ed}}{N_{cr}} \leq \bar{\lambda}_0^2$, les effets du flambement peuvent être négligés et seules les vérifications de section transversale s'appliquent.

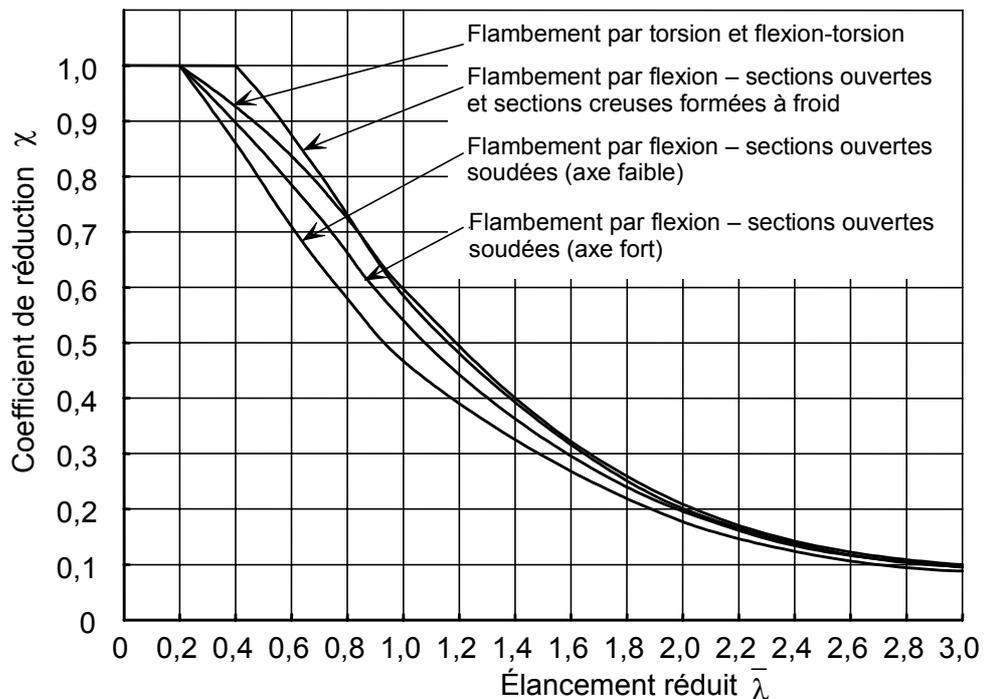


Figure 5.1 Courbes de flambement pour le flambement par flexion, par torsion et par flexion-torsion

Il convient de déterminer la longueur de flambement selon les principes de la mécanique des structures en tenant compte des conditions d'appui.

Tableau 5.1 Valeurs de α et $\bar{\lambda}_0$ pour le flambement par flexion, par torsion et par flexion-torsion

Mode de flambement	Type de section	α	$\bar{\lambda}_0$
Par flexion	Profils ouverts formés à froid	0,49	0,40
	Profils creux (soudés ou non)	0,49	0,40
	Profils ouverts soudés (axe fort)	0,49	0,20
	Profils ouverts soudés (axe faible)	0,76	0,20
Par torsion et par flexion-torsion	Tous les types de section	0,34	0,20

5.3.4 Flambement par torsion et par flexion-torsion

La résistance à ces modes de flambement peut être déterminée conformément à la Partie 5.3.3 mais en remplaçant $\bar{\lambda}$ par $\bar{\lambda}_T$, comme donné dans les équations 5.6 et 5.7, et en prenant $\alpha = 0,34$ et $\bar{\lambda}_0 = 0,2$.

$$\bar{\lambda}_T = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1, 2 et 3} \quad (5.6a)$$

$$\bar{\lambda}_T = \sqrt{\frac{A_{eff}f_y}{N_{cr}}} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (5.6b)$$

où :

$$N_{cr} = N_{cr,TF} \text{ et } N_{cr} < N_{cr,T}$$

où :

$N_{cr,T}$ est l'effort normal critique de flambement élastique par torsion

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_o^2} \left(GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{l_T^2} \right) \quad (5.7a)$$

$N_{cr,TF}$ est l'effort normal critique de flambement élastique par flexion-torsion.

Pour les sections transversales symétriques autour de l'axe y-y (soit $z_o = 0$)

$$N_{cr,TF} = \frac{N_{cr,y}}{2\beta} \left[1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} - \sqrt{\left(1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} \right)^2 + 4 \left(\frac{y_o}{i_o} \right)^2 \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}} \right] \quad (5.7b)$$

avec :

$$i_o^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_o^2 + z_o^2$$

i_y et i_z sont respectivement les rayons de giration de la section transversale brute selon les axes y et z

y_o et z_o sont respectivement les distances entre le centre de cisaillement et le centre de gravité de la section transversale brute selon les axes y et z

G est le module de cisaillement

l_T est la longueur de flambement de la barre pour le flambement par torsion (voir EN 1993-1-3)

I_T est l'inertie de torsion de Saint-Venant de la section transversale brute

I_W est l'inertie de gauchissement de la section transversale brute

$$\beta = 1 - \left(\frac{y_o}{i_o} \right)^2$$

$N_{cr,y}$ et $N_{cr,z}$ sont respectivement l'effort normal critique de flambement élastique par flexion selon les axes $y-y$ et $z-z$.

Pour une section transversale doublement symétrique, le centre de cisaillement coïncide avec le centre de gravité. Par conséquent $y_o = 0$ et $z_o = 0$ et

$$N_{cr,TF} = N_{cr,T} \text{ si } N_{cr,T} < N_{cr,y} \text{ et } N_{cr,T} < N_{cr,z}.$$

Il est à noter que, pour les cornières, il convient de remplacer respectivement les axes y et z dans les dispositions ci-dessus par les axes u et v .

5.4 Barres fléchies

5.4.1 Généralités

Une barre est soumise à une sollicitation de flexion simple sous l'action des charges agissant perpendiculairement à son axe longitudinal si elle est assemblée de sorte à éliminer les actions de torsion, de traction ou de compression à ses extrémités.

Il convient de prendre en compte les critères suivants pour établir le moment résistant d'une poutre :

- Plastification de la section transversale (voir Partie 4.7)
- Voilement local (sections transversales de Classe 4 seulement – voir Partie 4.7)
- Déversement (voir Partie 5.4.2)
- Voilement par cisaillement (voir Partie 5.4.3)
- Résistance locale aux charges localisées ou aux réactions d'appuis (voir Partie 5.4.4).

Il est à noter que pour les barres fléchies, les effets du traînage de cisaillement et de l'ondulation des semelles peuvent nécessiter d'être pris en compte dans le calcul, cf. Parties 4.4.2 et 4.4.3.

La flexion biaxiale peut être traitée conformément aux dispositions de la Partie 5.5.2.

5.4.2 Déversement

La possibilité de déversement peut être éliminée pour les catégories de barres suivantes :

- poutres fléchies uniquement autour de l'axe faible

- poutres maintenues latéralement sur toute leur longueur par un contreventement approprié
- poutres avec un élancement réduit pour le déversement (voir ci-dessous),
 $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$ ou pour $\frac{M_{Ed}}{M_{cr}} \leq 0,16$.

Pour toutes les autres catégories de barres, il convient de calculer la résistance au déversement de la manière suivante :

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1} \quad (5.8)$$

où :

$$W_y = W_{pl,y} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 1 ou 2}$$

$$W_y = W_{el,y} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 3}$$

$$W_y = W_{eff,y} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4}$$

χ_{LT} est le coefficient de réduction pour le déversement, donné par l'expression suivante :

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\varphi_{LT} + [\varphi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{0.5}} \leq 1 \quad (5.9)$$

dans laquelle :

$$\varphi_{LT} = 0,5 \left(1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) \quad (5.10)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} \quad (5.11)$$

α_{LT} est le facteur d'imperfection

= 0,34 pour les profils formés à froid et pour les sections creuses (soudées ou non)

= 0,76 pour les profils soudés ouverts et pour les autres sections pour lesquelles aucune donnée expérimentale n'est disponible.

M_{cr} est le moment critique de déversement élastique (Annexe B).

Il est à noter que pour les cornières, il convient de remplacer respectivement les axes y et z par les axes u et v .

Les courbes de flambement pour le déversement sont présentées à la Figure 5.2.

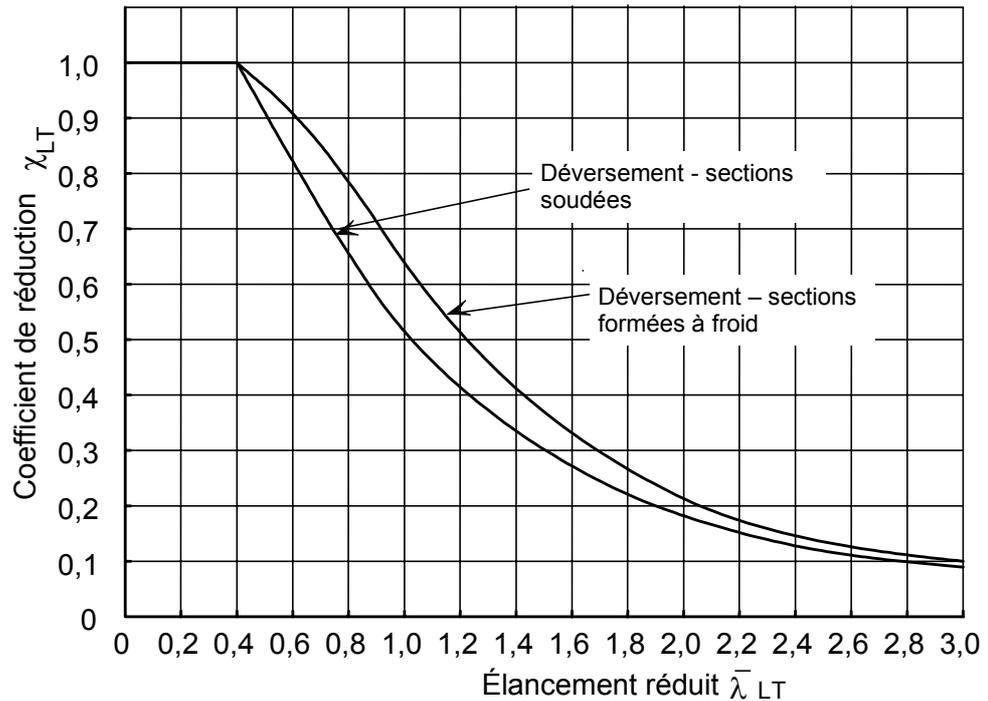


Figure 5.2 Courbes de flambement pour le déversement

5.4.3 Résistance au cisaillement

La résistance au cisaillement est limitée soit par la résistance au cisaillement plastique (cf. 4.7.5) ou par la résistance au voilement par cisaillement.

La résistance au voilement par cisaillement n'exige une vérification que lorsque $h_w / t \geq 52\varepsilon/\eta$ pour une âme non raidie ou $h_w / t \geq 23\varepsilon\sqrt{k_\tau}/\eta$ pour une âme raidie.

La résistance au voilement par cisaillement pour une poutre peut être calculée avec l'expression :

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (5.12a)$$

dans laquelle la contribution de l'âme est donnée par :

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (5.12b)$$

où :

h_w est la hauteur libre de l'âme entre semelles (Figure 5.3)

ε est défini dans le Tableau 4.2

k_τ est le coefficient de voilement

$V_{bw,Rd}$ est la contribution de l'âme à la résistance au voilement

$V_{bf,Rd}$ est la contribution des semelles à la résistance au voilement

f_{yw} est la limite d'élasticité caractéristique de l'âme

η voir l'EN 1993-1-5 (l'EN 1993-1-4 recommande $\eta = 1,20$.)

Note : Il convient d'utiliser la même valeur de η pour calculer la résistance plastique au cisaillement que celle utilisée pour calculer la résistance au voilement.

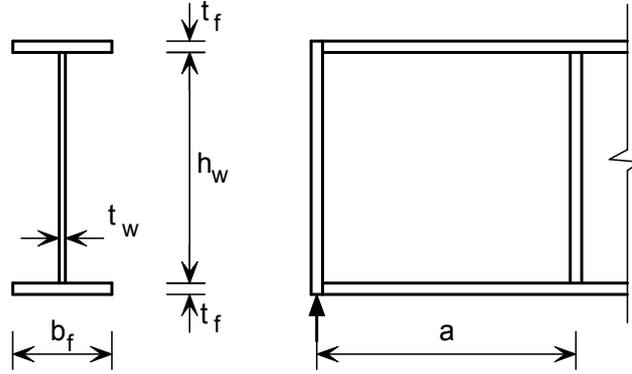


Figure 5.3 Notation pour les dimensions géométriques

Pour les âmes comportant des raidisseurs transversaux au niveau des appuis seulement et pour les âmes comportant des raidisseurs longitudinaux et/ou transversaux intermédiaires, la contribution de l'âme à χ_w est donnée par l'expression suivante :

$$\chi_w = \eta \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w \leq 0,60/\eta \quad (5.13a)$$

$$\chi_w = 0,11 + \frac{0,64}{\bar{\lambda}_w} - \frac{0,05}{\bar{\lambda}_w^2} \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w > 0,60/\eta \quad (5.13b)$$

Pour les âmes comportant des raidisseurs transversaux uniquement au niveau des appuis, il convient de prendre le paramètre d'élanement réduit $\bar{\lambda}_w$ égal à :

$$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{h_w}{86,4 t_w \varepsilon} \right) \quad (5.14)$$

Pour les âmes comportant des raidisseurs transversaux au niveau des appuis et des raidisseurs longitudinaux et/ou transversaux intermédiaires, il convient de prendre $\bar{\lambda}_w$ égal à :

$$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{h_w}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \right) \quad (5.15)$$

où k_τ représente le plus faible coefficient de voilement pour le panneau d'âme. Pour les âmes comportant des raidisseurs transversaux rigides et sans raidisseurs longitudinaux ou avec plus de deux raidisseurs longitudinaux, k_τ peut être obtenu de la manière suivante :

$$k_\tau = 5,34 + 4,00(h_w/a)^2 + k_{\tau st} \quad \text{quand } a/h_w \geq 1 \quad (5.16a)$$

$$k_\tau = 4,00 + 5,34(h_w/a)^2 + k_{\tau st} \quad \text{quand } a/h_w < 1 \quad (5.16b)$$

où :

$$k_{\tau st} = 9(h_w/a)^2 \sqrt[4]{\left(\frac{I_{sl}}{t^3 h_w} \right)^3} \quad \text{mais pas inférieur à } \frac{2,1}{t} \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{h_w}}$$

où :

a est la distance entraxes des raidisseurs transversaux, voir Figure 5.3.

I_{sl} est le moment d'inertie du raidisseur longitudinal selon l'axe z .

L'équation 5.16 s'applique également avec un ou deux raidisseurs longitudinaux, pour un rapport d'aspect $a/h_w \geq 3$. Pour des plaques avec un ou deux raidisseurs longitudinaux et un rapport d'aspect $a/h_w < 3$, il convient de se référer à l'Annexe 3 de l'EN 1993-1-5.

Par simplification, la contribution χ_f des semelles peut être négligée. Cependant, si leur résistance n'est pas entièrement mobilisée pour équilibrer le moment fléchissant ($M_{Ed} < M_{f,Rd}$), alors la contribution des semelles peut être obtenue par :

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left[\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right]^2 \right] \quad (5.17)$$

où :

b_f et t_f correspondent à la semelle qui fournit la plus petite résistance, b_f n'étant pas plus grand que $15\epsilon t_f$ de chaque côté de l'âme

$M_{f,Rd}$ est le moment résistant de la section transversale limitée à l'aire efficace des semelles

$$M_{f,Rd} = \frac{M_{f,k}}{\gamma_{M0}}$$

$$c = a \left(0,17 + \frac{3,5 b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w h_w^2 f_{yw}} \right) \text{ et } \frac{c}{a} \leq 0,65$$

f_{yf} est la limite d'élasticité caractéristique de la semelle.

En présence d'une force axiale N_{Ed} , la valeur de $M_{f,Rd}$ doit être réduite par un facteur :

$$\left[1 - \frac{N_{Ed}}{\frac{(A_{f1} + A_{f2}) f_{yf}}{\gamma_{M0}}} \right] \quad (5.18)$$

où A_{f1} et A_{f2} sont respectivement les aires des semelles supérieures et inférieures.

Il convient de mener la vérification de la manière suivante :

$$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (5.19)$$

où :

V_{Ed} est la résistance plastique au cisaillement incluant l'effet de la torsion.

Il convient de mener la vérification d'une barre soumise à une flexion déviée et une compression axiale à l'aide de l'expression suivante :

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{y,N}}{f_y W_{y,eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{z,N}}{f_y W_{z,eff} / \gamma_{M0}} \leq 1,0 \quad (5.20)$$

où :

- A_{eff} est l'aire de la section transversale efficace (Partie 4.4.1)
- $e_{y,N}$ est le décalage de l'axe neutre par rapport à l'axe y (Partie 4.4.1)
- $e_{z,N}$ est le décalage de l'axe neutre par rapport à l'axe z (Partie 4.4.1)
- $M_{y,Ed}$ est le moment fléchissant de calcul par rapport à l'axe y
- $M_{z,Ed}$ est le moment fléchissant de calcul par rapport à l'axe z
- N_{Ed} est l'effort axial de calcul
- $W_{y,eff}$ est le module de la section efficace par rapport à l'axe y (Partie 4.4.1)
- $W_{z,eff}$ est le module de la section efficace par rapport à l'axe y (Partie 4.4.1).

Il convient, si nécessaire, que les effets des actions M_{Sd} et N_{Sd} incluent les effets de second ordre. La vérification du voilement du panneau doit être effectuée pour les contraintes résultantes à la distance de $0,4a$ ou $0,5b$, pour la plus faible de ces deux valeurs, à l'extrémité du panneau où les contraintes sont les plus grandes.

A condition que $\bar{\eta}_3$ (voir ci-dessous) ne dépasse pas 0,5 il n'est pas nécessaire de réduire la résistance de calcul de la section transversale au moment fléchissant et à l'effort axial pour tenir compte de l'effort tranchant. Si $\bar{\eta}_3$ dépasse 0,5, il convient que l'effet combiné de flexion et de cisaillement dans l'âme d'une poutre en I ou une poutre caisson satisfasse au critère suivant :

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 \leq 1,0 \text{ pour } \bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \quad (5.21)$$

où :

- $M_{f,Rd}$ est le moment plastique résistant de calcul de la section correspondant à l'aire efficace des semelles
- $M_{pl,Rd}$ est le moment plastique résistant de calcul de la section transversale correspondant à l'aire efficace des semelles et à l'aire pleinement efficace indépendamment de sa Classe.

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \quad (5.22)$$

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \quad (5.23)$$

Les contraintes sont prises comme positives. Il convient que M_{Sd} et N_{Sd} incluent les effets de second ordre si nécessaire.

Il convient de vérifier le critère donné par l'équation 5.21 à chaque section transversale, mais il n'est pas nécessaire de le vérifier quand la distance entre la section et l'appui intérieur est inférieur à $h_w/2$.

Si un effort axial N_{sd} est appliqué, il convient alors de remplacer $M_{pl,Rd}$ par la résistance plastique réduite $M_{N,Rd}$ d'après 6.2.9 de l'EN 1993-1-1 et il convient de réduire $M_{f,Rd}$ selon l'équation 5.18. Il convient de se référer à l'EN 1993-1-5 si l'effort axial est si important que toute l'âme se trouve comprimée.

5.4.4 Écrasement, fossettage et voilement de l'âme

Sous réserve que les semelles soient latéralement encastrées, la résistance d'une âme non raidie aux efforts exercés par des charges concentrées ou des réactions d'appui est gouvernée par un des trois modes de ruine possibles suivants :

- écrasement de l'âme à proximité de la semelle, accompagné de la déformation plastique de la semelle,
- fossettage de l'âme sous la forme de voilement local et écrasement de l'âme à proximité de la semelle, accompagné de la déformation plastique de la semelle,
- voilement de l'âme sur la plus grande partie de la hauteur de la barre.

Pour les profils formés à froid, les recommandations pour l'acier au carbone données dans l'EN 1993-1-3 peuvent être adoptées.

Pour les profils laminés et pour les poutres soudées, il convient d'adopter l'approche suivante, basée sur les recommandations de l'EN 1993-1-5.

Pour les âmes raidies ou non, il convient de prendre la résistance de calcul au voilement local sous charge transversale telles que :

$$F_{Rd} = f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1} \quad (5.24)$$

où :

t_w est l'épaisseur de l'âme

f_{yw} est la limite d'élasticité de l'âme

L_{eff} est la longueur efficace pour la résistance aux forces transversales, qui doit être déterminée à partir de

$$L_{eff} = \chi_F l_y$$

où :

l_y est la la longueur chargée efficace fonction de la longueur d'appui rigide s_s

χ_F est le coefficient de réduction pour le voilement local

En outre, il convient de prendre en compte l'effet de la force transversale sur le moment résistant de la barre.

Pour déterminer L_{eff} , il convient de faire une distinction entre trois types d'application des efforts, de la façon suivante :

- Efforts appliqués par l'intermédiaire d'une semelle et supportés par des efforts tranchants exercés dans l'âme (Figure 5.4a)
- Efforts appliqués sur une semelle et transmis par l'intermédiaire de l'âme directement à l'autre semelle (Figure 5.4b)
- Efforts appliqués par l'intermédiaire d'une semelle à proximité d'une extrémité non raidie (Figure 5.4c)

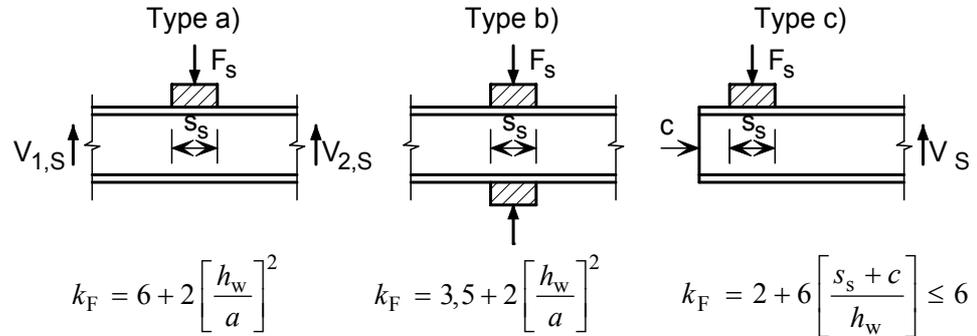


Figure 5.4 Coefficients de flambement pour différents types d'application des efforts

Longueur d'appui rigide

La longueur d'appui rigide, s_s , sur la semelle est la distance sur laquelle l'effort appliqué est effectivement réparti et elle peut être déterminée par diffusion de la charge dans l'acier massif selon une pente de 1 :1, cf. Figure 5.5. Cependant, il convient de ne pas prendre s_s supérieur à la hauteur de l'âme, h_w .

Si plusieurs charges concentrées sont faiblement espacées, il convient de vérifier la résistance pour chaque charge isolée ainsi que pour la charge totale avec s_s pris égal à la distance entre les points d'application des charges extérieures.

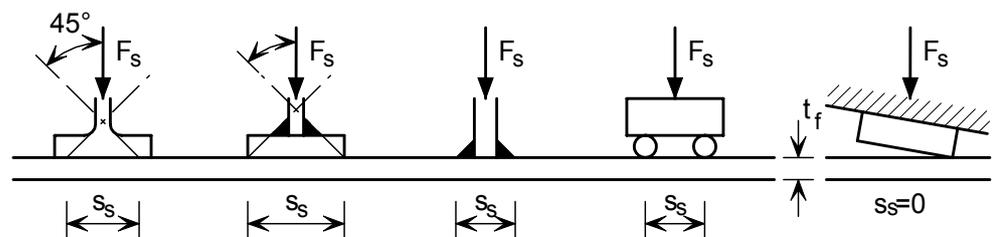


Figure 5.5 Longueur d'appui rigide

Longueur chargée efficace

Il convient de calculer la longueur chargée efficace l_y au moyen de deux paramètres adimensionnels m_1 et m_2 calculés à partir de :

$$m_1 = \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} \quad (5.25)$$

$$m_2 = 0,02 \left(\frac{h_w}{t_f} \right)^2 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_F > 0,5 \quad (5.26a)$$

$$m_2 = 0 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_F \leq 0,5 \quad (5.26b)$$

Pour les cas a) et b) de la Figure 5.4, il convient de calculer l_y ainsi :

$$l_y = s_s + 2 t_f \left(1 + \sqrt{m_1 + m_2} \right) \quad (5.27)$$

mais il convient que l_y ne dépasse pas la distance entre les raidisseurs adjacents.

Pour le cas c) il convient de calculer l_y comme la plus petite des valeurs données par les équations 5.28 and 5.29. Toutefois, il convient de prendre la valeur s_s de l'équation 5.30, s_s égale à zéro si la structure qui introduit la force ne suit pas la pente de la poutre, cf. Figure 5.5

$$l_y = l_e + t_f \left[\sqrt{\frac{m_1}{2} + \left(\frac{l_e}{t_f} \right)^2} + m_2 \right] \quad (5.28)$$

$$l_y = l_e + t_f \sqrt{m_1 + m_2} \quad (5.29)$$

où l_e est donné par la relation suivante :

$$l_e = \frac{k_F E t_w^2}{2 f_{yw} h_w} \leq s_s + c \quad (5.30)$$

Longueur de résistance efficace

Il convient de calculer la longueur de résistance efficace comme suit :

$$L_{\text{eff}} = \chi_F l_y \quad (5.31)$$

avec

$$\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1.0 \quad (5.32)$$

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y t_w f_{yw}}{F_{\text{cr}}}} \quad (5.33)$$

$$F_{\text{cr}} = 0,9 k_F E \frac{t_w^3}{h_w} \quad (5.34)$$

où :

k_F est le coefficient de flambement pour différents types d'application des charges (Figure 5.4)

Il est à noter que pour calculer m_2 , il convient d'estimer une valeur de $\bar{\lambda}_F$. Une fois que la valeur de $\bar{\lambda}_F$ est effectivement calculée, il peut être nécessaire de recalculer la valeur de m_2 .

5.4.5 Raidisseurs transversaux

Il convient que les raidisseurs transversaux prévus au niveau des appuis et en d'autres points où des efforts extérieurs significatifs sont appliqués, soient de préférence placés des deux côtés et symétriquement par rapport à l'axe central de

l'âme. Il convient que ces raidisseurs fassent l'objet de vérifications au flambement et à l'écrasement de la section transversale. Les raidisseurs intermédiaires non soumis à des efforts extérieurs ne nécessitent une vérification que pour le flambement.

Il convient que la section transversale efficace à utiliser pour la vérification au flambement comprenne une certaine largeur d'âme comme indiqué à la Figure 5.6. A l'extrémité de la barre, il convient que la largeur de l'âme incluse dans la section transversale, ne dépasse pas la largeur disponible.

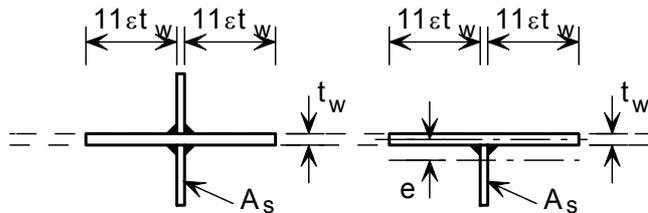


Figure 5.6 Section transversale efficace des raidisseurs pour le flambement

La résistance au flambement de raidisseurs symétriques peut être déterminée selon la Partie 5.3.3 en utilisant $\alpha = 0,49$ et $\bar{\lambda}_0 = 0,2$. Il convient de choisir la longueur de flambement l du raidisseur selon les conditions d'encastrement, mais à condition qu'elle ne soit pas inférieure à $0,75h_w$, qui correspond aux deux extrémités encastées latéralement. Une plus grande valeur de l peut être utilisée sous réserve qu'elle fournisse une condition d'encastrement plus faible. La résistance au flambement par torsion de la section cruciforme doit également être vérifiée.

Pour les raidisseurs disposés d'un seul côté ou pour tout raidisseur asymétrique, il convient de prendre en compte l'excentricité résultante en accord avec les dispositions de la Partie 5.5.2.

Au niveau des appuis ou des emplacements intermédiaires où des charges significatives sont appliquées, il convient que la résistance au flambement soit supérieure à la réaction ou à la charge. Au niveau d'autres emplacements intermédiaires, l'effort de compression N_{sd} exercé dans le raidisseur peut être calculé de la manière suivante :

$$N_{Ed} = V_{Ed} - \frac{1}{\bar{\lambda}_w^2} \frac{f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (5.35)$$

où :

V_{Ed} est l'effort tranchant de calcul exercé dans la barre.

Il convient que l'expression ci-dessus soit calculée en supposant que le raidisseur concerné est retiré.

Il convient que le moment d'inertie de flexion d'un raidisseur intermédiaire, I_s , satisfasse les conditions suivantes :

$$a / h_w < \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq 1,5 h_w^3 t^3 / a^2 \quad (5.36)$$

$$a / h_w \geq \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq 0,75 h_w t^3 \quad (5.37)$$

5.4.6 Détermination des flèches

Il convient de calculer les flèches pour la combinaison pertinente d'actions à l'état limite de service.

La flèche des poutres élastiques (c'est-à-dire celles qui ne comportent pas de rotule plastique) peut être estimée par la résistance des matériaux, mais il convient d'utiliser le module sécant élastique au lieu du module de Young. Le module sécant élastique varie avec le niveau des contraintes exercées dans la poutre et des valeurs sont données dans l'Annexe C. Ceci est une méthode simplifiée qui est exacte pour la prévision des flèches lorsque le module sécant est basé sur la contrainte maximale dans les éléments et lorsque cette contrainte maximale ne dépasse pas 65 % de la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %. A des niveaux de contraintes plus élevées, la méthode devient très sécuritaire et il convient d'utiliser une méthode plus exacte (par exemple la méthode qui emploie l'intégration tout le long de l'élément).

Dans le cas de sections transversales de Classe 4 et/ou d'éléments soumis à un traînage de cisaillement, il convient d'utiliser une section efficace dans les calculs. En première approximation, il convient d'utiliser la section efficace basée sur les largeurs efficaces établies dans les Parties 4.4.1 et/ou 4.4.2. Pour plus de précision, il est possible d'utiliser une section efficace basée sur les largeurs de voilement efficaces déterminées pour la contrainte réelle exercée dans les éléments en prenant ε de la Partie 4.4.1 (mais pas de la Partie 4.4.2) égal à :

$$\varepsilon = \left[\frac{235}{\sigma} \frac{E}{210000} \right]^{1/2} \quad (5.38)$$

où :

σ est la contrainte réelle exercée dans l'élément dans la section transversale efficace associée

E est le module de Young.

5.5 Barres soumises à des combinaisons de charges axiales et de moments fléchissants

5.5.1 Flexion et traction axiale

Il convient de vérifier les barres soumises à la flexion et à la traction axiale vis-à-vis de la résistance au déversement d'après la Partie 5.4.2 sous le moment seul. On contrôlera aussi leur capacité sous les effets combinés de l'effort axial et du moment aux points où le moment fléchissant et l'effort axial sont maximaux. Il convient de satisfaire la relation suivante :

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,Rd}} \leq 1 \quad (5.39)$$

où :

N_{Ed} est l'effort axial de traction dans la barre à l'endroit critique

N_{Rd} est la résistance de calcul de la barre en traction

$M_{y,Ed}$ est le moment par rapport à l'axe fort dans la section critique

$M_{z,Ed}$ est le moment par rapport à l'axe faible dans la section critique

$M_{y,Rd}$ est le moment résistant par rapport à l'axe fort en l'absence d'effort axial et qui comprend toutes les réductions éventuelles qui peuvent être dues à l'effort tranchant (Paragraphe 4.7.4)

$M_{z,Rd}$ est le moment résistant par rapport à l'axe faible en l'absence d'effort axial et qui comprend toutes les réductions éventuelles qui peuvent être dues à l'effort tranchant (Paragraphe 4.7.4).

5.5.2 Flexion et compression axiale

Outre la satisfaction des exigences concernant la résistance de section transversale (cf. Partie 4.7.6) au niveau de chaque point de la longueur de la barre et des exigences générales concernant les éléments de poutres (cf. Partie 5.4), il convient de prendre en compte les effets d'interaction entre les charges de compression et les moments fléchissants.

Compression axiale et moment uniaxial autour de l'axe fort :

Pour prévenir le flambement prématuré selon l'axe fort :

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \left(\frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (5.40)$$

Pour prévenir le flambement prématuré selon l'axe faible (pour les barres susceptibles de déverser) :

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} + k_{LT} \left(\frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{M_{b,Rd}} \right) \leq 1 \quad (5.41)$$

Compression axiale et moment uniaxial autour de l'axe faible :

Pour prévenir le flambement prématuré selon l'axe faible :

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_z \left(\frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (5.42)$$

Compression axiale et moments bi-axiaux :

Il convient que toutes les barres satisfassent la condition :

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \left(\frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) + k_z \left(\frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (5.43)$$

Les barres susceptibles de déverser doivent également vérifier :

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} + k_{LT} \left(\frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{M_{b,Rd}} \right) + k_z \left(\frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (5.44)$$

Dans les expressions ci-dessus :

e_{Ny} et e_{Nz} sont les décalages des axes neutres lorsque la section transversale est soumise à une compression uniforme

N_{Ed} , $M_{y,Ed}$ et $M_{z,Ed}$ sont respectivement les valeurs de calcul de l'effort de compression et les moments maximums autour des axes y-y et z-z le long de la barre

$(N_{b,Rd})_{\min}$ est la plus petite valeur de $N_{b,Rd}$ pour les quatre modes de flambement suivants : flambement pas flexion autour de l'axe y, flambement pas flexion autour de l'axe z, flambement par torsion et flambement par flexion-torsion (voir Parties 5.3.3. et 5.3.4)

$(N_{b,Rd})_{\min 1}$ est la plus petite valeur de $N_{b,Rd}$ pour les trois modes de flambement suivants : flambement pas flexion autour de l'axe z, flambement par torsion et flambement par flexion-torsion (voir Parties 5.3.3. et 5.3.4)

$\beta_{W,y}$ et $\beta_{W,z}$ sont les valeurs de β_W déterminées pour les axes y et z respectivement, avec :

$$\begin{aligned} \beta_W &= 1 && \text{pour les sections transversales de Classes 1 ou 2} \\ &= W_{el}/W_{pl} && \text{pour les sections transversales de Classe 3} \\ &= W_{eff}/W_{pl} && \text{pour les sections transversales de Classe 4} \end{aligned}$$

$W_{pl,y}$ et $W_{pl,z}$ sont les modules plastiques respectivement pour les axes y et z

$M_{b,Rd}$ est la résistance de déversement (cf. 5.4.2)

k_y , k_z , k_{LT} sont les facteurs d'interaction

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \quad \text{mais} \quad 1,2 \leq k_y \leq 1,2 + 2 \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}}$$

$$k_z = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_z - 0,5) \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} \quad \text{mais} \quad 1,2 \leq k_z \leq 1,2 + 2 \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}}$$

$$k_{LT} = 1,0$$

Soulignons que les Annexes Nationales peuvent donner d'autres formules d'interaction alternatives aux équations ci-dessus.

Il est à noter que pour les cornières, les axes y et z ci-dessus peuvent être pris respectivement comme les axes u et v axes.

6 DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES

6.1 Recommandations générales

6.1.1 Durabilité

La conception des assemblages requiert une attention particulière afin de préserver une résistance optimale à la corrosion.

Ceci est vrai, notamment, pour les assemblages susceptibles d'être exposés à l'humidité en raison des conditions météorologiques, des embruns, d'une immersion ou de la condensation, etc. Il convient d'étudier la possibilité d'éviter ou de réduire les problèmes de corrosion associés en éloignant les assemblages de la source d'humidité. Alternativement, il peut être possible d'éliminer la source d'humidité ; en cas de condensation par exemple, par une ventilation appropriée ou en s'assurant que la température ambiante à l'intérieur de la structure reste inférieure à la température du point de rosée.

Lorsqu'il n'est pas possible d'empêcher un assemblage comportant de l'acier au carbone et de l'acier inoxydable d'entrer en contact avec l'humidité, il convient d'étudier la prévention de la corrosion galvanique (cf. Partie 3.7.2) en évitant d'utiliser des boulons en acier au carbone avec des éléments de structure en acier inoxydable. Dans les assemblages boulonnés exposés à un degré de corrosion inacceptable, il convient de prendre des dispositions pour isoler électriquement les éléments en acier au carbone des éléments en acier inoxydable. Ceci implique d'utiliser des rondelles isolantes et, éventuellement, des fourrures ; la Figure 6.1 montre quelques détails convenables typiques. Pour les structures marines, on notera que les autorités de certification peuvent exiger de telles mesures. Il est donc fortement conseillé au concepteur de prendre contact le plus tôt possible avec lesdites autorités afin d'établir les exigences exactes pour le projet.

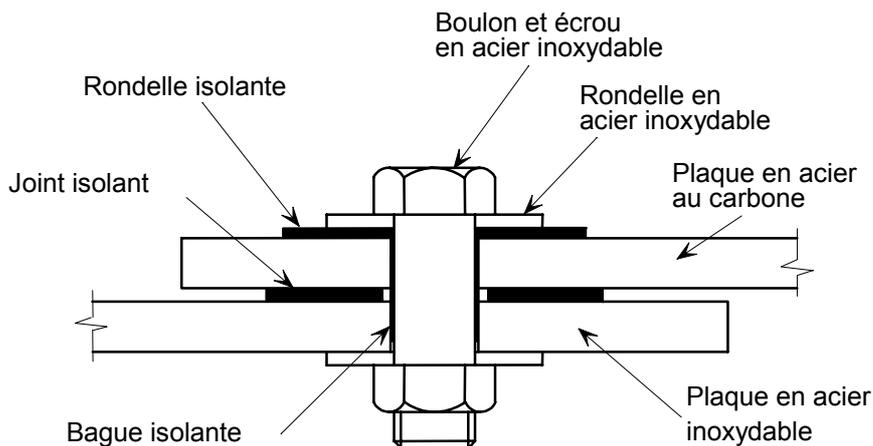


Figure 6.1 *Détail typique d'assemblage de matériaux différents (pour éviter la corrosion galvanique)*

En ce qui concerne les assemblages soudés comportant des aciers au carbone et des aciers inoxydables, il est généralement recommandé que tout système de peinture appliqué sur l'acier au carbone recouvre également les soudures ainsi qu'une certaine surface de l'acier inoxydable.

Il convient de choisir avec soin des matériaux appropriés à l'environnement afin d'éviter la corrosion par crevasses dans les assemblages boulonnés (cf. Partie 3.7.2).

Le cycle de chauffage et de refroidissement associé au soudage affecte la microstructure de tous les aciers inoxydables (bien que certaines nuances y soient plus sensibles que d'autres) et ceci revêt une importance particulière pour les aciers duplex. Il est essentiel d'utiliser des modes opératoires et des produits d'apport de soudage appropriés, et que le travail soit réalisé par des soudeurs qualifiés. Des directives sur ce sujet sont données dans la Partie 10.4.

6.1.2 Hypothèses de calcul

Il convient que les assemblages soient calculés sur la base d'une hypothèse réaliste de répartition des sollicitations et en gardant présente à l'esprit la rigidité relative des éléments qui les composent. Les sollicitations considérées dans l'analyse doivent être en équilibre avec les sollicitations appliquées sur les assemblages. Il convient que chaque élément soit capable de résister aux sollicitations supposées dans l'analyse et que les déformations qui en résultent n'excèdent pas la capacité de déformation des éléments.

6.1.3 Intersections et assemblages de continuité

Il convient que les barres qui se rencontrent au niveau d'un assemblage soient disposées de sorte que leurs axes neutres soient concourants. Lorsqu'il existe une excentricité d'épure au niveau des intersections, il convient que les barres et les assemblages soient calculés afin de résister aux moments qui en résultent. Pour les cornières ou les profils en T attachés par au moins deux boulons à chaque assemblage, les lignes de trusquinage peuvent remplacer les axes des centres de gravité pour déterminer les intersections aux nœuds.

Il convient de positionner de préférence les assemblages de continuité des poutres aussi près que possible des points de moment nul. Dans les assemblages de continuité de poteaux, il convient de prendre en compte les moments provoqués par les effets $P-\delta$.

6.1.4 Autres considérations générales

Lorsqu'un assemblage est soumis à des chocs, à des vibrations, ou à des charges alternées significatives, le soudage constitue la méthode d'assemblage privilégiée. Il convient également de vérifier ces assemblages vis-à-vis des effets de la fatigue (cf. Chapitre 8).

La facilité de fabrication et la facilité de montage sont des facteurs à prendre en compte dans le dimensionnement de tous les assemblages. Il convient d'accorder une attention particulière :

- à l'utilisation de dispositions constructives standardisées
- aux jeux nécessaires à la réalisation du montage
- aux jeux nécessaires au serrage des fixations
- aux impératifs d'accès pour le soudage
- aux exigences des modes opératoires de soudage
- aux effets des tolérances d'angles et de longueurs sur l'ajustage.

Il convient de noter que les déformations dues au soudage sont plus importantes avec les aciers inoxydables austénitiques qu'avec les aciers au carbone (cf. Partie 10.4.4). Il convient également de veiller au respect des exigences concernant les contrôles et entretiens ultérieurs.

6.2 Attaches boulonnées

6.2.1 Généralités

Les recommandations de cette partie s'appliquent aux attaches comportant des boulons utilisés dans des trous avec jeu qui transmettent un effort de cisaillement, de traction ou une combinaison des deux. Une bonne pratique consiste à prévoir des rondelles sous la tête du boulon et sous l'écrou. Des indications concernant les matériaux appropriés pour les vis et écrous sont données dans ce guide aux Parties 3.1.2 et 10.5.

Les efforts de cisaillement sont transmis par pression diamétrale entre les boulons et les pièces attachées. Aucune recommandation n'est donnée pour les assemblages où le cisaillement est transmis par frottement (voir cependant la Partie 6.2.2).

La résistance d'une attache doit être prise égale à la plus faible des résistances des pièces attachées (cf. Partie 6.2.3) ou des fixations (cf. Partie 6.2.4).

Pour éviter toute déformation irréversible dans les assemblages boulonnés, les contraintes dans les boulons et dans les sections transversales nettes au niveau des trous doivent rester inférieures à la limite d'élasticité sous la combinaison des charges caractéristiques.

6.2.2 Boulons précontraints

Des boulons en acier inoxydable peuvent être utilisés comme boulons précontraints à condition de faire appel à des techniques de serrage appropriées. Si les boulons en acier inoxydable sont trop serrés, le grippage des filets peut présenter un problème. Lorsqu'on applique une précontrainte, il convient de prendre en compte la relaxation des contraintes dans le temps. Il convient de ne pas calculer les assemblages comme résistants au glissement à l'état limite de service ou à l'état limite ultime, sauf si l'on peut démontrer, par des essais, la validité de cette démarche pour une application particulière.

6.2.3 Pièces attachées

Trous

Les trous peuvent être réalisés par perçage ou par poinçonnage. Toutefois, l'écrouissage associé au poinçonnage peut augmenter la sensibilité à la corrosion et les trous poinçonnés sont donc moins adaptés dans des environnements agressifs (par ex. dans des installations maritimes ou industrielles lourdes).

Les jeux maximum pour les trous normalisés sont les suivants :

- 1 mm pour les boulons M12 et M14 (M14 n'est pas une dimension normalisée)
- 2 mm pour les boulons M16 à M24
- 3 mm pour les boulons M27 et au-delà.

Positionnement des trous

La pince transversale est définie comme la distance entre le centre d'un trou et le bord adjacent de la pièce attachée perpendiculairement à la direction de l'effort

transmis ; la pince longitudinale est définie de façon similaire, mais dans la direction de l'effort transmis.

Il convient de prendre la valeur minimale de la pince longitudinale, e_1 , ou celle de la pince transversale, e_2 , (cf. Figure 6.2) égale à $1,2d_0$, où d_0 est le diamètre du trou de boulon. Noter que la pince longitudinale peut devoir être supérieure à cette valeur pour fournir une résistance suffisante en pression diamétrale, cf. ci-dessous.

Il convient de limiter la valeur maximale des pinces longitudinales et transversales à $4t + 40$ mm, où t est l'épaisseur de la pièce attachée extérieure la plus mince (en mm).

L'entraxe minimum des boulons dans la direction de transmission des efforts, p_1 , est de $2,2d_0$ (cf. Figure 6.2). L'entraxe minimum correspondant, p_2 , mesuré perpendiculairement au sens de l'effort, est de $2,4d_0$.

Il convient que l'espacement maximum des boulons, dans n'importe quelle direction, permette d'éviter le voilement local de la plaque comprimée entre les fixations, cf. EN 1993-1-8.

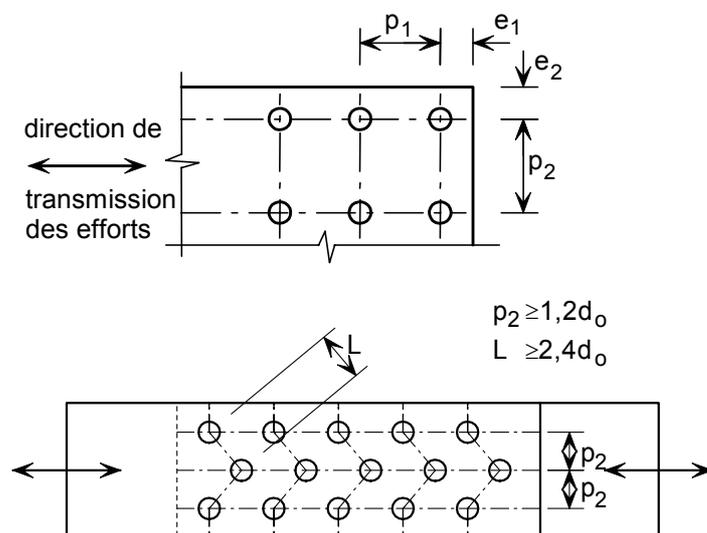


Figure 6.2 Symboles pour la définition des dispositions des trous

Pour les rangées de boulons en quinconce, un écartement minimum entre rangées $p_2=1,2d_0$ peut être utilisé à condition que la distance minimum, L , entre deux fixations quelconques soit supérieure ou égale à $2,4d_0$ (cf. Figure 6.2).

Résistance en pression diamétrale

La résistance adéquate d'un assemblage boulonné en acier inoxydable est souvent pilotée par la nécessité de limiter l'allongement du trou du boulon à l'état limite de service. Afin d'éviter une vérification séparée à l'état limite de service, l'allongement du trou de boulon est limité à l'état limite ultime en utilisant une valeur réduite de la résistance ultime à la traction $f_{u,red}$ donnée par :

$$f_{u,red} = 0,5f_y + 0,6f_u \text{ avec } f_{u,red} \leq f_u \quad (6.1)$$

La valeur de $F_{b,Rd}$ est donnée par :

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_{u,red} d t}{\gamma_{M2}} \quad (6.2)$$

où α_b est la plus petite des valeurs suivantes :

- α_d
- $f_{ub} / f_{u,red}$
- 1,0

où :

d est le diamètre du boulon

t est l'épaisseur de la pièce attachée

f_u est la résistance ultime caractéristique de la pièce attachée (prise égale à la résistance ultime minimale à la traction spécifiée dans le Tableau 3.1).

$\alpha_d = e_1 / 3d_0$ pour les boulons de rive dans la direction de l'effort transmis

$\alpha_d = \frac{p_1}{3d_0} - \frac{1}{4}$ pour les boulons intérieurs dans la direction de l'effort transmis

k_1 est la plus petite valeur entre $2,8 \frac{e_2}{d_o} - 1,7$ et 2,5 pour les boulons de rive perpendiculairement à la direction de l'effort transmis

k_1 est la plus petite valeur entre $1,4 \frac{p_2}{d_o} - 1,7$ et 2,5 pour les boulons intérieurs perpendiculairement à la direction de l'effort transmis

Dans le cas des assemblages à simple recouvrement ne comportant qu'une seule rangée de boulons, il convient que les boulons soient munis de rondelles sous la tête et sous l'écrou. Il convient en outre que la résistance en pression diamétrale pour chaque boulon soit limitée à la valeur suivante :

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 f_{u,red} d t}{\gamma_{M2}} \quad (6.3)$$

La résistance d'un groupe de fixations peut être prise égale à la somme des résistances individuelles en pression diamétrale $F_{b,Rd}$, des fixations, à condition que la résistance individuelle de calcul au cisaillement $F_{v,Rd}$ de chaque fixation soit supérieure ou égale à la résistance de calcul en pression diamétrale $F_{b,Rd}$. Sinon, il convient de prendre la résistance d'un groupe de fixations égale au nombre de fixations multiplié par la résistance de calcul la plus faible des fixations considérées individuellement.

Résistance à la traction

Il convient de déterminer la résistance à la traction d'une pièce attachée sur la base de la plus petite des valeurs suivantes :

a) la résistance plastique de la section brute

$$N_{pl,Rd} = \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} \quad (6.4)$$

b) la résistance ultime de la section nette au niveau des trous de fixations

$$N_{u,Rd} = \frac{k_r A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (6.5)$$

où les termes utilisés sont définis à la Partie 4.7.2.

A noter que pour pouvoir utiliser l'expression de la résistance ultime de la section nette dans le cas d'un assemblage à un seul plan de cisaillement (simple recouvrement), il faut que des rondelles soient présentes sous la tête et sous l'écrou du boulon.

Si un comportement ductile est exigé, alors la résistance plastique doit être inférieure à la résistance ultime de la section nette. Les exigences pour la ductilité et la capacité de rotation sont données dans l'EN 1993-1-8. Les exigences pour le calcul sismique sont données dans l'EN 1998.

Résistance à l'arrachement de bloc

Les dispositions de l'EN 1993-1-8 sont applicables.

Cornières tendues attachées par une aile et autres barres tendues attachées de façon non symétrique

Il convient de prendre en compte l'excentrement des fixations dans les assemblages d'extrémité ainsi que les effets de l'espacement et des pinces transversales des boulons dans la détermination de la résistance de calcul des barres asymétriques. Il est en de même pour les barres symétriques attachées de façon asymétrique et pour les cornières assemblées par une seule aile.

Les cornières simples attachées par une seule rangée de boulons dans une aile peuvent être traitées comme chargées concentriquement, et la résistance ultime de calcul de la section nette peut être déterminée de la façon suivante :

$$\text{Avec 1 boulon :} \quad N_{u,Rd} = \frac{2,0 (e_2 - 0,5d_0) t f_u}{\gamma_{M2}} \quad (6.6)$$

$$\text{Avec 2 boulons :} \quad N_{u,Rd} = \frac{\beta_2 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (6.7)$$

$$\text{Avec 3 boulons ou plus :} \quad N_{u,Rd} = \frac{\beta_3 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (6.8)$$

où :

β_2 et β_3 sont des coefficients minorateurs dépendant de l'entraxe p_1 comme indiqué dans le Tableau 6.1. Pour des valeurs intermédiaires de p_1 la valeur de β peut être déterminée par interpolation linéaire.

A_{net} est l'aire nette de la cornière. Pour une cornière à ailes inégales attachée par sa petite aile, il convient de prendre A_{net} égale à l'aire nette d'une cornière équivalente à ailes égales de mêmes dimensions que la petite aile.

Tableau 6.1 Coefficients réducteurs β_2 et β_3

Attache	Coefficient	Entraxe p_1	
		$\leq 2,5d_0$	$\geq 5,0d_0$
2 boulons	β_2	0,4	0,7
3 boulons ou plus	β_3	0,5	0,7

6.2.4 Fixations

Aires résistantes

Pour les boulons tendus, l'aire à utiliser dans les calculs est égale à l'aire résistante, A_s , telle que définie dans la norme de produit appropriée.

Pour les boulons soumis au cisaillement, on peut utiliser l'aire de la section de tige lisse, plus grande, si l'on peut garantir que la partie filetée est hors du plan de cisaillement ; il convient de prendre en compte l'éventualité que les boulons puissent être mis en place dans un sens comme dans l'autre. Si une telle garantie ne peut être apportée, il convient d'utiliser l'aire résistante, A_s .

Résistance au cisaillement

La résistance au cisaillement d'un boulon dépend du nombre de plans de cisaillement et de leur position sur la longueur du boulon. Pour chaque plan de cisaillement et en l'absence de traction, cette résistance peut être déterminée de la manière suivante :

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha f_{ub} A}{\gamma_{M2}} \quad (6.9)$$

où :

A est l'aire de la section brute du boulon (si le plan de cisaillement passe par la partie non filetée de la tige) ; ou l'aire résistante du boulon A_s (si le plan de cisaillement passe par la partie filetée du boulon)

f_{ub} est la résistance ultime à la traction du boulon.

La valeur de α peut être définie dans l'Annexe Nationale. Les valeurs suivantes sont recommandées :

- si le plan de cisaillement passe par la partie non filetée du boulon, $\alpha = 0,6$
- si le plan de cisaillement passe par la partie filetée du boulon, $\alpha = 0,5$.

Résistance à la traction

La résistance à la traction $F_{t,Rd}$ d'un boulon est donnée par :

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} \quad (6.10)$$

où :

$k_2 = 0,63$ pour un boulon à tête fraisée, sinon $k_2 = 0,9$.

Lorsque les fixations sont conçues pour supporter un effort de traction, il convient qu'elles soient dimensionnées pour résister aussi à l'effort additionnel dû à l'effet

de levier quand ce dernier peut se produire. Des indications pour sa prise en compte sont données l'EN 1993-1-8.

Cisaillement et traction combinés

Lorsqu'un boulon est soumis simultanément à un effort de cisaillement, $F_{v,Ed}$ et à un effort de traction (y compris les effets de levier), $F_{t,Ed}$, il convient de prendre en compte les effets d'interaction. Ceci peut se faire en vérifiant la formule d'interaction suivante :

$$\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} + \frac{F_{t,Ed}}{1,4 F_{t,Rd}} \leq 1,0 \quad (6.11)$$

où $F_{v,Rd}$ et $F_{t,Rd}$ sont donnés ci-dessus. Il est à noter que l'effort de traction de calcul $F_{t,Ed}$ (incluant les éventuels effets de levier) n'excède pas la résistance de calcul à la traction $F_{t,Rd}$ du boulon.

Assemblages longs et grandes épaisseurs de serrage

Pour les assemblages bout à bout de longueur inhabituelle (de l'ordre de 500 mm ou 15 fois le diamètre des boulons et au-delà) ou lorsque l'épaisseur de serrage (c'est-à-dire l'épaisseur totale des pièces assemblées) excède 5 fois le diamètre des boulons, il convient de réduire la résistance au cisaillement. A défaut de données pour l'acier inoxydable, il est recommandé de consulter les règles données pour l'acier au carbone pour ces situations particulières (cf. EN 1993-1-8).

6.3 Fixations mécaniques pour les tôles minces

Le calcul des assemblages de tôles minces en acier inoxydable utilisant des vis auto-taraudeuses peut être mené conformément à l'EN 1993-1-3, à l'exception de la résistance à l'arrachement qui reste à déterminer par essais. A défaut d'une expérience suffisante, afin d'éviter de bloquer la vis ou d'arracher le filetage, il convient de déterminer au moyen d'essais la capacité de la vis à forer et à former des filets dans l'acier inoxydable. Par ailleurs, il convient d'utiliser la valeur réduite de la résistance ultime en traction, $f_{u,red}$, donnée par l'Équation 6.1, à la place de f_u .

6.4 Attaches soudées

6.4.1 Généralités

Il est essentiel que les soudures soient réalisées selon des modes opératoires corrects, avec des produits d'apport compatibles, par des soudeurs convenablement qualifiés, cf. Partie 10.4. Ceci est important non seulement pour garantir la résistance de la soudure et obtenir un profil de soudure défini, mais également pour préserver la résistance à la corrosion de la soudure et du matériau environnant.

Les recommandations suivantes s'appliquent aux soudures bout à bout à pleine pénétration et à pénétration partielle ainsi qu'aux soudures d'angle réalisées par un procédé de soudage à l'arc tel que :

N° du procédé	Nom du procédé
111	Soudage manuel à l'arc avec électrode enrobée
121	Soudage à l'arc sous flux en poudre avec fil-électrode
122	Soudage à l'arc sous flux en poudre avec électrode en feuillard
131	Soudage à l'arc sous protection de gaz inerte avec fil électrode fusible (MIG)
135	Soudage à l'arc sous protection de gaz actif avec fil électrode fusible (MAG)
137	Soudage à l'arc sous protection de gaz inerte avec fil-électrode fourré
141	Soudage à l'arc en atmosphère inerte avec électrode de tungstène (TIG)
15	Soudage au Plasma

(Les numéros des procédés sont ceux définis dans l'EN ISO 4063.)

Il convient d'utiliser des produits d'apport compatibles permettant d'obtenir une limite d'élasticité et une résistance ultime des soudures supérieures à celles du métal de base (pour les consommables de moindre qualité, cf. Partie 6.4.4). Le Tableau 6.2 donne les matériaux d'apport convenables pour les différentes nuances d'acier inoxydable et le Tableau 6.3 donne les caractéristiques mécaniques de ces matériaux d'apport.

Tableau 6.2 *Nuances d'acier et consommables de soudage appropriés*

Métal de base	Consommables de soudage		
Numéro	Électrodes enrobées EN 1600	Fils et baguettes EN 12072	Électrodes fourrées EN 12073
1.4301	E 19 9	G 19 9 L	T 19 9 L
1.4306	E 19 9 L	G 19 9 L	T 19 9 L
1.4307	E 19 9 L	G 19 9 L	T 19 9 L
1.4318	E 19 9 L	G 19 9 L	T 19 9 L
1.4541	E 19 9 Nb	G 19 9 Nb	T 19 9 Nb
1.4401	E 19 12 2	G 19 12 3 L	T 19 12 3 L
1.4404	E 19 12 3 L	G 19 12 3 L	T 19 12 3 L
1.4571	E 19 12 3 Nb	G 19 12 3 Nb	T 19 12 3 Nb
1.4362	E 25 7 2 N L	G 25 7 2 L	T 22 9 3 N L
1.4462	E 25 7 2 N L	G 25 7 2 L	T 22 9 3 N L

Tableau 6.3 *Caractéristiques mécaniques du matériau d'apport selon les normes EN 1600, EN 12072 et EN 12073*

Matériau d'apport	Limite d'élasticité MPa	Résistance ultime en traction MPa
E 19 9	350	550
E/G/T 19 9 L	320	510
E/G/T 19 9 Nb	350	550
E 19 12 2	350	550
E/G/T 19 12 3 L	320	510
E/G/T 19 12 3 Nb	350	550
E 25 7 2 N L	500	700
G 25 7 2 L	500	700
T 22 9 3 N L	450	550

Noter qu'il convient d'accorder une attention particulière au cas où une valeur d'essai de la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % serait utilisée comme base

de calcul (c'est-à-dire dans le cas d'un calcul selon la Clause 3.2.4(ii)). Les producteurs d'acier inoxydable et de produits d'apport peuvent aider au choix des produits d'apport appropriés. Il convient que le métal d'apport soit au moins aussi noble que le métal de base.

Afin de limiter la possibilité de corrosion, il est préférable, dans tous les cas sauf dans les environnements les plus cléments, d'éviter les soudures d'angle discontinues ainsi que les soudures bout à bout à pénétration partielle discontinues. En outre, il convient d'utiliser avec précaution les soudures bout à bout discontinues dans les environnements maritimes ou terrestres très fortement pollués.

6.4.2 Soudure d'angle

Application

Les soudures d'angle peuvent être utilisées pour l'assemblage de pièces lorsque les faces forment un angle compris entre 60° et 120°. Pour les angles inférieurs à 60°, on peut utiliser des soudures d'angle mais, pour les besoins du calcul, il convient de les considérer comme des soudures bout à bout à pénétration partielle. Pour les angles supérieurs à 120°, il convient de considérer que les soudures d'angle ne peuvent pas transmettre d'efforts.

Il convient de ne pas utiliser une soudure d'angle dans les situations donnant lieu à une flexion autour de l'axe longitudinal de la soudure si cela provoque une traction au niveau du talon de la soudure.

Longueur efficace et gorge utile

La longueur efficace d'une soudure d'angle peut être prise égale à la longueur sur laquelle le cordon possède sa pleine épaisseur. Toutefois, il convient de considérer qu'une soudure de longueur efficace inférieure à 40 mm ou à 6 fois l'épaisseur de sa gorge ne peut pas transmettre d'efforts.

Il convient que la gorge utile, a , d'une soudure d'angle, soit prise égale à la hauteur du plus grand triangle (à côtés égaux ou inégaux) pouvant s'inscrire à l'intérieur des faces à souder et de la surface de la soudure, mesurée perpendiculairement au côté extérieur de ce triangle, cf. Figure 6.3. Pour la détermination de la résistance d'une soudure d'angle à forte pénétration, l'augmentation de la gorge peut être prise en compte, cf. Figure 6.4, à condition que des essais préliminaires montrent que la pénétration nécessaire peut être effectivement réalisée.

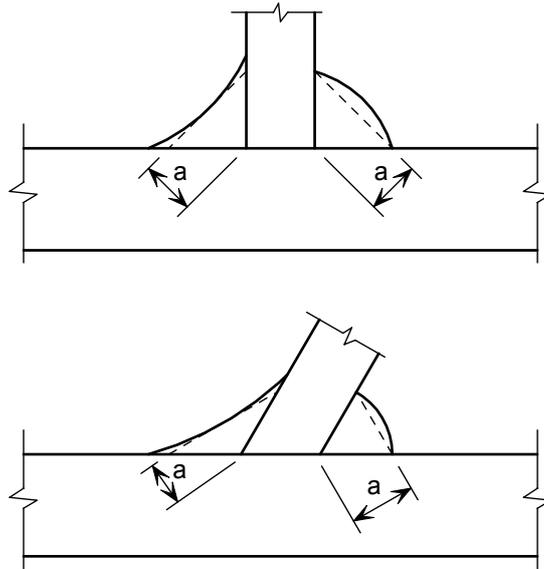


Figure 6.3 Gorge d'une soudure d'angle

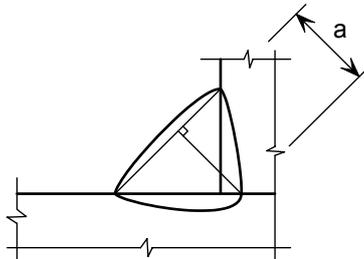


Figure 6.4 Gorge d'une soudure d'angle à forte pénétration

Contrainte de calcul et résistance de calcul au cisaillement

La contrainte de calcul est déterminée par la somme vectorielle des contraintes exercées par toutes les sollicitations transmises par la soudure. La contrainte de calcul est déterminée pour la longueur efficace et l'épaisseur de gorge (cf. ci-dessus).

La résistance de la soudure d'angle sera suffisante si les deux conditions suivantes sont satisfaites :

$$[\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{0,5} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \quad (6.12a)$$

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9 f_u}{\gamma_{M2}} \quad (6.12b)$$

où :

σ_{\perp} est la contrainte normale perpendiculaire à la gorge

τ_{\perp} est la contrainte tangente (dans le plan de la gorge) perpendiculaire à l'axe de la soudure

- τ_{\parallel} est la contrainte tangente (dans le plan de la gorge) parallèle à l'axe de la soudure
- f_u est la résistance nominale ultime à la traction de la pièce assemblée la plus faible
- β_w est pris égal à 1,0 pour toutes les Classes de résistance nominale de l'acier inoxydable, à moins que des essais ne justifient l'utilisation de valeurs plus faibles.

Alternativement, la méthode simplifiée définie par l'EN 1993-1-8 (cf. Partie 4.5.3.3) peut être utilisée pour déterminer la résistance de calcul d'une soudure d'angle.

6.4.3 Soudures bout à bout

Soudures bout à bout à pleine pénétration

Il convient de prendre la résistance de calcul d'une soudure bout à bout à pleine pénétration égale à la résistance de calcul de la plus faible des pièces assemblées, à condition que la soudure satisfasse les recommandations de la Partie 6.3.1.

Soudures bout à bout à pénétration partielle

Les soudures bout à bout à pénétration partielle peuvent être utilisées pour transmettre des efforts de cisaillement. Leur utilisation n'est pas recommandée dans les situations où elles sont susceptibles d'être soumises à une traction.

La résistance d'une soudure bout à bout à pénétration partielle peut être déterminée comme pour une soudure d'angle à pénétration profonde. L'épaisseur de gorge d'une soudure bout à bout à pénétration partielle peut être prise égale à la profondeur de pénétration pouvant être effectivement réalisée et déterminée par des essais de mode opératoire. A défaut d'essais, l'épaisseur de gorge peut être prise égale à la profondeur de préparation moins 3 mm.

6.4.4 Soudage de l'acier inoxydable formé à froid

Les principes de soudage relatifs à l'acier inoxydable à l'état adouci sont applicables au soudage des aciers inoxydables formés à froid, si les conditions suivantes sont respectées :

- L'attache soudée est soumise à un effort de traction.
- La résistance de l'acier inoxydable écroui ne doit pas dépasser la classe CP500 ou C850.
- Les matériaux d'apport sont choisis en conformité avec le Tableau 6.2.
- Le calcul de la résistance du matériau de base dans la zone affectée thermiquement est basé sur sa résistance à la traction à l'état adouci.

Le matériau d'apport peut avoir une résistance plus faible que celle du métal de base. Pour les électrodes de qualité moindre, il convient de considérer que la résistance de calcul de la soudure d'angle ou de la soudure bout à bout est basée sur la résistance ultime du matériau d'apport (voir Tableau 6.3) avec β_w pris égal à 1,0.

7 CALCUL DE RÉSISTANCE AU FEU

7.1 Généralités

Ce chapitre traite du dimensionnement des structures en acier inoxydable qui, pour des raisons de sécurité globale vis-à-vis de l'incendie, doivent remplir certaines fonctions lors d'une exposition au feu, dans le but d'éviter un effondrement prématuré de la structure (fonction porteuse). Les recommandations ne concernent que les méthodes de protection passive contre le feu et elles sont applicables aux structures et nuances d'acier inoxydable qui sont dimensionnées de manière générale en application des règles décrites dans les Chapitres 1 à 6 du présent document.

En comparaison avec l'acier au carbone, à des températures supérieures à 550°C, les aciers inoxydables austénitiques conservent généralement une part plus importante de leur résistance à température ambiante et une plus grande part de leur rigidité, quelle que soit la température.

L'EN 1991-1-2 donne les actions thermiques et mécaniques pour les structures exposées à l'incendie. Cette situation est désignée comme une action accidentelle dans les Eurocodes. L'EN 1990 donne les combinaisons d'actions pour les situations de projet accidentelles et il recommande des coefficients partiels pour les actions égaux à 1,0. L'EN 1993-1-2 recommande de prendre le coefficient partiel de sécurité $\gamma_{M,fi}$ pour le matériau égal à 1,0 pour les situations d'incendie.

Les exigences de performance d'une structure en acier inoxydable susceptible d'être soumise à des situations accidentelles d'incendies ne sont pas différentes de celles établies pour l'acier au carbone, notamment :

- Lorsque la résistance mécanique en cas d'incendie est exigée, il convient que la structure soit dimensionnée et construite de telle sorte qu'elle conserve sa fonction porteuse pendant la durée appropriée d'exposition au feu.
- Il convient d'appliquer des critères de déformation lorsque les moyens de protection, ou les critères de dimensionnement des éléments séparatifs, exigent la prise en compte de la déformation de la structure porteuse. Cependant, il n'est pas nécessaire de considérer la déformation de la structure porteuse lorsque la résistance à l'incendie des éléments séparatifs est basée sur la courbe d'incendie normalisée.

7.2 Caractéristiques mécaniques aux températures élevées

Le Tableau 7.1 donne les coefficients de réduction de résistance et de rigidité, par rapport à la valeur correspondante à 20°C, pour la relation contrainte-déformation et le paramètre $g_{2,\theta}$ pour quelques nuances d'acier inoxydable. Ces coefficients sont définis ci-dessous :

$k_{0,2proof,\theta}$ Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % à la température θ par rapport à la limite d'élasticité à 20°C, c'est-à-dire $f_{0,2proof,\theta}/f_y$

$g_{2,\theta}$ Paramètre utilisé pour calculer $f_{2,\theta}$, la résistance pour une déformation totale de 2 % à la température θ , en utilisant l'expression suivante :

$$f_{2,\theta} = f_{0,2proof,\theta} + g_{2,\theta}(f_{u,\theta} - f_{0,2proof,\theta}) \quad (7.1)$$

$k_{u,\theta}$ Rapport entre la résistance ultime à la température θ et la résistance ultime à 20°C, soit $f_{u,\theta}/f_u$

$k_{E,\theta}$ Module de Young à la température θ par rapport au module à 20°C, c'est-à-dire E_θ/E

où :

E est le module de Young à 20°C (= 200 000 MPa)

f_y est la limite d'élasticité caractéristique à 20°C, comme définie à la Partie 3.2.4

f_u est la résistance ultime caractéristique en traction à 20°C, comme définie à la Partie 3.2.4.

Dans la détermination de la résistance à l'incendie des barres en acier inoxydable, il convient d'utiliser la résistance caractéristique suivante pour le matériau :

Poteaux	$f_{0,2\text{proof},\theta}$	(pour toutes les Classes de sections)
Poutres maintenues	$f_{2,\theta}$	(pour les sections de Classes 1 à 3)
	$f_{0,2\text{proof},\theta}$	(pour les sections de Classe 4)
Poutres non maintenues	$f_{0,2\text{proof},\theta}$	(pour toutes les Classes de sections)
Barres tendues	$f_{2,\theta}$	(pour toutes les Classes de sections).

Cependant, pour les poutres maintenues latéralement de sections transversales Classes 1 à 3 comme pour les barres tendues, dans des situations qui exigent la prise en compte de critères de déformation, il est recommandé de prendre la résistance correspondant à une déformation totale de 1,0 %, $f_{1,\theta}$, comme base pour les calculs au lieu de $f_{2,\theta}$. Il convient de calculer la valeur de $f_{1,\theta}$ en utilisant la relation suivante :

$$f_{1,\theta} = f_{0,2\text{proof},\theta} + 0,5g_{2,\theta}(f_{u,\theta} - f_{0,2\text{proof},\theta}) \quad (7.2)$$

Les valeurs de $f_{0,2\text{proof},\theta}$ sont données par rapport à la limite d'élasticité caractéristique à 20°C par le coefficient $k_{0,2\text{proof},\theta}$ donné dans le Tableau 7.1.

Tableau 7.1 Coefficients de réduction pour la résistance et la rigidité et paramètre $g_{2,\theta}$ aux températures élevées

Température θ (°C)	coefficient de réduction $K_{0,2proof,2}$	Paramètre $g_{2,\theta}$	coefficient de réduction $K_{u,\theta}$	coefficient de réduction $K_{E,\theta}$
Nuance 1.4301				
20	1,00	0,26	1,00	1,00
100	0,82	0,24	0,87	0,96
200	0,68	0,19	0,77	0,92
300	0,64	0,19	0,73	0,88
400	0,60	0,19	0,72	0,84
500	0,54	0,19	0,67	0,80
600	0,49	0,22	0,58	0,76
700	0,40	0,26	0,43	0,71
800	0,27	0,35	0,27	0,63
900	0,14	0,38	0,15	0,45
1000	0,06	0,40	0,07	0,20
1100	0,03	0,40	0,03	0,10
1200	0,00	0,40	0,00	0,00
Nuance 1.4401				
20	1,00	0,24	1,00	1,00
100	0,88	0,24	0,93	0,96
200	0,76	0,24	0,87	0,92
300	0,71	0,24	0,84	0,88
400	0,66	0,21	0,83	0,84
500	0,63	0,20	0,79	0,80
600	0,61	0,19	0,72	0,76
700	0,51	0,24	0,55	0,71
800	0,40	0,35	0,34	0,63
900	0,19	0,38	0,18	0,45
1000	0,10	0,40	0,09	0,20
1100	0,05	0,40	0,04	0,10
1200	0,00	0,40	0,00	0,00
Nuance 1.4571				
20	1,00	0,25	1,00	1,00
100	0,89	0,25	0,88	0,96
200	0,83	0,25	0,81	0,92
300	0,77	0,24	0,80	0,88
400	0,72	0,22	0,80	0,84
500	0,69	0,21	0,77	0,80
600	0,66	0,21	0,71	0,76
700	0,59	0,25	0,57	0,71
800	0,50	0,35	0,38	0,63
900	0,28	0,38	0,22	0,45
1000	0,15	0,40	0,11	0,20
1100	0,075	0,40	0,055	0,10
1200	0,00	0,40	0,00	0,00
Nuance 1.4462				
20	1,00	0,35	1,00	1,00
100	0,91	0,35	0,93	0,96
200	0,80	0,32	0,85	0,92
300	0,75	0,30	0,83	0,88
400	0,72	0,28	0,82	0,84
500	0,65	0,30	0,71	0,80
600	0,56	0,33	0,57	0,76
700	0,37	0,40	0,38	0,71
800	0,26	0,41	0,29	0,63
900	0,10	0,45	0,12	0,45
1000	0,03	0,47	0,04	0,20
1100	0,015	0,47	0,02	0,10
1200	0,00	0,47	0,00	0,00

Tableau 7.1 (suite) *Coefficients de réduction pour la résistance et la rigidité et paramètre $g_{2,\theta}$ aux températures élevées*

Température θ (°C)	Coefficient de réduction $K_{0,2\text{proof},2}$	Paramètre $g_{2,\theta}$	Coefficient de réduction $K_{u,\theta}$	Coefficient de réduction $K_{E,\theta}$
Nuance 1.4318				
20	1.00	0.25	1.00	1.00
100	0.78	0.25	0.74	0.96
200	0.65	0.25	0.73	0.92
300	0.57	0.25	0.64	0.88
400	0.51	0.25	0.60	0.84
500	0.48	0.25	0.55	0.80
600	0.46	0.27	0.52	0.76
700	0.40	0.27	0.40	0.71
800	0.27	0.26	0.26	0.63
Nuance 1.4318 C850				
20	1.00	0.21	1.00	1.00
100	0.86	0.24	0.71	0.91
200	0.77	0.25	0.61	0.88
300	0.69	0.24	0.60	0.84
400	0.68	0.24	0.57	0.80
500	0.65	0.25	0.53	0.76
600	0.54	0.25	0.45	0.72
700	0.40	0.26	0.34	0.67
800	0.23	0.25	0.24	0.52
900	0.11	0.25	0.10	0.35
Nuance 1.4571 C850				
20	1.00	0.36	1.00	1.00
100	0.96	0.36	0.94	0.96
200	0.95	0.36	0.88	0.92
300	0.92	0.36	0.84	0.88
400	0.89	0.36	0.82	0.84
500	0.83	0.36	0.79	0.80
600	0.81	0.36	0.72	0.76
700	0.60	0.37	0.53	0.71
800	0.35	0.39	0.38	0.63
900	0.10	0.40	0.20	0.45

7.3 Caractéristiques thermiques aux températures élevées

7.3.1 Dilatation thermique

La dilatation thermique de l'acier inoxydable austénitique $\Delta l/l$ peut être déterminée par l'expression suivante :

$$\Delta l/l = (16 + 4,79 \times 10^{-3} \theta_a - 1,243 \times 10^{-6} \theta_a^2) \times (\theta_a - 20) 10^{-6} \quad (7.3)$$

où :

l est la longueur à 20°C

Δl est la dilatation induite par la température

θ_a est la température de l'acier [°C]

7.3.2 Chaleur spécifique

La chaleur spécifique de l'acier inoxydable c_a peut être déterminée par l'expression suivante :

$$c_a = 450 + 0,280 \times \theta_a - 2,91 \times 10^{-4} \theta_a^2 + 1,34 \times 10^{-7} \theta_a^3 \text{ J/kgK} \quad (7.4)$$

où :

θ_a est définie à la Partie 7.3.1

7.3.3 Conductivité thermique

La conductivité thermique de l'acier inoxydable λ_a peut être déterminée par l'expression suivante :

$$\lambda_a = 14,6 + 1,27 \times 10^{-2} \theta_a \text{ W/mK} \quad (7.5)$$

où :

θ_a est définie à la Partie 7.3.1.

7.4 Détermination de la résistance au feu des structures

La résistance au feu peut être déterminée par une ou plusieurs des approches suivantes :

- méthode de calcul simplifiée appliquée à chaque élément isolé
- méthode de calcul avancée
- essais.

La méthode de calcul simplifiée est basée sur des hypothèses plaçant du côté de la sécurité. Les méthodes de calcul avancées sont des méthodes de calcul dans lesquelles les principes de l'ingénierie sont appliqués de manière réaliste pour des applications spécifiques. Si aucun modèle de calcul simplifié n'est disponible, il est nécessaire d'utiliser, soit une méthode de calcul avancée, soit une méthode basée sur des résultats d'essais.

Des méthodes de calcul avancées sont couvertes dans le Commentaire à ces recommandations (cf. Avant-propos).

7.4.1 Classification des sections transversales

Dans le calcul de résistance au feu, il convient d'adopter la méthode de classification des sections transversales décrite dans le Chapitre 4 de ce guide en utilisant les caractéristiques de calcul à température normale (20°C).

7.4.2 Barres tendues

Il convient de déterminer la résistance de calcul $N_{fi,0,Rd}$ d'une barre tendue à une température uniforme θ_a au moyen de l'expression :

$$N_{fi,0,Rd} = k_{2,\theta} N_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] \quad (7.6)$$

où :

$k_{2,\theta} = f_{2,\theta} / f_y$ c'est-à-dire le coefficient de réduction pour la limite d'élasticité du matériau correspondant à la déformation totale de 2 % à la température θ_a

N_{Rd} est la résistance de calcul de la section transversale $N_{pl,Rd}$ pour le calcul à température normale, selon la Partie 4.7.2.

γ_{M0} et $\gamma_{M,fi}$ sont les coefficients partiels, c.f. Tableau 2.1

Lorsque la température dans la barre n'est pas uniforme, la résistance de calcul est donnée par l'expression :

$$N_{fi,t,Rd} = \sum_{i=1}^n A_i k_{2,\theta,i} f_y / \gamma_{M,fi} \quad (7.7)$$

où :

- A_i est une aire élémentaire de la section transversale
- θ_i est la température dans l'aire élémentaire A_i
- $k_{2,\theta,i}$ est le coefficient de réduction de la limite d'élasticité à 2 % à la température θ_i (cf. Partie 7.2).

En alternative, la résistance de calcul $N_{fi,t,Rd}$ au temps t d'une barre tendue présentant une répartition non uniforme de sa température peut être prise égale, en se plaçant du côté de la sécurité, à la résistance de calcul $N_{fi,0,Rd}$ d'une barre tendue présentant une température uniforme θ_a égale à la température maximum $\theta_{a,max}$ atteinte au temps t .

7.4.3 Barres comprimées

Les recommandations suivantes s'appliquent aux poteaux possédant des sections transversales de Classes 1, 2, 3 ou 4 présentant les caractéristiques suivantes :

- sections transversales ouvertes, formées à froid (non soudées), par ex. profils en U ou cornière, ou
- sections transversales creuses formées à froid (soudées en continu ou sans soudure), par ex. profils creux circulaires ou rectangulaires.

La résistance de calcul au flambement $N_{b,fi,t,Rd}$ à l'instant t d'une barre comprimée présentant une température uniforme θ_a est donnée par l'expression :

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \quad \text{pour les sections de Classes 1, 2 ou 3} \quad (7.8)$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A_{eff} k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (7.9)$$

où :

- $k_{0,2proof,\theta}$ est le coefficient de réduction relatif à la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % à la température θ_a (cf. Partie 7.2).
- χ_{fi} est le coefficient de réduction pour le flambement par flexion en situation d'incendie, donné par :

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{\varphi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} \quad \text{mais } \chi_{fi} \leq 1 \quad (7.10)$$

$$\text{où : } \varphi_\theta = 0,5 \left(1 + \alpha (\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^2 \right) \quad (7.11)$$

dans laquelle les paramètres α et $\bar{\lambda}_0$ sont les coefficients de flambement à température ambiante donnés dans le Tableau 5.1.

L'élançement réduit modifié $\bar{\lambda}_\theta$ à la température θ est donné par :

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \left[\frac{k_{0,2\text{proof},\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \quad \text{pour toutes les Classes de sections transversales (7.12)}$$

où :

$k_{E,\theta}$ est le coefficient de réduction pour le module de Young à la température θ_a (cf. Partie 7.2).

Lorsque la température de la barre n'est pas uniforme, la résistance à la compression peut être estimée, en toute sécurité, en supposant une température uniforme égale à la température maximale dans la barre.

Il convient de déterminer généralement la longueur de flambement l_{fi} d'un poteau en situation d'incendie comme pour le calcul à température normale. Cependant, dans une ossature contreventée, la longueur de flambement l_{fi} d'un poteau d'étage peut être déterminée en le considérant comme maintenu en translation au droit d'assemblages rigides ou semi-rigides à des poteaux situés dans les compartiments d'incendie supérieurs et inférieurs, à condition que la résistance au feu des composants de la construction séparant ces compartiments ne soit pas inférieure à la résistance au feu du poteau

Dans le cas d'une ossature contreventée dans laquelle chaque étage comprend un compartiment séparé possédant une résistance au feu suffisante, la longueur de flambement d'un poteau continu peut être prise égale à $l_{fi} = 0,5L$ dans un étage intermédiaire, et la longueur de flambement peut être prise égale à $l_{fi} = 0,7L$ dans l'étage supérieur, où L représente la longueur d'épure dans l'étage concerné, voir Figure 7.1.

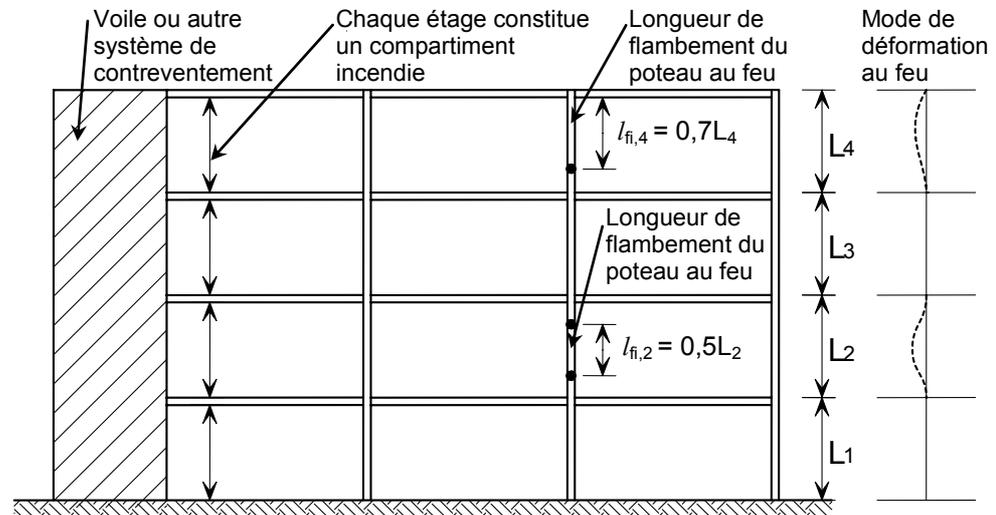


Figure 7.1 Longueurs de flambement l_{fi} des poteaux dans les ossatures contreventées

7.4.4 Poutres maintenues latéralement

Il convient de déterminer le moment résistant de calcul $M_{fi,\theta,Rd}$ d'une section transversale présentant une température uniforme θ_a au moyen de l'expression :

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} \quad \text{pour les sections de Classe 1, 2 ou 3} \quad (7.13)$$

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{0,2\text{proof},\theta} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (7.14)$$

où :

M_{Rd} est le moment résistant plastique de la section transversale brute $M_{pl,Rd}$ (sections transversales de Classes 1 ou 2), le moment résistant élastique de la section transversale brute $M_{el,Rd}$ (sections transversales de Classe 3) ou moment résistant efficace de la section transversale efficace $M_{eff,Rd}$ (sections transversales de Classe 4) pour le calcul à température normale.

$k_{2,\theta}$ et $k_{0,2proof,\theta}$ sont comme définis à la Partie 7.4.3.

Dans les cas où il est nécessaire de prendre en compte les effets du cisaillement, il convient d'utiliser la résistance réduite pour les moments comme dans le calcul à température normale selon la Partie 4.7.6.

Le moment résistant de calcul $M_{fi,t,Rd}$ à l'instant t d'une section transversale dans une barre présentant une répartition de température non uniforme, peut être déterminée, en se plaçant du côté de la sécurité, par l'expression suivante :

$$M_{fi,t,Rd} = M_{fi,\theta,Rd} / \kappa_1 \kappa_2 \quad (7.15)$$

où :

$M_{fi,\theta,Rd}$ est le moment résistant de calcul de la section transversale (ou de la section transversale efficace pour la Classe 4) pour une température uniforme θ_a égale à la température maximale dans la section transversale.

κ_1 est un coefficient d'adaptation pour la température non uniforme dans la section transversale (voir Tableau 7.2)

κ_2 est un coefficient d'adaptation pour la température non uniforme le long de la poutre (voir Tableau 7.2).

Tableau 7.2 Coefficients d'adaptation

Condition d'exposition	κ_1
pour une poutre exposée au feu sur ses quatre faces	1,0
pour une poutre non protégée exposée au feu sur trois faces, avec une dalle mixte ou en béton sur sa quatrième face	0,70
pour une poutre protégée exposée au feu sur trois faces, avec une dalle mixte ou en béton sur sa quatrième face	0,85
κ_2	
au niveau des appuis d'une poutre hyperstatique	0,85
dans tous les autres cas	1,0

Il convient de déterminer la résistance au cisaillement de calcul $V_{fi,t,Rd}$ à l'instant t d'une section transversale présentant une répartition non uniforme de la température au moyen de l'expression :

$$V_{fi,t,Rd} = k_{2,\theta,web} V_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] \quad \text{pour les sections de Classe 1, 2 ou 3} \quad (7.16)$$

$$V_{fi,t,Rd} = k_{0,2proof,\theta,web} V_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (7.17)$$

où :

V_{Rd} est la résistance au cisaillement de la section transversale brute pour le calcul à température normale, selon la Partie 4.7.5 (pour des températures supérieures à 400°C, il convient de prendre η égal à 1,0).

θ_{web} est la température dans l'âme de la section.

7.4.5 Poutres non maintenues latéralement

Il convient de déterminer le moment résistant de calcul au déversement $M_{b,fi,t,Rd}$ au temps t d'une poutre non maintenue latéralement par les expressions suivantes :

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_{pl,y} k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \quad \text{pour les sections de Classes 1 et 2} \quad (7.18)$$

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_{el,y} k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \quad \text{pour les sections de Classe 3} \quad (7.19)$$

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_{eff,y} k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (7.20)$$

où :

$\chi_{LT,fi}$ est le coefficient de réduction pour le déversement en situation d'incendie de calcul, donné par :

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\varphi_{LT,\theta} + \sqrt{\varphi_{LT,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2}} \quad \text{mais } \chi_{LT,fi} \leq 1 \quad (7.21)$$

$$\text{et } \varphi_{LT,\theta} = 0,5 \left(1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT,\theta} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 \right) \quad (7.22)$$

Le paramètre α_{LT} est le coefficient d'imperfection à température normale donné à la Partie 5.4.2.

$k_{0,2proof,\theta}$ est le coefficient de réduction défini à la Partie 7.4.3 pour la température maximale θ atteinte dans n'importe quelle partie de la section.

L'élancement réduit $\bar{\lambda}_{LT,\theta}$ à la température θ est donné par :

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta} = \bar{\lambda}_{LT} \left[\frac{k_{0,2proof,\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \quad \text{pour toutes les Classes de sections} \quad (7.23)$$

où :

$k_{E,\theta}$ est le coefficient de réduction défini à la Partie 7.4.3 à la température θ

7.4.6 Barres soumises à l'effet combiné d'une flexion et d'une compression axiale

Il convient de vérifier la résistance au déversement et flambement suivant les axes de faible et forte inertie d'une barre soumise à l'effet combiné d'une flexion et d'une compression axiale, en satisfaisant les expressions suivantes :

a) Pour les sections de Classe 1, 2 ou 3

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A k_{0,2proof,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (7.24)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min1,fi} A k_{0,2proof,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{LT} M_{y,fi,Ed}}{\chi_{LT,fi} M_{y,fi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (7.25)$$

où :

$N_{fi,Ed}$, $M_{y,fi,Ed}$ et $M_{z,fi,Ed}$ sont l'effort normal de calcul et les moments fléchissants en situation d'incendie

$M_{y,fi,\theta,Rd}$ et $M_{z,fi,\theta,Rd}$ sont tels que définis à la Partie 7.4.4

$k_{0,2\text{proof},\theta}$ est le coefficient de réduction à la température θ , tel que défini à la Partie 7.4.3

$\chi_{\text{min},\text{fi}}$ est le plus petit coefficient de réduction pour le flambement par flexion, par torsion et par flexion-torsion, à la température θ , tel que défini à la Partie 7.4.3

$\chi_{\text{min}1,\text{fi}}$ est le plus petit coefficient de réduction pour le flambement par flexion autour de l'axe z , par torsion et par flexion-torsion, à la température θ , tel que défini à la Partie 7.4.3

$\chi_{\text{LT},\text{fi}}$ est le coefficient de réduction pour le déversement à la température θ , tel que défini à la Partie 7.4.5.

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{\text{LT}} N_{\text{fi,Ed}}}{\chi_{z,\text{fi}} A k_{0,2\text{proof},\theta} \frac{f_y}{\gamma_{\text{M,fi}}}} \leq 1 \quad (7.26)$$

$$\mu_{\text{LT}} = 0,15 \bar{\lambda}_{z,\theta} \beta_{\text{M,LT}} - 0,15 \leq 0,9 \quad (7.27)$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{\text{fi,Ed}}}{\chi_{y,\text{fi}} A k_{0,2\text{proof},\theta} \frac{f_y}{\gamma_{\text{M,fi}}}} \leq 3 \quad (7.28)$$

$$\mu_y = (1,2 \beta_{\text{M},y} - 3) \bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44 \beta_{\text{M},y} - 0,29 \leq 0,8 \quad (7.29)$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z N_{\text{fi,Ed}}}{\chi_{z,\text{fi}} A k_{0,2\text{proof},\theta} \frac{f_y}{\gamma_{\text{M,fi}}}} \leq 3 \quad (7.30)$$

$$\mu_z = (2 \beta_{\text{M},z} - 5) \bar{\lambda}_{z,\theta} + 0,44 \beta_{\text{M},z} - 0,29 \leq 0,8 \text{ et } \bar{\lambda}_{z,\theta} \leq 1,1 \quad (7.31)$$

β_{M} est le facteur de moments uniformes équivalents, donné dans le Tableau 7.3.

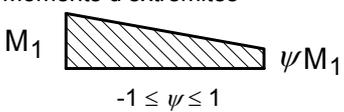
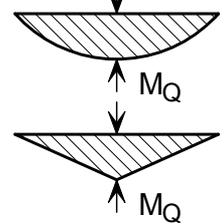
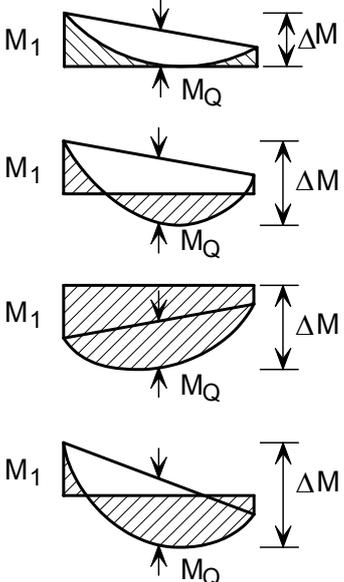
b) Pour les sections de Classe 4 :

$$\frac{N_{\text{fi,Ed}}}{\chi_{\text{min},\text{fi}} A_{\text{eff}} k_{0,2\text{proof},\theta} \frac{f_y}{\gamma_{\text{M,fi}}}} + \frac{k_y M_{y,\text{fi,Ed}} + N_{\text{fi,Ed}} e_y}{M_{y,\text{fi},\theta,\text{Rd}}} + \frac{k_z M_{z,\text{fi,Ed}} + N_{\text{fi,Ed}} e_z}{M_{z,\text{fi},\theta,\text{Rd}}} \leq 1 \quad (7.32)$$

$$\frac{N_{\text{fi,Ed}}}{\chi_{\text{min}1,\text{fi}} A_{\text{eff}} k_{0,2\text{proof},\theta} \frac{f_y}{\gamma_{\text{M,fi}}}} + \frac{k_{\text{LT}} M_{y,\text{fi,Ed}} + N_{\text{fi,Ed}} e_y}{\chi_{\text{LT},\text{fi}} M_{y,\text{fi},\theta,\text{Rd}}} + \frac{k_z M_{z,\text{fi,Ed}} + N_{\text{fi,Ed}} e_z}{M_{z,\text{fi},\theta,\text{Rd}}} \leq 1 \quad (7.33)$$

où les termes utilisés sont définis ci-dessus dans (a) sauf pour le calcul des paramètres k_y , k_z et k_{LT} , où il convient de remplacer A par A_{eff} .

Tableau 7.3 Facteur de moment uniforme équivalent, β_M

Diagramme des moments	Facteur de moment uniforme équivalent β_M
<p>Moments d'extrémités</p>  <p>M_1 ψM_1 $-1 \leq \psi \leq 1$</p>	$\beta_{M,\psi} = 1,8 - 0,7\psi$
<p>Moments provoqué par les charges transversales dans le plan</p>  <p>M_Q M_Q</p>	$\beta_{M,Q} = 1,3$ $\beta_{M,Q} = 1,4$
<p>Moments provoqué par les charges transversales dans le plan plus les moments d'extrémités</p>  <p>M_1 M_Q ΔM M_1 M_Q ΔM M_1 M_Q ΔM M_1 M_Q ΔM</p>	$\beta_M = \beta_{M,\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{M,Q} - \beta_{M,\psi})$ <p>$M_Q = \max M$ dû à la charge transversale seule</p> <p>Pour diagramme des moments sans changement de signe : $\Delta M = \max M$</p> <p>Pour diagramme des moments avec changement de signe : $\Delta M = \max M + \min M$</p>

7.4.7 Calcul de l'échauffement de l'acier inoxydable

La méthode pour le calcul de l'évolution de la température dans l'acier au carbone peut être appliquée aussi à l'acier inoxydable.

Pour une distribution de température uniforme dans la section, il convient de déterminer l'augmentation de température dans un élément non protégé en acier inoxydable, pendant un intervalle de temps Δt , au moyen de :

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{A_m / V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{\text{net,d}} \Delta t \quad (7.34)$$

où :

c_a est la chaleur spécifique de l'acier inoxydable, (J/kgK), telle que donnée à la Partie 7.3.2

ρ_a est la masse volumique de l'acier inoxydable (kg/m^3), donnée dans le Tableau 3.6 (habituellement considérée comme indépendante de la température)

A_m/V est le facteur de massivité pour les éléments en acier non protégés

A_m est la surface de l'élément par unité de longueur

V est le volume de l'élément par unité de longueur

$\dot{h}_{\text{net,d}}$ est la valeur de calcul du flux thermique net par unité de surface

$$= \dot{h}_{\text{net,c}} + \dot{h}_{\text{net,r}} \quad (7.35)$$

où :

$$\dot{h}_{\text{net,c}} = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \quad (7.36)$$

$$\dot{h}_{\text{net,r}} = \varphi \varepsilon_{\text{res}} 5,67 \times 10^{-8} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4] \quad (7.37)$$

α_c est le coefficient de transfert de chaleur par convection (habituellement pris égal à $25\text{W/m}^2\text{K}$)

θ_g est la température ambiante du gaz au voisinage de l'élément exposé au feu ($^{\circ}\text{C}$), donnée par la courbe température-temps normalisée

θ_a est la température de la section en acier supposée uniforme au temps t ($^{\circ}\text{C}$)

φ est le facteur de forme

ε_{res} est l'émissivité résultante.

Le paramètre ε_{res} représente le rayonnement transmis entre les flammes et la surface de l'acier inoxydable et sa valeur dépend du degré d'exposition directe de l'élément au feu. Les éléments partiellement protégés des effets du rayonnement autoriseraient une valeur inférieure de ε_{res} qui peut être prise égale à 0,2 pour l'acier inoxydable.

L'équation ci-dessus, qui décrit l'augmentation incrémentale de la température, peut être utilisée pour déterminer les températures de l'acier par intégration lorsque la variation de la température des flammes en fonction du temps est connue. La courbe paramétrée température-temps (pour un feu cellulosique) est donnée dans l'EN 1991-1-2 comme suit :

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (7.38)$$

où :

t est la durée d'exposition au feu (en minutes).

8 FATIGUE

Il convient de prendre en compte la fatigue du métal dans les structures ou parties de structures soumises à des niveaux significatifs de contraintes répétées. Aucune vérification à la fatigue n'est normalement exigée pour les structures de bâtiments sauf pour les éléments supportant des appareils de levage, des charges roulantes ou des machines vibrantes, et les éléments soumis à des oscillations induites par le vent.

Comme pour les structures en acier au carbone, la combinaison de concentrations de contraintes et des défauts au niveau des joints soudés a pour conséquence que ces zones sont souvent plus exposées à subir une ruine par fatigue que d'autres parties de la structure. Les recommandations relatives au calcul de la résistance à la fatigue des structures en acier au carbone sont applicables à l'acier inoxydable (cf. EN 1993-1-9).

Une bonne conception permet de réduire de façon notable la sensibilité d'une structure à la fatigue. Ceci implique un choix judicieux de la configuration globale de la structure ainsi qu'une sélection soignée de détails constructifs résistants à la fatigue. La clef d'une conception résistante à la fatigue est la prise en compte rationnelle de ce phénomène dès le début du processus de conception. Une vérification de la fatigue qui vient seulement après la satisfaction d'autres critères de calcul peut conduire à une structure mal adaptée ou coûteuse. Il est également important de prendre en compte les exigences du constructeur et du monteur. Il est donc recommandé de les consulter le plus tôt possible afin de repérer les zones de la structure qui sont les plus sensibles au développement des fissures par fatigue, de discuter des précautions particulières et de prendre conscience des problèmes de fabrication et de montage. En particulier, il convient d'étudier l'effet sur la fatigue de l'utilisation d'ouvertures ou d'accessoires de levage destinés à faciliter la fabrication ou le montage.

Il est possible d'éliminer des problèmes potentiels de fatigue en accordant une attention particulière aux détails constructifs et en évitant ce qui suit :

- les modifications brusques de la section transversale et les concentrations de contraintes en général
- les défauts d'alignement et les excentricités
- les petites discontinuités telles que les rayures et marques de meulage
- le soudage inutile d'accessoires, tel que les oreilles de levage par exemple
- les soudures à pénétration partielle, les soudures d'angle, les soudures discontinues et les lattes-supports
- les amorçages d'arc imprécis.

Bien que des techniques d'amélioration des soudures comme le contrôle des profils, le meulage des pieds de cordons, le grenailage et le martelage, puissent augmenter la résistance à la fatigue d'un assemblage, on ne dispose pas de données suffisantes pour évaluer leurs avantages éventuels pour l'acier inoxydable. Il convient de noter également que ces techniques nécessitent des opérations manuelles lourdes et qui exigent des opérateurs qualifiés et expérimentés pour obtenir les meilleurs résultats. Il convient de ne pas les considérer, sauf cas particulier, comme des options de dimensionnement.

9 ESSAIS

9.1 Généralités

La réalisation d'essais sur les éléments et les matériaux en acier inoxydable peut être exigée pour plusieurs raisons :

- si le calcul doit être basé sur les caractéristiques réelles des matériaux (cf. Partie 3.2.4).
- si l'on veut exploiter l'amélioration de la résistance des angles formés à froid dans les éléments (cf. Partie 3.2.2 et 4.7.1).
- si la géométrie d'un élément est telle qu'il se situe hors des limites d'application (telles que celles données dans la Partie 4.2).
- si un certain nombre de structures ou de composants doivent être basés sur des essais de prototypes.
- s'il est exigé de confirmer la cohérence d'une production.

Les précautions et exigences habituelles pour les procédures et l'évaluation des résultats d'essais concernant l'acier au carbone s'appliquent également aux essais concernant l'acier inoxydable. Il est donc recommandé d'une manière générale de consulter ces exigences, (cf. Partie 5.2 et Annexe D de l'EN 1990 et Chapitre 9 et Annexe A de l'EN 1993-1-3). Cependant, les aciers inoxydables présentent certains aspects de comportement qui nécessitent probablement davantage de réflexion dans la conception des essais que dans le cas d'aciers au carbone. Des recommandations élémentaires sont données ci-après.

9.2 Détermination de la courbe contrainte-déformation

La norme européenne applicable pour les essais de matériaux est la norme EN 10002-1 *Essais à la traction des matériaux métalliques. Méthode d'essai à température ambiante*. Cette norme ne donne pas de détails pour les extrémités des éprouvettes bien que les diagrammes suggèrent que les extrémités doivent être bloquées. Il est toutefois recommandé d'appliquer le chargement au moyen de broches traversant les extrémités de l'éprouvette avec une aire suffisante pour supporter le cisaillement. Ceci est destiné à garantir l'axialité de la charge dans l'éprouvette permettant ainsi d'obtenir la courbe réelle contrainte-déformation sans effet parasite dû à une plastification prématurée provoquée par l'excentricité de la charge. Le bon alignement du chargement peut être confirmé par des essais réalisés en phase élastique en utilisant un extensomètre disposé selon différentes positions sur l'éprouvette.

Il convient de se renseigner sur les effets de la vitesse de chargement (cf. Partie 3.2.2).

9.3 Essais réalisés sur les éléments

Il est recommandé de réaliser les essais sur les éléments à échelle réelle ou à une échelle aussi proche que possible de l'échelle réelle en fonction des moyens d'essais disponibles, et de veiller à ce que les éprouvettes soient fabriquées selon

les mêmes procédés que ceux devant être utilisés dans la structure finale. Si les composants sont soudés, il convient que le prototype soit soudé de la même façon.

Étant donné que les aciers inoxydables peuvent présenter une anisotropie, il est recommandé de préparer les échantillons à partir d'une tôle ou d'une feuille disposée selon la même orientation (transversale ou parallèle au sens de laminage) que celle prévue pour la structure finale. Si l'orientation finale est inconnue ou ne peut être garantie, il peut s'avérer nécessaire de réaliser des essais pour les deux directions et de prendre les résultats les plus défavorables.

L'acier inoxydable possède une plus grande ductilité et un écrouissage plus prononcé que l'acier au carbone, c'est pourquoi les capacités du banc d'essai doivent être supérieures à celles exigées pour les essais d'éléments en acier au carbone possédant une limite d'élasticité équivalente. Ceci s'applique non seulement aux capacités de chargement du banc d'essai mais aussi à sa capacité à autoriser une plus grande déformation de l'éprouvette.

Il convient de noter qu'à des niveaux de charge élevés de l'éprouvette, les effets du fluage s'intensifient, et que ceci peut signifier que les mesures de déformation ou de déplacement ne se stabilisent pas dans une période de temps raisonnable.

Pour les matériaux écrouis, il convient de déterminer les résistances à la traction et à la compression dans la direction considérée. Il convient d'évaluer les résultats d'essais avec la résistance correspondante comme référence.

10 ASPECTS CONCERNANT LA FABRICATION

10.1 Introduction

L'objet de cette partie est de souligner les aspects liés à la fabrication en acier inoxydable à l'intention de l'ingénieur-concepteur et elle contient des recommandations de bonne pratique. Elle permet également de donner des éléments sur l'évaluation préliminaire à faire sur la capacité d'un atelier à effectuer le travail.

L'acier inoxydable n'est pas un matériau difficile à travailler. Cependant, à certains égards, il est différent de l'acier au carbone et il convient de le traiter en conséquence. De nombreux procédés de fabrication et d'assemblage sont similaires à ceux utilisés pour l'acier au carbone, mais les caractéristiques différentes de l'acier inoxydable exigent une attention particulière dans un certain nombre de domaines. Il est important d'établir une communication efficace entre le concepteur et le fabricant dès le début du projet afin de garantir que des pratiques de fabrication adaptées peuvent être et seront adoptées.

Un des objectifs principaux est de préserver la résistance à la corrosion de l'acier. Il est essentiel de prendre des précautions, à toutes les étapes de stockage, manutention et formage afin de réduire au minimum les paramètres qui compromettent la formation de la couche passive auto-cicatrisante. Un soin particulier doit être pris pour restaurer toute la résistance à la corrosion des zones soudées. Bien qu'elles soient essentielles, ces précautions sont simples et, en général, sont une question de bonne pratique.

Il est important de préserver le bon aspect de surface de l'acier inoxydable tout au long de la fabrication. Non seulement les défauts d'aspect sont inesthétiques, mais ils sont en général inacceptables et leur réparation s'avère longue et onéreuse. Alors que les défauts superficiels sont normalement cachés par la peinture dans les structures en acier au carbone, ce n'est que rarement le cas pour les structures en acier inoxydable.

La forme de la structure peut être imposée par la disponibilité des matériaux. Il faut reconnaître que la gamme disponible de profils en acier inoxydable laminés à chaud est plus limitée que pour l'acier au carbone. Ceci entraîne une utilisation plus fréquente que la normale d'éléments formés à froid ou soudés. De même, en raison des capacités en longueur des presses de formage, seules des longueurs relativement faibles sont envisageables, ce qui conduit à une utilisation plus fréquente d'assemblages de continuité. Dans la conception des détails d'assemblages, il convient d'étudier avec soin les jeux des boulons situés à proximité des rayons de courbure et les problèmes d'ajustage potentiels résultant des déformations provoquées par le soudage.

Les spécifications couvrant la fabrication et le montage des structures en acier inoxydable sont en accord avec l'ENV 1090-6 *Exécution des structures en acier - Règles supplémentaires pour les aciers inoxydables*. Elle est en cours de conversion en EN 1090 *Exécution des structures en acier et aluminium*. L'EN 1090-1 donnera les règles pour l'utilisation du marquage CE pour les structures en acier. L'EN 1090-2 devra inclure les classes d'exécution qui

dépendent du type de structure en acier ; des exigences spécifiques de fabrication et de montage seront associées aux différentes classes d'exécution. Il est prévu que l'EN 1090-2 sera soumise au vote final début 2007.

La norme appropriée pour le soudage des aciers inoxydables est l'EN 1011-3 *Recommandations pour le soudage des matériaux métalliques – Soudage à l'arc des aciers inoxydables*.

10.2 Stockage et manutention

D'une manière générale, un plus grand soin est exigé pour le stockage et la manutention de l'acier inoxydable que pour l'acier au carbone, afin d'éviter d'endommager la finition de la surface (particulièrement pour les finitions brillantes recuites ou polies) et pour éviter toute contamination par l'acier au carbone ou du fer. Il convient que les procédures de stockage et de manutention soient convenues entre les parties préalablement à toute fabrication et qu'elles soient suffisamment détaillées pour traiter toute exigence particulière. Il convient que ces procédures couvrent, par exemple, les points suivants :

- Il convient que l'acier soit contrôlé immédiatement après la livraison en ce qui concerne la présence éventuelle de surfaces endommagées.
- L'acier peut être protégé par un revêtement plastique ou autre. Il convient de laisser cette protection en place le plus longtemps possible, et de la retirer juste avant la fabrication finale. Il convient que ce revêtement protecteur soit mentionné sur le bon de livraison s'il est exigé (par ex. pour les finitions brillantes recuites).
- Il convient d'éviter tout stockage en atmosphère humide saline. Il convient que les rayonnages de stockage soient dépourvus de surfaces de frottement en acier au carbone et soient donc protégés par des gaines ou des lattes en bois, caoutchouc ou matière plastique. Il convient de stocker les tôles et les plaques verticalement ; les tôles stockées horizontalement peuvent subir des passages avec les risques de contamination par du fer ou de détérioration des surfaces.
- Il convient d'éviter l'utilisation d'accessoires de levage destinés à l'acier au carbone, par ex. chaînes, crochets, et tasseaux. Ici encore, l'utilisation de matériaux isolants ou de ventouses peuvent empêcher toute contamination par du fer. Il convient que les fourches des chariots-élévateurs soient également protégées.
- Il convient d'éviter tout contact avec des produits chimiques y compris des quantités anormales d'huiles et de graisse (susceptibles de tacher certaines finitions).
- Dans l'idéal, il convient de séparer les zones de fabrication pour l'acier au carbone et l'acier inoxydable. Il convient d'utiliser exclusivement des outils réservés à l'acier inoxydable (ceci s'appliquant particulièrement aux meules et aux brosses métalliques). Noter qu'il convient que les brosses métalliques et la laine abrasive utilisées soient en acier inoxydable et d'une manière générale d'une nuance équivalente en termes de résistance à la corrosion (par ex. ne pas utiliser de brosses métalliques en acier inoxydable ferritique sur de l'acier inoxydable austénitique).
- A titre de précaution en cours de fabrication et de montage, il est conseillé de s'assurer de l'élimination de toutes bavures pointues provenant des opérations de découpe à la cisaille.

- Il convient de prendre en compte toute exigence relative concernant la protection de la fabrication finie au cours du transport.

10.3 Opérations de formage

Les aciers austénitiques développent un écrouissage significatif durant le formage à froid. Ceci peut avoir un double effet dont un avantage : permettre un formage important durant l'étirage sans risque de rupture prématurée, et un inconvénient spécialement durant l'usinage où une attention particulière est nécessaire au niveau du débit et de la vitesse de coupe. Le taux d'écrouissage diffère selon les nuances, la nuance 1.4318 par exemple possède un taux d'écrouissage plus important que d'autres nuances utilisées dans le domaine de la construction.

10.3.1 Découpage

L'acier inoxydable est un matériau relativement coûteux par rapport à certains autres métaux et un soin particulier doit être apporté au marquage des tôles et des plaques afin d'éviter les gaspillages durant le découpage. Noter qu'il peut se produire un gaspillage plus important si le matériau possède un grain poli (ou un motif unidirectionnel) devant être conservé dans la fabrication. Les traces laissées par certains stylos/crayons de marquage s'avèrent difficiles à éliminer, ou provoquent des taches, si on les utilise directement sur la surface (plutôt que sur une couche protectrice); il convient de vérifier que les marqueurs sont satisfaisants.

L'acier inoxydable peut être découpé au moyen de méthodes habituelles, par ex. cisailage et sciage, mais la demande en puissance est supérieure à celle d'un acier au carbone d'épaisseur similaire en raison de l'écrouissage. Dans la mesure du possible, il convient que la découpe (et l'usinage en général) soit effectuée lorsque le métal est à l'état recuit (adouci) afin de limiter l'écrouissage et l'usure des outils.

Pour la découpe de lignes droites, la cisaille à guillotine est largement utilisée. Les guillottes à extrémités ouvertes permettent une découpe continue sur une plus grande longueur que les cisailles à lames, au risque toutefois de provoquer de légères inégalités sur le bord de coupe.

Les techniques au plasma sont également utilisées et sont particulièrement utiles pour le découpage de plaques et profils épais ainsi que lorsque les bords de coupe doivent être usinés, par ex. pour la préparation des soudures. Le coupage oxyacétylénique ne convient pas pour l'acier inoxydable sauf si l'on utilise une technique avec flux en poudre.

10.3.2 Formage à froid

L'acier inoxydable se profile facilement au moyen des techniques de formage à froid communément utilisées comme le cintrage, le repoussage, l'emboutissage et le tréfilage. Pour les applications de construction, le cintrage à la presse constitue la technique la plus appropriée bien que, pour des produits minces de volume élevé, le formage aux rouleaux puisse s'avérer plus économique.

Ici encore, l'exigence de puissance pour le cintrage de l'acier inoxydable est plus élevée que pour le cintrage de l'acier au carbone en raison de l'écrouissage (d'environ 50 % dans le cas des aciers inoxydables austénitiques ou davantage dans le cas des nuances duplex). En outre, l'acier inoxydable doit subir un excédent de cintrage légèrement supérieur par rapport à l'acier au carbone afin de compenser le retour élastique. Pour les sections transversales complexes, il est prudent de consulter le fabricant le plus tôt possible en phase de conception.

La ductilité élevée de l'acier inoxydable permet de former des rayons de faible courbure, parfois jusqu'à la moitié de l'épaisseur pour les matériaux recuits. Cependant, il est généralement recommandé d'adopter les valeurs minimales suivantes :

$2t$ pour les nuances austénitiques

$2,5t$ pour les nuances duplex

où t représente l'épaisseur du matériau.

Pour le cintrage des profils tubulaires, les recommandations suivantes peuvent être données :

- il convient que le rapport du diamètre extérieur du tube à l'épaisseur de paroi n'excède pas 15 (afin d'éviter un outillage coûteux).
- il convient que le rayon de cintrage (par rapport à l'axe du tube) ne soit pas inférieur à $2,5d$ où d représente le diamètre extérieur.
- il convient que tout cordon de soudure soit positionné à proximité de l'axe neutre afin de réduire les contraintes de cintrage exercées au niveau de la soudure.

10.3.3 Trous

Les trous peuvent être réalisés par perçage ou poinçonnage. Lors du perçage, l'attaque de l'outil doit être franche afin d'éviter l'écaillage et ceci exige l'utilisation de forêts bien affûtés avec des angles de dépouille corrects et des vitesses de coupe appropriées. L'utilisation de poinçons de centrage à pointe arrondie n'est pas recommandée étant donné qu'elle provoque l'écaillage de la surface. Il convient d'utiliser, soit une mèche de centrage soit, si un poinçon de centrage est nécessaire, un poinçon du type pointe triangulaire. Des trous peuvent être réalisés par poinçonnage dans l'acier inoxydable austénitique d'épaisseur maximale environ 20 mm ; la résistance supérieure des nuances duplex implique une épaisseur limite plus faible. Le diamètre minimum des trous qui peuvent être réalisés par poinçonnage, est égal à l'épaisseur de tôle plus 2 mm. Il convient que l'espacement minimal entre des trous poinçonnés soit égal à la moitié de leur diamètre. Il convient d'éviter la réalisation de trous par poinçonnage dans les environnements corrosifs en raison de l'écaillage des bords qui en résulte.

10.4 Soudage

10.4.1 Introduction

Le soudage des aciers inoxydables austénitiques et duplex est couramment et correctement réalisé au moyen de procédés normaux, à condition que des produits d'apport convenables soient utilisés. La propreté générale ainsi que l'absence de contamination sont importantes pour obtenir une bonne qualité des soudures. Il convient d'éliminer toutes traces d'huile ou autres hydrocarbures et de crayons gras afin d'éviter leur décomposition et le risque de contamination par le carbone. Il convient que la soudure soit exempte de zinc, y compris celui provenant de produits galvanisés, ainsi que de cuivre et ses alliages. (Des précautions doivent être prises si l'on utilise des lattes supports en cuivre ; il convient de pratiquer une rainure dans la latte au voisinage immédiat de la zone de fusion.)

Il est plus important dans l'acier inoxydable que dans l'acier au carbone de limiter les emplacements où une corrosion par crevasses peut apparaître (cf. Partie 3.7.2). Les défauts de soudures comme les caniveaux, les pénétrations insuffisantes, les éclaboussures de soudure, les résidus de laitier ainsi que les amorçages imprécis,

constituent toutes des zones potentielles et il convient donc de les réduire au minimum. Les amorçages imprécis ou les arcs se produisant au niveau des connexions à la terre mal serrées, altèrent également la couche passive et peuvent entraîner une corrosion accélérée, dégradant ainsi l'aspect d'une fabrication.

Lorsque l'aspect d'une soudure est important, il convient que l'ingénieur spécifie des exigences concernant le profil et l'état de surface après soudage. Ceci peut avoir une influence sur le choix du procédé de soudage ou sur le post-traitement. Il convient également d'étudier l'emplacement de la soudure ; est-il possible d'appliquer le post-traitement approprié après soudage ?

Il est nécessaire de contrôler l'apport thermique ainsi que les températures entre les passes afin de limiter les déformations (cf. Partie 10.4.4) et d'éviter les problèmes métallurgiques potentiels (cf. Partie 10.4.5).

Il convient de réaliser le soudage selon un mode opératoire de soudage homologué conformément à une norme telle que l'EN ISO 15609-1 *Spécification et homologation des modes opératoires de soudage pour les matériaux métalliques - Spécification de mode opératoire de soudage pour le soudage à l'arc*. Il convient que les soudeurs soient qualifiés conformément à l'EN 287-1 *Essais de qualification des soudeurs – Soudage par fusion. Aciers*. Les modes opératoires de soudage contiennent les éléments suivants :

- vérification de la méthode de soudage par des essais de modes opératoires de soudage
- qualifications des soudeurs
- contrôle des opérations de soudage en phase de préparation, du soudage proprement dit et du post-traitement
- niveau des techniques à appliquer pour les contrôles et les essais non destructifs
- critères d'acceptation pour le niveau admissible des défauts de soudures.

A condition de respecter des modes opératoires appropriés, on ne devrait pas rencontrer de problèmes de soudage. Cependant, il faut savoir que les déformations dues au soudage sont en général plus importantes dans l'acier inoxydable que dans l'acier au carbone, voir Partie 10.4.4.

Il convient de ne jamais autoriser les soudures de blocage d'un écrou sur le boulon étant donné que leurs matériaux sont formulés pour la résistance et non pour le soudage par fusion.

10.4.2 Procédés

Comme mentionné ci-dessus, les méthodes courantes de soudage par fusion peuvent être utilisées pour l'acier inoxydable. Le Tableau 10.1 donne les possibilités d'utilisation de différents procédés pour des gammes d'épaisseurs, etc. Dans le soudage MIG ou TIG, il convient que le gaz de protection soit exempt de dioxyde de carbone en raison d'une possibilité de décomposition entraînant une contamination par le carbone et, dans le cas de nuances duplex, il convient d'éviter également l'azote.

Tableau 10.1 Procédés de soudage et leur utilisation adaptée

Procédé de soudage (EN ISO 4063)	Formes de produits adaptés	Types d'assemblage soudé	Gammes d'épaisseur de matériau	Positions de soudage	Conditions d'atelier/de chantier adaptées
111 Soudage manuel à l'arc avec électrode enrobée	Toutes sauf les tôles	Tous	3 mm ⁽¹⁾ ou plus	Toutes	Toutes
131 Soudage à l'arc sous protection de gaz inerte avec fil électrode fusible (MIG)	Toutes	Tous	2 mm ⁽¹⁾ ou plus	Toutes	Toutes ⁽²⁾
141 Soudage à l'arc en atmosphère inerte avec électrode de tungstène (TIG)	Toutes	Tous	Jusqu'à 10 mm maximum	Toutes	Toutes ⁽²⁾
121/122 Soudage à l'arc sous flux en poudre	Toutes sauf les tôles	Tous	3 mm ⁽¹⁾ ou plus	A plat seulement	Toutes
2 Soudage par résistance	Tôles seulement	Tous	3 mm maximum environ	Toutes	Toutes

Notes :

- 1) Dépend du type d'assemblage soudé utilisé.
- 2) Plus sensible aux conditions météorologiques que d'autres procédés et une meilleure protection contre l'environnement est exigée.

10.4.3 Produits d'apport

Les produits d'apport commercialisés ont été formulés, pour donner des dépôts de soudure dont la résistance mécanique et la résistance à la corrosion sont équivalentes à celles du métal de base, ainsi que pour réduire au minimum le risque de fissuration lors du refroidissement. Pour les applications spéciales, comme dans les environnements particulièrement agressifs ou lorsque des caractéristiques non magnétiques sont exigées, il convient de prendre l'avis des producteurs d'aciers et des fabricants de produits d'apport.

Tous les produits d'apport de soudage doivent être conformes aux exigences spécifiées dans l'ENV 1090 (qui va être remplacée par l'EN 1090-2). Il convient de conserver tous les produits d'apport à l'abri des contaminations et conformément aux instructions du fabricant.

10.4.4 Déformations provoquées par le soudage

Comme les autres matériaux, l'acier inoxydable subit des déformations dues au soudage. Les types de déformations (angulaire, courbure, retrait etc.) sont de natures similaires à celles rencontrées dans les structures en acier au carbone. Toutefois, les déformations de l'acier inoxydable, en particulier des nuances austénitiques, sont plus importantes que celles de l'acier au carbone en raison de coefficients de dilatation thermique plus élevés et de conductivités thermiques plus faibles (ce qui entraîne des gradients de température plus accentués), cf. Partie 3.3.

Les déformations provoquées par le soudage peuvent seulement être limitées mais pas totalement éliminées. Les dispositions suivantes peuvent être prises par le concepteur et par le fabricant :

Dispositions à assurer par le concepteur

- Éliminer la nécessité de souder.
- Réduire l'étendue du soudage.
- Limiter la section des soudures. Par exemple, dans les profils de forte épaisseur, prescrire des préparations en X, en U ou en double U plutôt qu'en V simple.
- Utiliser des assemblages symétriques.
- Concevoir des pièces qui acceptent des tolérances dimensionnelles plus larges.

Dispositions à assurer par le fabricant

- Utiliser des mannequins de serrage efficaces. Si possible, il convient que le mannequin comporte des barres de cuivre ou d'aluminium afin de favoriser la dissipation thermique hors de la zone de soudure.
- Lorsqu'un serrage efficace n'est pas possible, utiliser des soudures de pointage faiblement espacées disposées de façon équilibrée.
- S'assurer que l'ajustage et l'alignement sont corrects avant le soudage.
- Utiliser l'apport thermique le plus faible possible compatible avec le procédé de soudage choisi.
- Utiliser un soudage équilibré et des séquences de soudage appropriées (par ex. retours en arrière et séquences en blocs).

10.4.5 Considérations métallurgiques

Il n'est pas possible de couvrir ici la métallurgie des aciers inoxydables à l'exception de certains paramètres parmi les plus significatifs.

Formation des précipités dans les nuances austénitiques

Dans les aciers austénitiques, la zone thermiquement affectée (ZAT ou HAZ) est relativement tolérante à l'augmentation du grain et à la précipitation des phases fragiles et intermétalliques. Les modes opératoires de soudage sont en général conçus pour limiter la durée de la plage de températures critique pour les effets de précipitation (450 à 900°C). Une réparation de soudure excessive augmente naturellement cette durée et on se restreint habituellement à trois réparations majeures.

La formation de précipités de carbure de chrome, et la perte consécutive de résistance à la corrosion, est discutée dans la Partie 3.7.2 traitant de la corrosion intergranulaire où il est noté que normalement elle ne constitue pas un problème avec les nuances d'acier inoxydables à faible taux de carbone (à savoir 1.4307 et 1.4404). Cependant, des effets d'affaiblissement des soudures peuvent se manifester pour les nuances au carbone courantes utilisées dans les constructions soudées utilisant des plaques d'épaisseur supérieure à 10 mm environ.

Fissuration lors de la solidification dans les nuances austénitiques

On évite la fissuration des soudures lors de la solidification lorsque la structure de la soudure contient environ 5 % de ferrite. Les producteurs d'acier équilibrent la composition et le traitement thermique des nuances courantes de l'acier austénitique de sorte à garantir qu'elles ne contiennent théoriquement pas de ferrite

à la livraison, mais qu'elles formeront suffisamment de ferrite dans une soudure autogène (c'est-à-dire une soudure sans métal d'apport ajouté). Même ainsi, afin de limiter tout risque de fissuration, il est prudent de réduire au minimum les apports thermiques, les températures entre les passes et les bridages lorsqu'on réalise des soudures autogènes. Dans les matériaux plus épais, on ajoute un métal d'apport et l'utilisation de produits d'apport de bonne qualité garantit la formation de la quantité appropriée de ferrite. Il n'est normalement pas nécessaire de mesurer la quantité précise de ferrite formée ; l'utilisation de modes opératoires et de produits d'apport de soudage appropriés garantit l'absence de fissuration lors de la solidification.

Fragilisation des nuances duplex

Les aciers duplex sont sensibles à la fragilisation à 475°C et pendant la phase σ . La première apparaît lorsque l'acier est maintenu dans la plage de températures d'environ 550°C à 400°C ou refroidi lentement dans cette plage, et elle produit une augmentation de la résistance à la traction et de la dureté associée à une réduction de la ductilité en traction et de la résistance aux chocs. La deuxième peut apparaître après une longue exposition à une température de 565°C à 900°C mais qui se réduit à une demi-heure seulement dans des conditions appropriées (selon la composition et l'état thermomécanique de l'acier). Les effets de la fragilisation en phase σ sont plus importants à température ambiante. Ces deux formes de fragilisation ont un effet néfaste sur la résistance à la corrosion et sur la ténacité.

Les fragilisations à 475°C et en phase σ peuvent être contrôlées efficacement en adoptant des modes opératoires de soudage corrects ; une température entre passes de 200°C maximum est conseillée. Un soin particulier doit être apporté au soudage des profils forts.

Pour éviter la fragilisation, il convient d'éviter une longue exposition à des températures supérieures à 300°C.

10.4.6 Traitement de parachèvement

Il est préférable, tant d'un point de vue technique que d'un point de vue commercial, de réaliser les structures par soudage. Comme indiqué dans les paragraphes suivants, un traitement de parachèvement est généralement nécessaire, surtout lorsque des procédés de soudage à l'arc sont utilisés. Il est important de déterminer le traitement nécessaire après soudage pour éviter les surcoûts et de faibles performances en service. Les techniques de finition communes à toutes les fabrications sont couvertes dans la Partie 10.6.

Les procédés habituellement utilisés pour la rectification des soudures sont le nettoyage à la brosse métallique et le meulage. Il convient que le fabricant réduise le travail de rectification, et que celui-ci se limite à un brossage, car la chaleur produite par un meulage peut affecter la résistance à la corrosion. Noter qu'il convient que les brosses métalliques ainsi que les abrasifs soient réalisés en acier inoxydable (cf. Partie 10.2).

Il est de bonne pratique d'éliminer toutes les traces de coloration dues à la chaleur. Cependant, une coloration jaune peut s'avérer satisfaisante lorsque l'acier inoxydable offre une bonne marge de résistance pour l'environnement particulier. Dans d'autres cas, ou lorsque la coloration n'est pas acceptable pour des raisons esthétiques, elle peut être éliminée par décapage ou grenailage aux billes de verre. Le décapage peut être réalisé par immersion dans un bain (cf. Partie 10.6) ou au moyen de pâtes conformément aux instructions du fabricant.

Le grenailage ou le martelage de la surface d'une soudure constitue un traitement bénéfique après soudage. Il introduit à la surface des contraintes de compression qui améliorent la résistance à la fissuration par corrosion sous contraintes et par fatigue, ainsi que l'aspect esthétique. Cependant, un tel traitement ne peut être utilisé pour justifier un changement de dimensionnement à la fatigue.

L'élimination de métal au cours d'un usinage important provoque normalement une relaxation des contraintes et donc une déformation du produit brut de soudage. Au cas où cette déformation entraîne le non-respect des tolérances dimensionnelles, un traitement thermique est nécessaire. En général, ce traitement n'est qu'optionnel pour les éléments de faibles dimensions et uniquement pour les nuances qui résistent à la sensibilisation (cf. Partie 3.7.2) telles les nuances à faible teneur en carbone 1.4307 et 1.4404 ou les nuances stabilisées 1.4541 et 1.4571.

10.4.7 Contrôle des soudures

Le Tableau 10.2 montre les méthodes de contrôle couramment utilisées pour les soudures d'acier inoxydable et pour les soudures d'acier au carbone.

Ces méthodes sont utilisées selon les besoins, en fonction du degré de résistance mécanique et à la corrosion exigé pour le milieu considéré. Toutefois, il convient de procéder à une vérification visuelle à toutes les étapes du soudage car elle peut prévenir l'aggravation de nombreux problèmes au cours des opérations ultérieures de fabrication. L'examen de surface de l'acier inoxydable est plus important que celui de l'acier au carbone étant donné que l'acier inoxydable est avant tout utilisé pour lutter contre la corrosion et que même un défaut de surface minime peut exposer le matériau à un début de corrosion.

Tableau 10.2 Méthode de contrôle des soudures

Type NDT (essai non destructif)	Acier inoxydable Austénitique	Acier inoxydable Duplex	Acier au carbone
Surface	Visuel Ressuage	Visuel Ressuage Magnétoscopie	Visuel Ressuage Magnétoscopie
Volumique	Rayons X Rayons gamma	Rayons X Rayons gamma	Rayons X Rayons gamma Ultrasons

La magnétoscopie ne convient pas pour les aciers austénitiques étant donné qu'ils sont non magnétiques. Les méthodes par ultrasons n'ont qu'une utilisation limitée sur les soudures en raison de difficultés d'interprétation ; cependant, elles peuvent être utilisées sur le métal de base. La radiographie gamma ne convient pas pour la détection de fissures ou de fusion insuffisante dans les aciers inoxydables d'une épaisseur inférieure à 10 mm.

10.5 Blessures et grippage

Si les surfaces sont soumises à une charge et à un mouvement relatif, il peut en résulter des blessures provoquées par l'adhérence et la rupture locale de surface. Dans certains cas, cela peut entraîner un collage et un grippage. Les méthodes suivantes peuvent être utilisées pour éviter les problèmes de blessures :

- Utiliser des nuances normalisées d'acier inoxydable différentes (nuances qui varient en composition, taux d'érouissage et dureté). Par exemple, utiliser des

combinaisons vis-écrou de classes A2-C2, A4-C4 ou A2-A4 données dans l'EN ISO 3506.

- Dans les cas sévères, utiliser un alliage d'acier inoxydable spécial à fort taux d'écrouissage pour un des composants, ou appliquer des revêtements superficiels durcis.
- Utiliser des produits anti-grippage.

Noter que si l'on utilise des aciers ou des revêtements différents, il est nécessaire de s'assurer que la résistance à la corrosion exigée est effectivement obtenue. Le graissage des boulons est bénéfique, mais il peut entraîner une contamination par les impuretés et poser des problèmes de stockage.

Il est recommandé d'utiliser de la visserie formée à froid, de classe de caractéristiques 70 au minimum (cf. Tableau 3.3). Il convient de ne pas utiliser de visserie adoucie en raison de sa tendance au grippage. L'emploi de filetages roulés plutôt qu'usinés ainsi que le fait d'éviter d'utiliser des filetages fins et des formes de filetages ajustées réduisent les risques de grippage.

10.6 Finitions

La finition de la surface de l'acier inoxydable constitue un critère de conception important et il convient qu'elle soit clairement spécifiée en fonction des exigences architecturales ou fonctionnelles. Le coût augmente avec le raffinement de la finition. C'est ici que les précautions prises antérieurement pour la manutention et le soudage s'avèrent utiles. Une planification initiale est importante pour la réduction des coûts. Par exemple, si la soudure entre tubes dans une main-courante ou une balustrade est dissimulée dans un montant, il en résultera une réduction des coûts de finition et une amélioration significative de l'aspect final de la main courante.

Il convient de rendre à la surface de l'acier sa résistance à la corrosion par l'élimination de toute trace de calamine et de contamination. Le décapage en bain acide détache la calamine éventuellement présente et permet de l'éliminer par brossage à la brosse dure, et dissout également toute particule de fer ou d'acier au carbone éventuellement incrustée.

Les traitements abrasifs comme le meulage, le polissage et le lustrage, produisent des finitions unidirectionnelles et l'arasement des soudures peut donc présenter quelques difficultés sur des plaques/tôles avec des surfaces laminées normales. Quelques essais peuvent s'avérer nécessaires avant de déterminer les modes opératoires requis qui permettent d'obtenir une finition convenable.

Le polissage électrolytique élimine une fine couche superficielle. Il est possible d'obtenir toute une gamme de finitions allant du mat au brillant, le résultat dépendant dans une large mesure de l'état de surface initial du matériau.

Il existe d'autres procédés de finition (plaquage, sablage, gravure, coloration et noircissement superficiel) mais ils ne sont que rarement utilisés pour l'acier inoxydable de construction et ne seront donc pas développés ici.

Il est important de souligner une fois encore qu'il convient que la surface soit exempte de contaminations dans la structure assemblée. Il convient d'accorder une attention particulière à l'éventualité d'une contamination provoquée par des travaux sur une structure en acier au carbone adjacente, particulièrement par les poussières

de meulage. Il convient de protéger l'acier inoxydable au moyen d'un film plastique provisoire, ou de spécifier dans les documents contractuels un nettoyage final après achèvement de la structure.

ANNEXE A Correspondance entre les désignations d'acier inoxydable

Le Tableau A.1. donne les correspondances entre les désignations de l'EN 10088 et des normes nationales : allemandes, britanniques, françaises, italiennes, suédoises, espagnoles et américaines.

Tableau A.1 Désignation de l'acier inoxydable - Correspondance entre les désignations européennes et les anciennes désignations nationales

Nuance d'acier selon l'EN 10088		Allemagne (DIN)		Grande-Bretagne	France	Italie	Suède	Espagne	États-Unis	
Appellation	N°	Appellation	N°	BSI	AFNOR	UNI	SIS	UNE	AISI	UNS
X5CrNi18-10	1.4301	X5 CrNi 18 10	1.4301	304 S 15 304 S 16 304 S 31	Z 6 CN 18-09	X5 CrNi 18 10	2332 2333	3504	304	S 30400
X2CrNi19-11	1.4306	X2 CrNi 19 11	1.4306	304 S 11	Z 2 CN 18-10	X2 CrNi 18 11	2352	3503	304 L	S 30403
X2CrNi18-9	1.4307	-	-	-	-	-	-	-	-	-
X6CrNiTi18-10	1.4541	X6 CrNiTi 18 10	1.4541	321 S 31	Z 6 CNT 18-10	X6 CrNiTi 18 11	2337	3523	321	S 32100
X5CrNi Mo17-12-2	1.4401	X5CrNiMo 17 12 2	1.4401	316 S 31	Z 6 CND 17-11	X5 CrNiMo 17 12	2347	3534	316	S 31600
X2CrNiMo17-12-2	1.4404	X2CrNiMo 17 13 2	1.4404	316 S 11	Z 2 CND 17-12	X2 CrNiMo 17 12	2348	3533	316L	S 31603
X2CrNiMo17-12-3	1.4432	-	-	-	-	-	-	-	-	-
X2CrNiMo18-14-3	1.4435	X2 CrNiMo 18 14 3	1.4435	316 S 13	Z 2 CND 17-13	X2 CrNiMo 17 13	2353	3533	316 L	S 31603
X1NiCrMoCu25-20-5	1.4539	X1 NiCrMoCuN 25 20 5	1.4539	-	Z 1 CNDU 25-20	-	2562	-	904 L	N 08904
X6CrNiMoTi17-12-2	1.4571	X6 CrNiMoTi 17 12 2	1.4571	320 S 31	Z 6 CNDT 17-12	X6 CrNiMoTi 17 12	2350	3535	316 Ti	S 31635
X2CrNiN18-10	1.4311	X2 CrNiN 18 10	1.4311	304 S 61	Z 2 CN 18-10 Az	-	2371	-	304 LN	S 30453
X2CrNiMoN17-11-2	1.4406	X2 CrNiMoN 17 12 2	1.4406	316 S 62	Z 2 CND 17-12 Az	-	-	-	316 LN	S 31653
X2CrNiMoN17-13-5	1.4439	X2 CrNiMoN 17 13 5	1.4439	-	-	-	-	-	317 LMN	S 31726
X1NiCrMoCuN25-20-7	1.4529	X1 NiCrMoCuN 25 20 6	1.4529	-	-	-	-	-	-	-
X2CrNiN18-7	1.4318	X2 CrNiN 18 7	1.4318	-	-	-	-	-	301 LN (302 LN)	-
X2CrNiMoN22-5-3	1.4462	X2 CrNiMoN 22 5 3	1.4462	Duplex 2205	Z 2 CND 22-5 Az	-	2377	-	-	S 31803

ANNEXE B Déversement des poutres

B.1 Cas général

Le moment critique élastique de déversement, M_{cr} , pour une poutre à inertie constante, est donné par :

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left(\sqrt{\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2} - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right)$$

où :

C_1, C_2 et C_3 sont des coefficients dépendant du chargement et des conditions de maintien aux extrémités, voir les Tableaux B.1 et B.2.

I_t est l'inertie de torsion

I_w est l'inertie de gauchissement

I_z est le moment d'inertie de flexion autour de l'axe faible

k_z et k_w sont les coefficients « de longueur de flambement »

L est la longueur de la barre entre deux points de maintien latéral

$z_g = z_a - z_s$

z_a est la coordonnée du point d'application de la charge

z_s est l'ordonnée du centre de cisaillement

$$z_j = z_s - \frac{\int z (y^2 + z^2) dA}{2 I_y}$$

Dans l'évaluation de z_j , z est négatif pour la semelle comprimée ; z_j est positif lorsque la semelle ayant la valeur la plus élevée de I_z est comprimée au point de moment le plus élevé. Noter que $z_j = 0$ pour tout profil à semelles égales y compris les profils en U ou en Z.

Pour les charges descendantes, z_g est négatif pour les charges appliquées au dessus du centre de cisaillement. Dans le cas général, z_g est négatif pour les charges agissant en direction du centre de cisaillement depuis leur point d'application. Noter que si la charge est empêchée de se déplacer latéralement avec la poutre, alors $z_g = 0$.

Les coefficients de longueur de flambement k_z et k_w varient entre 0,5 pour un encastrement et 1,0 pour une absence de maintien, avec 0,7 pour une extrémité bloquée et l'autre libre. Les conditions normales de blocage à chaque extrémité sont :

$$k_z = k_w = 1,0$$

- déplacement latéral empêché et rotation libre dans le plan

- rotation empêchée autour de l'axe longitudinal et gauchissement libre

Le coefficient k_z se réfère à la rotation d'extrémité dans le plan. Il est analogue au rapport l/L pour une barre comprimée. Le coefficient k_w se réfère au gauchissement à l'extrémité. Sauf disposition particulière pour empêcher le gauchissement, il convient de prendre k_w égal à 1,0.

Table B.1 Valeurs des coefficients C_1 et C_3 correspondant aux valeurs du coefficient de longueur de flambement k_z : cas des moments d'extrémité

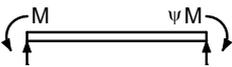
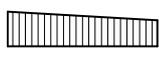
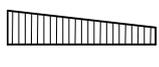
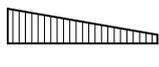
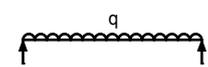
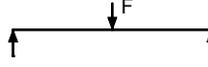
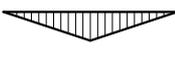
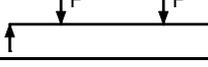
Moments aux extrémités et conditions d'appuis	Diagramme du moment fléchissant	Valeur de k_z	Valeurs des coefficients			
			C_1	C_3		
				$\psi_f \leq 0$	$\psi_f > 0$	
	 $\psi = +1$	1,0	1,00	1,000		
		0,5	1,05	1,019		
	 $\psi = +3/4$	1,0	1,14	1,000		
		0,5	1,19	1,017		
	 $\psi = +1/2$	1,0	1,31	1,000		
		0,5	1,37	1,000		
	 $\psi = +1/4$	1,0	1,52	1,000		
		0,5	1,60	1,000		
	 $\psi = 0$	1,0	1,77	1,000		
		0,5	1,86	1,000		
	 $\psi = -1/4$	1,0	2,06	1,000	0,850	
		0,5	2,15	1,000	0,650	
	 $\psi = -1/2$	1,0	2,35	1,000	$1,3 - 1,2\psi_f$	
		0,5	2,42	0,950	$0,77 - \psi_f$	
	 $\psi = -3/4$	1,0	2,60	1,000	$0,55 - \psi_f$	
		0,5	2,57	0,850	$0,35 - \psi_f$	
 $\psi = -1$	1,0	2,60	$-\psi_f$	$-\psi_f$		
	0,5	2,45	$0,125 - 0,7\psi_f$	$-0,125 - 0,7\psi_f$		

Table B.2 valeurs des coefficients C_1 , C_2 et C_3 correspondant aux valeurs du coefficient de longueur efficace k_z : cas des charges transversales

Chargement et conditions d'appui	Diagramme du moment Fléchissant	Valeur de k_z	Valeurs des coefficients		
			C_1	C_2	C_3
		1,0	1,12	0,45	0,525
		0,5	0,97	0,36	0,478
		1,0	1,35	0,59	0,411
		0,5	1,05	0,48	0,338
		1,0	1,04	0,42	0,562
		0,5	0,95	0,31	0,539

Noter que les Tableaux B.1 et B.2 peuvent être utilisés seulement dans le cas des profils en I mono-symétriques pour lesquels $-0,9 \leq \psi_f \leq 0,9$

où :

$$\psi_f = \frac{I_{fc} - I_{ft}}{I_{fc} + I_{ft}}$$

avec :

I_{fc} est le moment d'inertie de flexion de la semelle comprimée autour de l'axe de faible inertie de la section

I_{ft} est le moment d'inertie de flexion de la semelle tendue autour de l'axe de faible inertie de la section

$\psi_f = 0$ pour les sections bi-symétriques

$\psi_f > 0$ pour les sections mono-symétriques lorsque la grande semelle est comprimée

$\psi_f < 0$ pour les sections mono-symétriques lorsque la petite semelle est en compression

Les approximations suivantes pour z_j peuvent être utilisées :

$$z_j = 0,8\psi_f \frac{h_s}{2} \quad \text{lorsque } \psi_f \geq 0$$

$$z_j = \psi_f \frac{h_s}{2} \quad \text{lorsque } \psi_f < 0$$

où :

h_s est la distance entre les centres de cisaillement des semelles.

B.2 Cas particuliers

B.2.1 Sections bi-symétriques

Le moment critique élastique de déversement d'une poutre à section constante bi-symétrique, $z_j=0$, est donné par :

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left(\left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2 \right]^{1/2} - C_2 z_g \right)$$

Dans le cas d'un chargement par moments d'extrémités et charges transversales appliquées au centre de cisaillement $C_2 z_g=0$. Pour ces cas :

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} \right]^{1/2}$$

Pour les conditions normales de maintien à chaque extrémité, $k_z=k_w=1,0$:

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \left[\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} \right]^{1/2}$$

ANNEXE C **Caractéristiques des matériaux pour le calcul des flèches**

Il convient de déterminer le module sécant, E_S , à utiliser pour le calcul des flèches (cf. Partie 5.4.6) pour l'élément considéré par rapport au sens de laminage. Si l'orientation est inconnue ou ne peut être garantie, il convient alors de prendre la valeur relative au sens longitudinal.

La valeur du module sécant peut être calculée ainsi :

$$E_S = (E_{S1} + E_{S2})/2$$

où :

E_{S1} est le module sécant correspondant à la contrainte dans la semelle tendue

E_{S2} est le module sécant correspondant à la contrainte dans la semelle comprimée.

Les valeurs des modules sécants E_{S1} et E_{S2} pour l'orientation appropriée et la contrainte de calcul de service peuvent être estimées au moyen de l'équation suivante en utilisant les constantes données dans le Tableau C.1. Alternativement, les valeurs pour les nuances 1.4301, 1.4401 et 1.4462 peuvent être prises dans le Tableau C.2 en faisant appel à une interpolation linéaire si nécessaire.

$$E_{S,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left(\frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} \quad \text{et } i = 1,2$$

où :

$\sigma_{i,Ed,ser}$ est la contrainte de calcul de service dans la semelle tendue ou la semelle comprimée

$E = 200\,000$ MPa.

Pour simplifier, la variation de E_S le long de l'élément peut être négligée et la valeur minimale de E_S pour cet élément (correspondant aux valeurs maximales de contraintes dans l'élément, σ_1 et σ_2) peut être utilisée pour toute sa longueur.

Table C.1 Valeurs des constantes à utiliser pour déterminer les modules sécants

Nuance	f_y MPa	n	
		Direction longitudinale	Direction transversale
1.4301	210		
1.4307	200		
1.4541	200	6,0	8,0
1.4318	330		
1.4401	220		
1.4404	220	7,0	9,0
1.4571	220		
1.4362	400	5,0	5,0
1.4462	460		

Table C.2 Modules sécants pour le calcul des flèches des nuances 1.4301, 1.4401 et 1.4462

Taux de contrainte (σ/f_y)	Module sécant (GPa)				
	Nuance 1.4301		Nuance 1.4401		Nuance 1.4462
	Direction longitudinale	Direction transversale	Direction longitudinale	Direction transversale	Toutes directions
0,00	200	200	200	200	200
0,20	200	200	200	200	200
0,25	200	200	200	200	199
0,30	199	200	200	200	199
0,35	199	200	199	200	197
0,40	198	200	199	200	196
0,42	197	199	198	200	195
0,44	196	199	197	199	194
0,46	195	199	197	199	193
0,48	194	198	196	199	191
0,50	192	198	194	199	190
0,52	190	197	193	198	188
0,54	188	196	191	197	186
0,56	185	195	189	197	184
0,58	183	194	187	195	182
0,60	179	192	184	194	180
0,62	176	190	181	192	177
0,64	172	187	178	190	175
0,66	168	184	174	188	172
0,68	163	181	170	185	169
0,70	158	177	165	181	165
0,72	152	172	160	177	162
0,74	147	167	154	172	159
0,76	141	161	148	166	155

PARTIE II – EXEMPLES DE CALCUL

Cette partie donne treize exemples pour illustrer l'application des règles de calcul :

Exemple de calcul n°1

Poteau en profil creux circulaire.

Exemple de calcul n°2

Poteau comprimé-fléchi maintenu latéralement constitué d'une section soudée en I.

Exemple de calcul n°3

Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées.

Exemple de calcul n°4

Résistance à la fatigue dans un assemblage soudé de tubes à sections rectangulaire.

Exemple de calcul n°5

Assemblage soudé.

Exemple de calcul n°6

Assemblage boulonné.

Exemple de calcul n°7

Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée.

Exemple de calcul n°8

Résistance aux charges transversales concentrées.

Exemple de calcul n°9

Poutre avec semelle comprimée non maintenue.

Exemple de calcul n°10

Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi.

Exemple de calcul n°11

Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées.

Exemple de calcul n°12

Calcul d'une section en C à bords tombés.

Exemple de calcul n°13

Ferme en treillis constituée de profils creux.

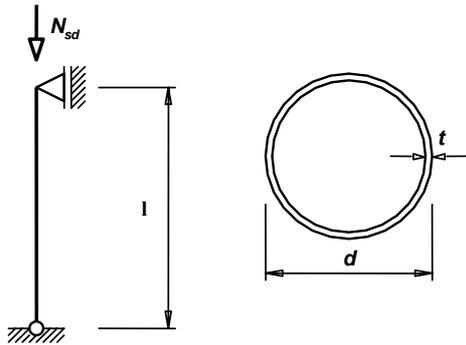
Les poutres à âme pleine traitées dans les exemples 7 et 8 sont constituées d'un acier inoxydable de nuance duplex 1.4462. Les éléments dans les autres exemples sont constitués d'acier inoxydable de nuances austénitiques 1.4301 ou 1.4401.

Les références dans les marges du texte des exemples de calcul sont celles des sections et des équations ou expressions de la présente publication, sauf indication contraire.

Affaire n°	OSM 466	Page	1 sur 2	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 1 – Poteau en profil creux circulaire				
Client CECA	Rédigé par	HS	Date	Juil. 2002	
	Vérifié par	AB/IR	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	JBL	Date	Mars 2006	

EXEMPLE DE CALCUL N°1 – POTEAU EN PROFIL CREUX CIRCULAIRE

Dimensionner un poteau intérieur d'un bâtiment à étages. Le poteau, en profil creux circulaire, est bi-articulé à ses extrémités. La hauteur entre étages est égale à 3,50 m.



Structure

Poteau bi-articulé à ses extrémités, longueur entre les appuis :

$$l = 3,50 \text{ m}$$

Actions

Les actions permanentes et les actions variables conduisent à un effort vertical de calcul en compression égal à :

$$N_{Ed} = 250 \text{ kN}$$

Caractéristiques de la section transversale

Prenons une section circulaire creuse 159 × 4, avec une nuance d'acier 1.4401

Caractéristiques géométriques :

$$\begin{aligned} d &= 159 \text{ mm} & t &= 4 \text{ mm} \\ A &= 19,5 \text{ cm}^2 & I &= 585,3 \text{ cm}^4 \\ W_{el} &= 73,6 \text{ cm}^3 & W_{pl} &= 96,1 \text{ cm}^3 \end{aligned}$$

Caractéristiques du matériau

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% = 220 MPa. Prenons $f_y = 220 \text{ MPa}$.

$$E = 200\,000 \text{ MPa} \text{ et } G = 76\,900 \text{ MPa}$$

Classification de la section transversale

$$\varepsilon = 1,01$$

$$\text{Section comprimée : } \frac{d}{t} = \frac{159}{4} = 39,8$$

Tableau 3.1
§ 3.2.4

Tableau 4.2

Affaire n°	OSM 466	Page	2 sur 2	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 1 – Poteau en profil creux circulaire				
Client CECA	Rédigé par	HS	Date	Juil. 2002	
	Vérifié par	AB/IR	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	JBL	Date	Mars 2006	

Limite de la Classe 1, $\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon^2$, par conséquent la section est de Classe 1

Résistance de la section transversale à la compression

§ 4.7.3

Pour une section transversale de Classe 1

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$$

Éq. 4.25

$$N_{c,Rd} = \frac{19,5 \times 220 \times 10^{-1}}{1,1} = 390 \text{ kN}$$

Résistance au flambement par flexion

§ 5.3.3

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$$

Éq. 5.2a

$$\varphi = 0,5 \left(1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right)$$

Éq. 5.4

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \left[\varphi^2 - \bar{\lambda}^2 \right]^{0,5}} \leq 1$$

Éq. 5.3

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}}$$

Éq. 5.5a

Calcul de la charge critique élastique :

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \times 200000 \times 585,3 \times 10^4}{(3,50 \times 10^3)^2} \times 10^{-3} = 943,1 \text{ kN}$$

Détermination de l'élancement réduit de flambement par flexion :

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{19,5 \times 10^2 \times 220}{943,1 \times 10^3}} = 0,67$$

En utilisant le facteur d'imperfection $\alpha = 0,49$ et $\bar{\lambda}_0 = 0,4$ pour les sections creuses,

Tableau 5.1

$$\varphi = 0,5 \left(1 + 0,49(0,67 - 0,4) + 0,67^2 \right) = 0,79$$

$$\chi = \frac{1}{0,79 + \left[0,79^2 - 0,67^2 \right]^{0,5}} = 0,83$$

$$N_{b,Rd} = 0,83 \times 19,5 \times 220 \times 10^{-1} / 1,1 = 323,7 \text{ kN}$$

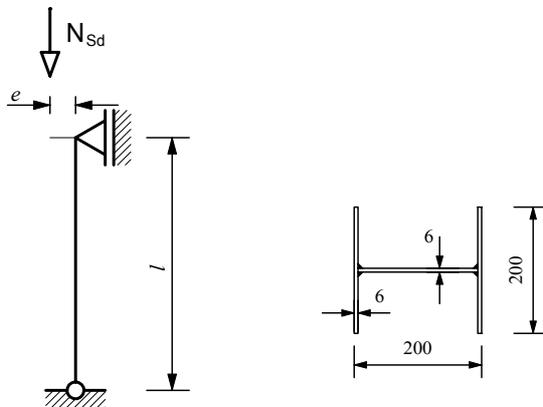
L'effort axial est $N_{Ed} = 250 \text{ kN}$.

Le poteau possède donc une résistance satisfaisante vis-à-vis du flambement par flexion.

Affaire n°	OSM 466	Page	1 sur 4	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 2 – Poteau comprimé-fléchi maintenu latéralement constitué d'une section soudée en I				
Client CECA	Rédigé par	HS	Date	Juil. 2002	
	Vérfié par	AB/IR	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	JBL	Date	Mars 2006	

EXEMPLE DE CALCUL N°2 – POTEAU COMPRIMÉ-FLÉCHI MAINTENU LATÉRALEMENT CONSTITUÉ D'UNE SECTION SOUDÉE EN I

Le poteau comprimé et fléchi à dimensionner est constitué d'une section soudée en I. Il est bi-articulé à ses extrémités. Le flambement selon l'axe faible est empêché par des maintiens latéraux. La hauteur entre étages est égale à 3,50 m. La barre est soumise à une charge verticale appliquée avec un excentrement.



Structure

Poteau bi-articulé à ses extrémités, longueur entre les appuis :

$$l = 3,50 \text{ m}$$

Excentrement de l'effort :

$$e = 200 \text{ mm}$$

Actions

Les actions permanentes et les actions variables conduisent à un effort vertical de calcul en compression égal à :

$$N_{Ed} = 120 \text{ kN}$$

Analyse structurale

Le moment fléchissant maximum se produit en tête de poteau :

$$M_{y,max Ed} = 120 \times 0,20 = 24 \text{ kN.m}$$

Caractéristiques de la section transversale

Prenons une section en I soudée bi-symétrique de 200 × 200, épaisseur = 6 mm, avec une nuance d'acier inoxydable 1.4401

Caractéristiques géométriques :

$b = 200 \text{ mm}$	$t_f = 6 \text{ mm}$	$W_{el,y} = 259,1 \text{ cm}^3$
$h_w = 188 \text{ mm}$	$t_w = 6 \text{ mm}$	$W_{pl,y} = 285,8 \text{ cm}^3$

 Lehrstuhl für Stahlbau Institute of Steel Construction Mies-van-der-Rohe-Str. 1 52074 Aachen, Germany Fax: +49-(0)241/ 88-20140 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	OSM 466	Page	2 sur 4	Rév	B
	Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet	Exemple 2 – Poteau comprimé-fléchi maintenu latéralement constitué d'une section soudée en I				
	Client	Rédigé par	HS	Date	Juil. 2002	
CECA	Vérfié par	AB/IR	Date	Oct. 2002		
	Révisé par	JBL	Date	Mars 2006		

$$a = 3 \text{ mm (gorge du cordon de soudure)} \quad I_y = 2591,1 \text{ cm}^4$$

$$A_g = 35,3 \text{ cm}^2 \quad i_y = 8,6 \text{ cm}$$

Caractéristiques du matériau

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% = 220 MPa. Prenons $f_y = 220 \text{ MPa}$
 $E = 200\,000 \text{ MPa}$ et $G = 76\,900 \text{ MPa}$

Tableau 3.1
§ 3.2.4

Classification de la section transversale

$$\varepsilon = 1,01$$

Tableau 4.2

$$\text{Âme comprimée : } \frac{c}{t} = \frac{188-3-3}{6} = 30,3$$

Tableau 4.2

Limite de la Classe 3, $\frac{c}{t} \leq 30,7\varepsilon$, l'âme est donc (au moins) de Classe 3

$$\text{Semelle comprimée en console : } \frac{c}{t} = \frac{200/2-6/2-3}{6} = \frac{94}{6} = 15,7$$

Tableau 4.2

Limite de la Classe 3, $\frac{c}{t} \leq 11,0\varepsilon$, la partie de semelle en console est donc de Classe 4

Par conséquent, la section transversale est de Classe 4

Caractéristiques de la section efficace

Calcul du facteur de réduction ρ pour les parois soudées en console

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,242}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

Éq. 4.1c

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad \text{où } \bar{b} = c = 94 \text{ mm}$$

Éq. 4.2

En supposant une distribution uniforme de contrainte dans la semelle comprimée :

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1$$

Tableau 4.4

$$\Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

Tableau 4.4

$$\bar{\lambda}_p = \frac{94/6}{28,4 \times 1,01 \times \sqrt{0,43}} = 0,833$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,242}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{1}{0,833} - \frac{0,242}{0,833^2} = 0,852$$

$$b_{\text{eff}} = 0,852 \times 94$$

$$= 80,1 \text{ mm}$$

Tableau 4.4

Affaire n°	OSM 466	Page	3 sur 4	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 2 – Poteau comprimé-fléchi maintenu latéralement constitué d'une section soudée en I				
Client CECA	Rédigé par	HS	Date	Juil. 2002	
	Vérfié par	AB/IR	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	JBL	Date	Mars 2006	

Calcul de l'aire de la section transversale efficace pour la compression seule :

$$A_{\text{eff}} = A_g - 4 \times (1 - \rho) ct = 35,3 - 4 \times (1 - 0,852) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 31,9 \text{ cm}^2$$

Calcul de l'aire de la section transversale efficace pour la flexion seule selon l'axe fort :

$$A_{\text{eff}} = A_g - 2 \times (1 - \rho) ct = 35,3 - 2 \times (1 - 0,852) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 33,6 \text{ cm}^2$$

Calcul du décalage de l'axe neutre à partir du calcul des moments statiques de la section brute par rapport à son centre de gravité :

$$\begin{aligned} \bar{z}' &= \frac{2 \times (1 - \rho) ct \times (h_w + t_f) / 2}{A_{\text{eff}}} = \frac{2 \times (1 - 0,852) \times 94 \times 6 \times (188 + 6) / 2}{33,6 \times 10^2} \\ &= 4,8 \text{ mm de décalage dans la direction opposée à la semelle comprimée} \end{aligned}$$

Calcul du moment d'inertie de la section efficace par rapport à l'axe fort :

$$\begin{aligned} I_{y,\text{eff}} &= I_y - 2 \times (1 - \rho) ct \times \left[\frac{t^2}{12} + \frac{(h_w + t_f)^2}{4} \right] - \bar{z}'^2 A_{\text{eff}} \\ &= 2591,1 - 2 \times (1 - 0,852) \times 94 \times 6 \times \left[\frac{6^2}{12} + \frac{(188 + 6)^2}{4} \right] \times 10^{-4} - (4,8)^2 \times 33,6 \times 10^{-2} \\ &= 2426,2 \text{ cm}^4 \end{aligned}$$

et

$$W_{\text{eff},y} = \frac{I_{y,\text{eff}}}{h_w / 2 + t_f + \bar{z}'} = \frac{2426,2}{18,8 / 2 + 0,6 + 0,48} = 231,5 \text{ cm}^3$$

Résistance au flambement par flexion par rapport l'axe fort

$$N_{b,Rd} = \chi A_{\text{eff}} f_y / \gamma_{M1}$$

Éq. 5.2b

$$A_{\text{eff}} = 31,9 \text{ cm}^2 \text{ pour une section transversale comprimée de Classe 4}$$

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

Éq. 5.3

$$\varphi = 0,5 \left(1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right)$$

Éq. 5.4

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{\text{eff}} f_y}{N_{\text{cr}}}}$$

$$l = 350 \text{ cm (la longueur de flambement est égale à la longueur réelle)}$$

$$N_{\text{cr}} = \frac{\pi^2 EI}{l^2} = \frac{\pi^2 \times 200000 \times 2591,1 \times 10^4}{350^2 \times 10^2} \times 10^{-3} = 4175,2 \text{ kN}$$

Affaire n°	OSM 466	Page	4 sur 4	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 2 – Poteau comprimé-fléchi maintenu latéralement constitué d'une section soudée en I				
Client CECA	Rédigé par	HS	Date	Juil. 2002	
	Vérfié par	AB/IR	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	JBL	Date	Mars 2006	

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{31,9 \times 10^2 \times 220}{4175,2 \times 10^3}} = 0,410$$

En utilisant le facteur d'imperfection $\alpha = 0,49$ et l'élancement initial $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ pour les sections en I soudées

$$\varphi = 0,5(1 + 0,49(0,410 - 0,2) + 0,410^2) = 0,636$$

$$\chi = \frac{1}{0,636 + [0,636^2 - 0,410^2]^{0,5}} = 0,891$$

$$N_{b,y,Rd} = 0,891 \times 31,9 \times 10^2 \times 220 \times 10^{-3} / 1,1 = 568,46 \text{ kN}$$

Résistance à la compression axiale et au moment uni-axial selon l'axe fort

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \leq 1$$

$$\beta_{W,y} = W_{\text{eff}} / W_{pl,y} \text{ pour une section transversale de Classe 4} \\ = 231,5 / 285,8 = 0,810$$

e_{Ny} est nul en raison de la symétrie de la section transversale

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} = 1,0 + 2(0,410 - 0,5) \frac{120,0}{568,46} = 0,962$$

$$1,2 + \frac{2N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} = 1,2 + \frac{2 \times 120}{568,46} = 1,62$$

mais $1,2 \leq k_y \leq 1,62$

En conséquence, $k_y = 1,2$

$$\frac{120,0}{568,46} + 1,2 \frac{24,0 \times 10^6}{0,81 \times 285,8 \times 10^3 \times 220 / 1,1} = 0,833 \leq 1$$

La barre possède donc une résistance satisfaisante.

Tableau 5.1

§ 5.5.2

Éq. 5.40



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

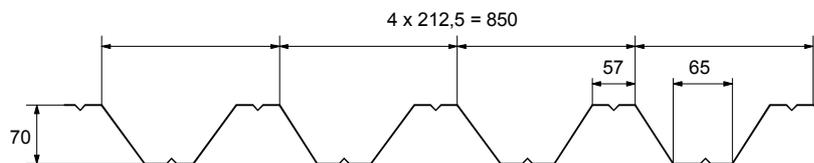
VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone: + 358 9 4561
Fax: + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	1 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérifié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	JBL/MEB	Date	Avril 2006	

EXEMPLE N°3 – CALCUL D'UN BAC DE COUVERTURE A PROFIL TRAPÉZOÏDAL PORTANT SUR DEUX TRAVÉES

Cet exemple concerne le calcul d'un bac de couverture à nervures trapézoïdales d'épaisseur 0,6 mm portant sur deux travées. Le matériau est un acier inoxydable de nuance 1.4401. Les dimensions du bac profilé sont données ci-dessous.



L'exemple décrit les étapes de calcul suivantes :

- détermination des caractéristiques de la section efficace à l'état limite ultime,
- détermination de la résistance à la flexion de la section transversale,
- détermination de la résistance sur l'appui intermédiaire,
- détermination des flèches à l'état limite de service.

Les notations et la terminologie employées dans cet exemple sont tirées de la prénorme prEN 1993-1-3:2005. Il convient de s'y référer pour disposer d'une description complète des procédures de dimensionnement et des figures associées.

Données de calcul

Longueur des travées	L	=	2900 mm
Largeur d'appuis	s_s	=	100 mm
Action de calcul	Q	=	1,4 kN/m ²
Épaisseur de calcul	t	=	0,6 mm
Limite d'élasticité	f_{yb}	=	240 MPa
Module d'élasticité	E	=	200 000 MPa
Coefficient partiel	γ_{M0}	=	1,1
Coefficient partiel	γ_{M1}	=	1,1

Tableau 3.1

§ 3.2.4

Tableau 2.1

Tableau 2.1

Les notations et les dimensions détaillées utilisées dans les calculs sont explicitées à la figure ci-après. La position de la section transversale est donnée de telle manière qu'en flexion sur appui, la semelle supérieure soit comprimée.

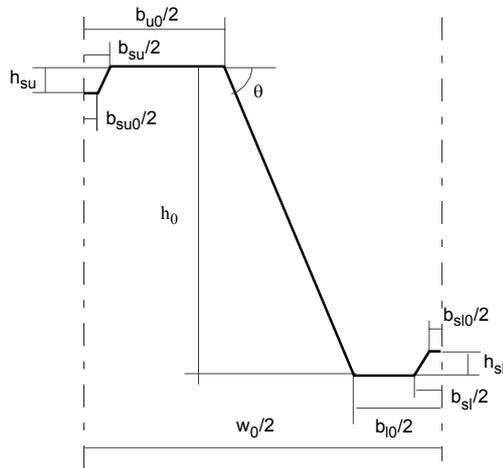


**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone: + 358 9 4561
Fax: + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	2 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérifié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	JBL/MEB	Date	Avril 2006	



Dimensions de la ligne d'épure :

- $h_0 = 70 \text{ mm}$
- $w_0 = 212,5 \text{ mm}$
- $b_{u0} = 65 \text{ mm}$
- $b_{l0} = 57 \text{ mm}$
- $b_{su} = 20 \text{ mm}$
- $b_{su0} = 8 \text{ mm}$
- $h_{su} = 6 \text{ mm}$
- $b_{sl} = 20 \text{ mm}$
- $b_{sl0} = 8 \text{ mm}$
- $h_{sl} = 6 \text{ mm}$
- Rayon intérieur des arrondis
 $r = 3 \text{ mm}$

Inclinaison de l'âme:

$$\theta = \text{atan} \left| \frac{h_0}{0,5(w_0 - b_{u0} - b_{l0})} \right| = 57,1^\circ$$

CARACTÉRISTIQUES DE LA SECTION EFFICACE À L'ÉTAT LIMITE ULTIME

Vérification des rapports largeur-épaisseur maximums :

$h_0 / t = 117$ est inférieur à $400 \sin \theta = 336$ et

$b_{l0} / t = 95$ est inférieur à 400.

§ 4.4

Tableau 4.1

Tableau 4.1

Position de l'axe neutre lorsque l'âme est pleinement efficace

Largeur efficace de la semelle comprimée :

$$b_p = \frac{b_{u0} - b_{su}}{2} = 22,5 \text{ mm} \quad \varepsilon = \left[\frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,966$$

§ 4.4.1

$$k_\sigma = 4 \quad \bar{\lambda}_p = \frac{b_p / t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 0,684$$

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,862 \quad \text{Comme } \rho < 1, \quad b_{\text{eff},u} = \rho b_p = 19,4 \text{ mm}$$

Éq. 4.1a

Épaisseur réduite du raidisseur de semelle :

$$t_{su} = \frac{\sqrt{h_{su}^2 + \left(\frac{b_{su} - b_{su0}}{2} \right)^2}}{h_{su}} t = 0,849 \text{ mm}$$

§ 4.5.3



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone: + 358 9 4561
Fax: + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	3 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérifié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	JBL/MEB	Date	Avril 2006	

$$A_s = (b_{\text{eff},u} + b_{\text{su}0})t + 2h_{\text{su}}t_{\text{su}} = 26,6 \text{ mm}^2$$

$$e_s = \frac{b_{\text{su}0}h_{\text{su}}t + 2h_{\text{su}}\frac{h_{\text{su}}}{2}t_{\text{su}}}{A_s} = 2,23 \text{ mm}$$

$$I_s = 2(15t^2e_s^2) + b_{\text{su}0}t(h_{\text{su}} - e_s)^2 + 2h_{\text{su}}t_{\text{su}}\left(\frac{h_{\text{su}}}{2} - e_s\right)^2 + 2\left(\frac{15t^4}{12}\right) + \frac{b_{\text{su}0}t^3}{12} + 2\frac{t_{\text{su}}h_{\text{su}}^3}{12}$$

$$= 159,53 \text{ mm}^4$$

$$b_s = 2\sqrt{h_{\text{su}}^2 + \left(\frac{b_{\text{su}} - b_{\text{su}0}}{2}\right)^2} + b_{\text{su}0} = 25,0 \text{ mm}$$

$$l_b = 3,07\left(I_s b_p^2 \frac{2b_p + 3b_s}{t^3}\right)^{1/4} = 251 \text{ mm}$$

$$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{u0} - b_{l0}}{2}\right)^2 + h_0^2} = 83,4 \text{ mm}$$

$$b_d = 2b_p + b_s \quad k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} = 1,37$$

$$l_b/s_w = 3,01 \quad \text{Comme } l_b/s_w > 2, \quad k_w = k_{w0} = 1,37$$

$$\sigma_{\text{cr},s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p^2(2b_p + 3b_s)}} = 515 \text{ MPa}$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_{yb}}{\sigma_{\text{cr},s}}} = 0,683$$

$$\text{Comme } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38, \quad \chi = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 0,98$$

$$t_{\text{red},u} = \chi t = 0,588 \text{ mm}$$

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

$$t_1 = \frac{\sqrt{h_{\text{sl}}^2 + \left(\frac{b_{\text{sl}} - b_{\text{sl}0}}{2}\right)^2}}{h_{\text{sl}}} t = 0,849 \text{ mm}$$

$$t_w = t / \sin \theta = 0,714 \text{ mm}$$

Fig. 4.3

Fig. 4.3

Éq. 4.9

Éqs. 4.10 et 4.11

Éq. 4.3

Éq. 4.15



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone: + 358 9 4561
Fax: + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	4 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérifié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	JBL/MEB	Date	Avril 2006	

$$\begin{array}{ll}
 e_i = & A_i = \\
 0 & 0,5b_{\text{eff},u} t \\
 0 & 0,5b_{\text{eff},u} \chi t \\
 0,5h_{\text{su}} & h_{\text{su}} \chi t_{\text{su}} \\
 h_{\text{su}} & 0,5b_{\text{su}0} \chi t \\
 0,5h_0 & h_0 t_w \\
 h_0 & 0,5(b_{l0} - b_{sl}) t \\
 h_0 - 0,5h_{sl} & h_{sl} t_{sl} \\
 h_0 - h_{sl} & 0,5b_{sl0} t
 \end{array}
 \quad
 \begin{array}{l}
 A_{\text{tot}} = \sum A_i = 87,5 \text{ mm}^2 \\
 e_c = \frac{\sum A_i e_i}{A_{\text{tot}}} = 34,9 \text{ mm}
 \end{array}$$

Section transversale efficace de la zone comprimée de l'âme

§ 4.4.1

$$\psi = -\frac{h_0 - e_c}{e_c} = -1,006 \quad k_\sigma = 5,98(1 - \psi)^2 = 24,1$$

Tableau 4.3

$$b_p = h_0 / \sin \theta = 83,4 \text{ mm} \quad \bar{\lambda}_p = \frac{b_p / t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} = 1,032$$

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,630 \quad \text{Comme } \rho < 1, b_{\text{eff}} = \rho \frac{b_p}{1 - \psi} = 26,2 \text{ mm}$$

Éq. 4.1a
Tableau 4.3

$$s_{\text{eff},1} = 0,4b_{\text{eff}} = 10,5 \text{ mm} \quad s_{\text{eff},n} = 0,6b_{\text{eff}} = 15,7 \text{ mm}$$

Tableau 4.3

Propriétés de la section transversale efficace d'une demi-onde

$$h_{\text{eff},1} = s_{\text{eff},1} \sin \theta \quad h_{\text{eff},n} = s_{\text{eff},n} \sin \theta$$

$$\begin{array}{lll}
 e_{\text{eff},i} = & A_{\text{eff},i} = & I_{\text{eff},i} \\
 0 & 0,5b_{\text{eff},u} t & 0 \\
 0 & 0,5b_{\text{eff},u} \chi t & 0 \\
 0,5h_{\text{su}} & h_{\text{su}} \chi t_{\text{su}} & \chi t_{\text{su}} h_{\text{su}}^3 / 12 \\
 h_{\text{su}} & 0,5b_{\text{su}0} \chi t & 0 \\
 0,5h_{\text{eff},1} & h_{\text{eff},1} t_w & t_w h_{\text{eff},1}^3 / 12 \\
 h_0 - 0,5(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n}) & (h_0 - e_c + h_{\text{eff},n}) t_w & t_w (h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})^3 / 12 \\
 h_0 & 0,5(b_{l0} - b_{sl}) t & 0
 \end{array}$$



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone: + 358 9 4561
Fax: + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	5 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérfié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	JBL/MEB	Date	Avril 2006	

$$\begin{aligned}
 & \frac{h_0 - 0,5h_{sl}}{h_0 - h_{sl}} & \frac{h_{sl}t_{sl}}{0,5b_{sl}t} & \frac{t_{sl}h_{sl}^3 / 12}{0} \\
 A_{tot} = \sum A_{eff,i} &= 78,2 \text{ mm}^2 & e_c = \frac{\sum A_{eff,i} e_{eff,i}}{A_{tot}} &= 37,20 \text{ mm} \\
 I_{tot} = \sum I_{eff,i} + \sum A_{eff,i} (e_c - e_{eff,i})^2 &= 58\,400 \text{ mm}^2
 \end{aligned}$$

En alternative, les caractéristiques de la section efficace peuvent également être redéfinies à partir d'itérations basées sur la position de l'axe neutre de la section efficace.

prEN 1993-1-3, Clause 5.5.3.3(3)

Résistance à la flexion par unité de largeur (1 m)

§ 4.7.4

$$I = \frac{1000 \text{ mm}}{0,5w_0} I_{tot} = 549\,000 \text{ mm}^4$$

$$W_u = \frac{I}{e_c} = 14\,800 \text{ mm}^3$$

$$W_1 = \frac{I}{h_0 - e_c} = 16\,800 \text{ mm}^3$$

Comme : $W_u < W_1$,

$$W_{eff,min} = W_u = 14\,800 \text{ mm}^3$$

$$M_{c,Rd} = W_{eff,min} f_y / \gamma_{M0} = 3,22 \text{ kNm}$$

Éq. 4.29

DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE SUR L'APPUI INTERMÉDIAIRE

Résistance de l'âme à l'écrasement localisé

§ 5.4.4

Ici $\varphi = \theta$

$$l_a = s_s \quad \text{et} \quad \alpha = 0,15$$

prEN 1993-1-3, Éq. 6.19b et 6.20c

$$\begin{aligned}
 R_{w,Rd} &= \alpha t^2 \sqrt{f_{yb} E} \left(1 - 0,1 \sqrt{\frac{r}{t}} \right) \left(0,5 + \sqrt{0,02 \frac{l_a}{t}} \right) \left[2,4 + \left(\frac{\phi}{90 \text{ deg}} \right)^2 \right] \frac{1}{\gamma_{M1}} \frac{1000 \text{ mm}}{0,5w_0} \\
 &= 16,2 \text{ kN}
 \end{aligned}$$

prEN 1993-1-3, Éq. 6.18

Interaction du moment fléchissant et de la réaction d'appui

Actions pondérées par unité de largeur (1m) :

$$\gamma_G = 1,35 \quad \gamma_Q = 1,5 \quad \text{Poids propre : } G = 70 \text{ N/m}^2$$

§ 2.3.2

$$q = (\gamma_G G + \gamma_Q Q) = 2,20 \text{ kN/m}$$

Éq. 2.3



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone: + 358 9 4561
Fax: + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	6 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérfié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	JBL/MEB	Date	Avril 2006	

$$M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = 2,31 \text{ kNm}$$

$$F_{Ed} = \frac{5}{4}qL = 7,96 \text{ kN}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = 0,716$$

$$\frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0,491$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 1,21$$

L'interaction du moment fléchissant et de la réaction d'appui satisfait les conditions :

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} \leq 1$$

$$\frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} \leq 1$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} \leq 1,25$$

prEN 1993-1-3, Éq. 6.28a-c

DÉTERMINATION DES FLÈCHES À L'ÉTAT LIMITE DE SERVICE (ELS)

Caractéristiques de la section efficace

Pour les vérifications à l'ELS, il convient de déterminer la largeur efficace des parois comprimées pour la contrainte de compression dans la paroi due au chargement à l'état limite de service.

prEN 1993-1-3, clause 5.5.1(4)

Contrainte de compression maximale dans la section efficace à l'ELS. Une approximation plaçant en sécurité est faite en se basant sur W_u déterminé ci-dessus pour l'état limite ultime.

$$M_{y,Ed,ser} = \frac{(G+Q)L^2}{8} = 1,55 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_u} = 105 \text{ MPa}$$

§ 2.3.4

Les caractéristiques de la section efficace sont déterminées comme pour l'état limite ultime, sauf que f_{yb} est remplacé par $\sigma_{com,Ed,ser}$ et que l'épaisseur du raidisseur de semelle n'est pas réduite.

Les résultats du calcul sont :

Largeur efficace de la semelle comprimée :

La semelle est pleinement efficace

Position de l'axe neutre lorsque l'âme est pleinement efficace :

$$e_c = 34,1 \text{ mm}$$

Section transversale efficace de la zone comprimée de l'âme :

L'âme est pleinement efficace.

Partie efficace de l'âme :

L'âme est réduite
($\rho = 0,88$)

Caractéristiques de la section efficace pour une demi-onde :

$$A_{tot} = 86,6 \text{ mm}^2$$

$$e_c = 34,8 \text{ mm}$$

$$I_{tot} = 63\,700 \text{ mm}^4$$

Caractéristiques de section efficace par unité de largeur (1 m)

$$I = 600\,000 \text{ mm}^4$$



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone: + 358 9 4561
Fax: + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	7 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérfié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	JBL/MEB	Date	Avril 2006	

$$W_u = 17\,300 \text{ mm}^4$$

$$W_l = 17\,300 \text{ mm}^4$$

Détermination de la flèche

Module d'élasticité sécant correspondant à la valeur maximale du moment fléchissant :

$$\sigma_{1,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_u} = 89,5 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{2,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_l} = 90,8 \text{ MPa}$$

$$E_{s,1} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{1,Ed,ser}} \left(\frac{\sigma_{1,Ed,ser}}{f_{yb}} \right)^n} = 199 \text{ GPa} \quad n = 7,0$$

$$E_{s,2} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{2,Ed,ser}} \left(\frac{\sigma_{2,Ed,ser}}{f_{yb}} \right)^n} = 199 \text{ GPa}$$

$$E_{s,ser} = \frac{E_{s,1} + E_{s,2}}{2} = 199 \text{ GPa}$$

Vérification de la flèche :

Par simplification en se plaçant du côté de la sécurité, la variation de $E_{s,ser}$ le long du bac est négligée.

$$x = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} L = 1,22 \text{ m (position de la flèche maximale)}$$

$$\delta = \frac{(G + Q)L^4}{48E_{s,ser}I} \left(\frac{x}{L} - 3 \frac{x^3}{L^3} + 2 \frac{x^4}{L^4} \right) = 4,7 \text{ mm}$$

La flèche admissible est $L/200 = 14,5 \text{ mm}$, par conséquent la flèche calculée est acceptable.

Annexe C

Annexe C
Tableau C.1

Annexe C



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone : + 358 9 4561
Fax : + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	1 sur 3	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 4 – Résistance à la fatigue dans un assemblage soudé de tubes à sections rectangulaires				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérifié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

EXEMPLE DE CALCUL N°4 – RÉSISTANCE À LA FATIGUE DANS UN ASSEMBLAGE SOUDÉ DE TUBES À SECTIONS RECTANGULAIRES

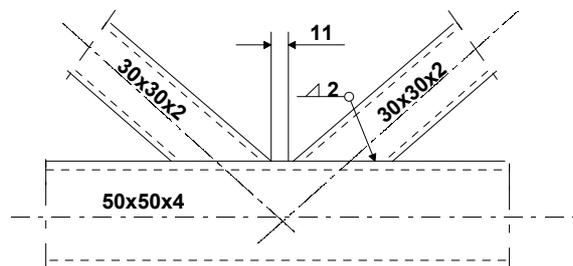
Cet exemple concerne la résistance à la fatigue de la membrure d'une poutre à treillis de sections creuses au niveau d'un nœud d'assemblage soudé. La fatigue peut poser problème dans les structures en acier inoxydable qui sont soumises à des variations répétées de contraintes. Par exemple, les problèmes de fatigue dans les assemblages soudés de poutres à treillis à sections creuses peuvent nécessiter une étude spécifique dans les plates-formes offshore, les mâts, les cheminées, les ponts, les grues, les ponts roulants et les matériels de transport.

L'EN 1993-1-9:2005 pour le calcul de la résistance à la fatigue des structures en acier est également applicable à l'acier inoxydable. Par conséquent, dans cet exemple, les références aux chapitres et clauses renvoient à l'EN 1993-1-9:2005.

L'exemple décrit les étapes de calcul suivantes pour la vérification de la résistance à la fatigue :

- détermination de la courbe de résistance à la fatigue (la catégorie de détail)
- détermination des effets des moments secondaires de flexion dans l'assemblage
- détermination des coefficients partiels pour la fatigue et
- évaluation de la résistance à la fatigue pour un chargement à amplitude variable.

Les membrures et les diagonales dans l'assemblage sont des sections creuses rectangulaires (RHS) de dimensions respectives 50×50×4 et 30×30×2. L'acier inoxydable est de nuance 1.4301 avec une limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % égale à 220 MPa.



Actions

Le spectre de contraintes de fatigue dans la membrure déterminé pour la durée de vie requise est :

Étendue de contrainte nominale	Nombre de cycles
$\Delta\sigma_1 = 100 \text{ MPa}$	$n_1 = 10 \times 10^3$
$\Delta\sigma_2 = 70 \text{ MPa}$	$n_2 = 100 \times 10^3$
$\Delta\sigma_3 = 40 \text{ MPa}$	$n_3 = 1000 \times 10^3$

Chapitre 8



**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**

VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone : + 358 9 4561
Fax : + 358 9 456 7003

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	R0SU00658	Page	2 sur 3	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 4 – Résistance à la fatigue dans un assemblage soudé de tubes à sections rectangulaires				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérifié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Analyse structurale

La catégorie de détail de l'assemblage dépend des dimensions de la membrure et des diagonales. Dans cet exemple $b_0 = 50 \text{ mm}$, $b_i = 30 \text{ mm}$, $t_0 = 4 \text{ mm}$ et $t_i = 2 \text{ mm}$.

Comme $t_0 / t_i = 2$, la catégorie de détail est 71.

Comme $0,5(b_0 - b_i) = 10 \text{ mm}$, $g = 11 \text{ mm}$, $1,1(b_0 - b_i) = 22 \text{ mm}$ et $2t_0 = 8 \text{ mm}$, l'assemblage satisfait aussi aux conditions $0,5(b_0 - b_i) \leq g \leq 1,1(b_0 - b_i)$ et $g \geq 2t_0$.

Effets des moments de flexion secondaires dans l'assemblage

Les effets des moments de flexion secondaires sont pris en compte en multipliant les étendues de contrainte résultant des efforts axiaux dans les éléments par le coefficient $k_{1,0} = 1,5$

Coefficients partiels

Lorsque la structure est supposée tolérante à l'endommagement et que les conséquences de la ruine sont faibles, le coefficient partiel de sécurité pour la fatigue est $\gamma_{Mf} = 1,0$.

Le coefficient partiel pour le chargement est $\gamma_{Ff} = 1,0$.

Évaluation de la fatigue

L'étendue de contrainte de référence correspondant à 2×10^6 cycles sur la courbe correspondant à la catégorie de détail 71 est :

$$\Delta\sigma_c = 71 \text{ MPa}$$

La courbe de résistance à la fatigue pour les poutres à treillis est de pente constante $m = 5$

Le nombre de cycles correspondant à l'étendue de contrainte nominale $\Delta\sigma_i$ est :

$$N_i = 2 \times 10^6 \left[\frac{\Delta\sigma_c}{\gamma_{Mf} \gamma_{Ff} (k_{1,0} \Delta\sigma_i)} \right]^m \text{ et}$$

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_1 = 100 \text{ MPa} & & N_1 = 47,5 \times 10^3 \\ \Delta\sigma_2 = 70 \text{ MPa} & & N_2 = 283 \times 10^3 \\ \Delta\sigma_3 = 40 \text{ MPa} & & N_3 = 4640 \times 10^3 \end{aligned}$$

Toutes les références ci-dessous sont relatives à l'EN 1993-1-9:2005

Tableau 8.7

Tableau 8.7

Clause 4 (2),
Tableau 4.1

Clause 3 (7),
Tableau 3.1

Figure 7.1

**VTT TECHNICAL RESEARCH
CENTRE OF FINLAND**VTT BUILDING AND TRANSPORT
Kemistintie 3, Espoo
P.O.Box 1805, FIN-02044 VTT, Finland
Telephone : + 358 9 4561
Fax : + 358 9 456 7003**FEUILLE DE CALCUL**

Affaire n°	R0SU00658	Page	3 sur 3	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 4 – Résistance à la fatigue dans un assemblage soudé de tubes à sections rectangulaires				
Client CECA	Rédigé par	AAT	Date	Juin 2002	
	Vérifié par	JEK	Date	Juin 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Règle de dommage cumulé (règle de Palmgren-Miner)

Le dommage partiel résultant de n_i cycles de l'étendue de contrainte $\Delta\sigma_i$ est :

$D_{d,i} = n_{Ei} / N_{Ei}$. Ainsi, pour :

$$\Delta\sigma_1 = 100 \text{ MPa} \quad D_{d,1} = 0,21$$

$$\Delta\sigma_2 = 70 \text{ MPa} \quad D_{d,2} = 0,35$$

$$\Delta\sigma_3 = 40 \text{ MPa} \quad D_{d,3} = 0,22$$

A.5 (1)

Le dommage cumulé pendant la durée de vie de calcul est :

$$D_d = \sum_i^n \frac{n_{Ei}}{N_{Ei}} = \sum D_{d,i} = 0,78$$

A.5 (1)

Comme le dommage cumulé est inférieur à l'unité, la durée de vie de calcul obtenue pour la membrure est plus élevée que la durée de vie de calcul requise.

Clause 8(4)

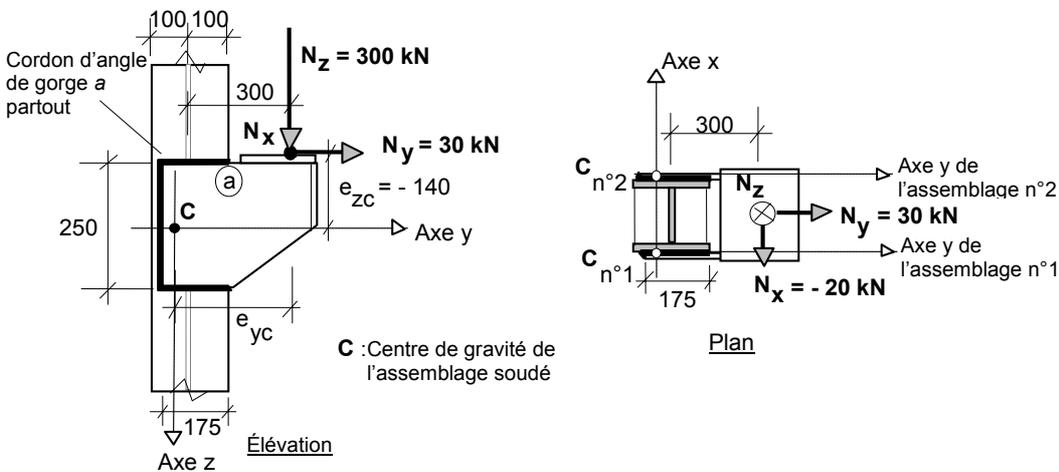
La méthode décrite ci-dessus peut être aussi répétée pour la diagonale.



Affaire n°	Feuille	1 sur 9	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

EXEMPLE DE CALCUL N°5 – ASSEMBLAGE SOUDÉ

La configuration de l'assemblage et son chargement sont donnés sur la figure ci-dessous. On remarque deux assemblages plans identiques à soudure d'angle, d'épaisseurs de gorges constantes, dans deux plans parallèles, transmettant le chargement appliqué, il est demandé de dimensionner la gorge. Une soudure d'angle (cordon de soudure) symétrique est utilisée.



Caractéristiques des matériaux

L'acier inoxydable utilisé est de nuance 1.4401

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% = 220 MPa et résistance ultime = 530 MPa

Prenons $f_y = 220$ MPa et $f_u = 530$ MPa

$E = 200\,000$ MPa et $G = 76\,900$ MPa

La limite d'élasticité et la résistance ultime de la soudure sont supposées supérieures à celles du matériau de base.

Coefficient partiel et facteur de corrélation

Coefficient partiel pour la résistance des soudures : $\gamma_{M2} = 1,25$

$\beta_w = 1,0$

On examinera la nécessité de tenir compte d'un facteur de réduction de la résistance de soudure dû à sa longueur.

Analyse

Une approche par analyse élastique est utilisée pour calculer les sollicitations dans la soudure d'angle symétrique (à angle droit et côtés égaux), pour le cas de chargement indiqué ci-dessus. Une analyse élastique de cet assemblage soudé conduit à une estimation de sa résistance qui place du côté de la sécurité.

Tableau 3.1

§ 3.2.4

§ 3.2.4

§ 6.4.1

Tableau 2.1

§ 6.4.2

EN 1993-1-8,
Clause 2.5



Affaire n°	Feuille	2 sur 9	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

Les coordonnées (x_c, y_c, z_c) d'un point du cordon de soudure sont prises par référence à un système de coordonnées direct dont l'origine est au centre de gravité de l'assemblage soudé, considéré comme étant dans le plan y-z. (Pour le cas présent, d'un assemblage dans le plan y-z, on a $x_c = 0$ partout).

Le but principal de l'analyse élastique est de déterminer les sollicitations de calcul induites dans le cordon de soudure aux points les plus sollicités, désignés souvent comme points « critiques ». Pour l'assemblage étudié ici, on peut considérer comme point critique le point le plus éloigné du centre de gravité de l'assemblage.

Les composantes de l'effort appliqué, son excentrement et les moments résultants agissant sur un assemblage soudé de forme générale et de centre de gravité C peuvent être déterminés à l'aide des expressions suivantes :

Effort appliqué

$$\overline{N_{w,Ed}} = [N_{x,Ed}, N_{y,Ed}, N_{z,Ed}]$$

Excentrement de l'effort appliqué

$$\overline{e_N} = [e_{xc}, e_{yc}, e_{zc}] \text{ sont les coordonnées du point d'application de l'effort } \overline{N_{w,Ed}}$$

Moments appliqués

$$M_{xc,Ed} = e_{yc} N_{z,Ed} - e_{zc} N_{y,Ed}$$

$$M_{yc,Ed} = e_{zc} N_{x,Ed} - e_{xc} N_{z,Ed}$$

$$M_{zc,Ed} = e_{xc} N_{y,Ed} - e_{yc} N_{x,Ed}$$

Pour un cas général de chargement, une analyse élastique linéaire de l'assemblage donne, au point de coordonnées (x_c, y_c, z_c) , les composantes de sollicitation par unité de longueur de cordon suivantes, où la dimension de la gorge est indiquée par a :

$$F_{wx,Ed} = a \left[\frac{N_{x,Ed}}{A_w} + \frac{z_c M_{yc,Ed}}{I_{yc}} - \frac{y_c M_{zc,Ed}}{I_{zc}} \right]$$

$$F_{wy,Ed} = a \left[\frac{N_{y,Ed}}{A_w} + \frac{x_c M_{zc,Ed}}{I_{zc}} - \frac{z_c M_{xc,Ed}}{I_{xc}} \right]$$

$$F_{wz,Ed} = a \left[\frac{N_{z,Ed}}{A_w} + \frac{y_c M_{xc,Ed}}{I_{xc}} - \frac{x_c M_{yc,Ed}}{I_{yc}} \right]$$

Dans les expressions ci-dessus, l'aire résistante du cordon de soudure et les moments d'inertie par rapport aux axes principaux de l'assemblage soudé sont donnés ci-après :



Affaire n°	Feuille	3 sur 9	Rév	B
Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet Exemple 5 – Assemblage soudé				
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

$A_w = \int a dl = \sum a_i l_i$ pour une soudure composée d'éléments droits de longueurs l_i et de gorges a_i ,

$$I_{xc} = \int a(y_c^2 + z_c^2) dl$$

$$I_{yc} = \int a(x_c^2 + z_c^2) dl$$

$$I_{zc} = \int a(x_c^2 + y_c^2) dl$$

Comme la gorge a est constante tout le long de l'assemblage plan, on peut écrire :

$$\frac{A_w}{a} = \int dl = \sum l_i,$$

Comme $x_c = 0$,

$$\frac{I_{zc}}{a} = \int (y_c^2) dl, \quad \frac{I_{yc}}{a} = \int (z_c^2) dl, \quad \frac{I_{xc}}{a} = \int (y_c^2 + z_c^2) dl = \frac{I_{yc}}{a} + \frac{I_{zc}}{a}$$

Approches de calcul

Dans le cas présent, le calcul consiste en la détermination de la gorge requise au point critique.

Deux méthodes de calcul de soudures d'angles sont autorisées :

La première, dite *simplifiée* et plaçant en sécurité, est basée sur la résistance de calcul au cisaillement de la soudure d'angle. La sollicitation de calcul par unité de longueur de cordon est définie comme la somme vectoriel des sollicitations induites par les efforts et par les moments transmis par l'assemblage. Cette sollicitation de calcul par unité de longueur de cordon ne doit pas être supérieure à la résistance de calcul par unité de longueur de cordon prise comme la résistance de calcul de la soudure au cisaillement multipliée par la gorge a . Dans cette approche on ne prend pas en compte l'orientation du plan de la gorge par rapport à la direction de la sollicitation de calcul par unité de longueur de cordon.

La deuxième méthode est basée sur la comparaison de la résistance de calcul de base pour la soudure (à savoir la résistance en traction du matériau de la plus faible des parties assemblées) avec la contrainte de calcul appliquée dans la gorge qui est déterminée à l'aide d'une formule de type Von Mises. Cette méthode est la plus précise parce qu'elle prend en compte l'orientation du plan de la gorge par rapport à la direction de la sollicitation de calcul par l'unité de longueur de cordon.

1. Détermination simplifiée de la résistance de calcul au cisaillement de la soudure

La vérification de la résistance de calcul pour la soudure d'angle se présente comme suit :

$$F_{w,Ed} = \sqrt{F_{wx,Ed}^2 + F_{wy,Ed}^2 + F_{wz,Ed}^2} \leq F_{w,Rd} = a f_{vw,d} = a \left(\frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \gamma_{M2}} \right)$$

§ 6.4.2

EN 1993-1-8,
Clause
4.5.3.3



Affaire n°	Feuille	4 sur 9	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

où :

$f_{vw,d}$ est la résistance de calcul au cisaillement de la soudure

$F_{w,Rd}$ est la résistance de calcul au cisaillement, par unité de longueur, d'un cordon de soudure de gorge a .

Pour l'acier inoxydable, β_w peut être pris égal à 1,0

Lorsque la méthode de calcul se base sur la détermination de la gorge appropriée, l'expression de calcul devient :

$$a \geq \frac{F_{w,Ed}}{f_{vw,d}}$$

2. Résistance de calcul de base pour la soudure

Dans cette méthode, il convient de vérifier la contrainte de type Von Mises dans la soudure par rapport à la résistance de calcul de base de la soudure (résistance en traction du matériau de la plus faible des parties assemblées). En général, l'approche exige que les contraintes, σ_{\perp} , τ_{\perp} et τ_{\parallel} dans la gorge soient déterminées, tenant compte ainsi de l'orientation du plan de l'aire de la gorge par rapport à l'orientation de la sollicitation résultante appliquée dans la soudure.

La formule de calcul est la suivante :

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}}$$

Il est aussi exigé de vérifier séparément la contrainte normale :

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9 f_u}{\gamma_{M2}}$$

Pour le cas présent, d'un assemblage plan à soudure d'angle symétrique, cette vérification n'est pas critique. Cependant, elle peut l'être pour les soudures à pénétration partielle dans les assemblages chanfreinés.

Au lieu de calculer les contraintes (σ_{\perp} , τ_{\perp} et τ_{\parallel}) dans la gorge de soudure, l'expression équivalente suivante peut être utilisée pour un assemblage dans le plan y-z avec une soudure d'angle symétrique :

$$2F_{w,x}^2 + 2F_{w,y}^2 + 2F_{w,z}^2 + F_{w,y}^2 \cos^2 \theta + F_{w,z}^2 \sin^2 \theta - 2F_{w,x} F_{w,y} \sin \theta + 2F_{w,x} F_{w,z} \cos \theta + 2F_{w,y} F_{w,z} \sin \theta \cos \theta \leq \left(a \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \right)^2$$

Note : Des indices simplifiés sont utilisés : $F_{w,x}$ pour $F_{w,x,Ed}$ etc.

Dans la formule ci-dessus, l'angle θ est celui entre l'axe y et l'axe du cordon, comme indiqué sur la figure suivante.

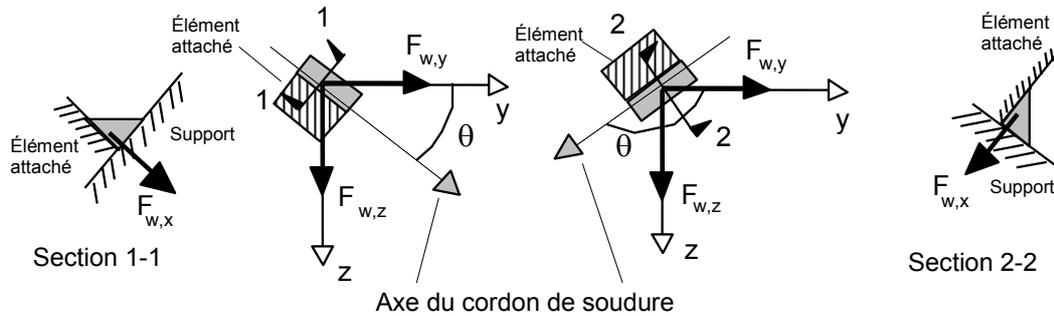
§ 6.4.2

Éq. 6.12a

Éq. 6.12b



Affaire n°	Feuille	5 sur 9	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006



Les composantes de sollicitation par unité de longueur de cordon au point critique de la soudure sont déterminées dans une annexe à la fin de cet exemple.

1. Calcul de la soudure en utilisant l'approche simplifiée de la résistance de calcul au cisaillement

La résistance de calcul au cisaillement pour l'approche simplifiée est :

$$f_{vw,d} = \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2} \sqrt{3}} = \frac{530}{1,0 \times 1,25 \times \sqrt{3}} \approx 245 \text{ MPa}$$

EN 1993-1-8,
Éq. 4.4

La valeur de la sollicitation résultante par unité de longueur de cordon d'une gorge de 1 mm est :

$$F_{w,Ed} = \sqrt{F_{wx,Ed}^2 + F_{wy,Ed}^2 + F_{wz,Ed}^2} = \sqrt{243^2 + 747^2 + 966^2} = 1245 \text{ N/mm}$$

La dimension de gorge demandée est donc :

$$a \geq \frac{F_{w,Ed}}{f_{vw,d}} = \frac{1245}{245} \approx 5,0 \text{ mm}$$

2. Calcul de la soudure en utilisant l'approche de la résistance de calcul de base

La résistance de calcul de base de la soudure est :

$$\frac{0,9 f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{0,9 \times 530}{1,25} = 381,6 \text{ MPa}$$

Éq. 6.12b

où f_u est la résistance ultime en traction de la partie assemblée la moins résistante.

Au point (a), où l'angle θ est égal à 0° , la formule de vérification devient :

$$2F_{wx,Ed}^2 + 3F_{wy,Ed}^2 + 2F_{wz,Ed}^2 + 2F_{wx,Ed}F_{wz,Ed} \leq \left(a \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \right)^2$$

La gorge nécessaire est donc :



**Centre Technique
Industriel de la
Construction Métallique**

102, Route de Limours
F-78471 St Rémy Lès Chevreuse Cedex
France
Tel : +33 (0)1 30 85 25 00
Fax : +33 (0)1 30 52 75 38

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°		Feuille	6 sur 9	Rév	B
Nom Affaire		Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet		Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Août 2002	
	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$a \geq \frac{\sqrt{2 \times (-243)^2 + 3 \times (747)^2 + 2 \times (966)^2 + 2 \times (-243) \times (966)}}{381,6} = 4,7 \text{ mm}$$

Ainsi, on adopte une gorge égale à 5 mm et on suppose qu'elle est de dimension constante sur toute la longueur.

Note :

Un facteur de réduction est exigé pour les couvre-joints lorsque la longueur effective totale de la soudure d'angle est supérieure à $150a$. Le facteur de réduction semblerait moins approprié au type d'assemblage présenté ici. Cependant, en considérant, tout en se plaçant en sécurité, la longueur totale de la soudure avec la gorge de 5 mm, on obtient :

$$\beta_{LW.1} = 1,2 - 0,2L_j / (150a) = 1,2 - 0,2(600) / (150 \times 5) = 1,04$$

Prenons donc $\beta_{LW.1} = 1,0$

On en conclut que l'utilisation d'un facteur de réduction pour la résistance de la soudure n'est pas exigée si la gorge de soudure de 5 mm est adoptée.

EN 1993-1-8,
Éq. 4.9



Affaire n°	Feuille	7 sur 9	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
CECA	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

Annexe – Détermination de la soudure en utilisant l'approche de la résistance de calcul de base

Caractéristiques géométriques de l'assemblage soudé

Il y a deux assemblages identiques, un de chaque côté du poteau, qui résistent aux efforts appliqués.

Seulement un des assemblages nécessite d'être étudié. Il est situé dans le plan y-z.

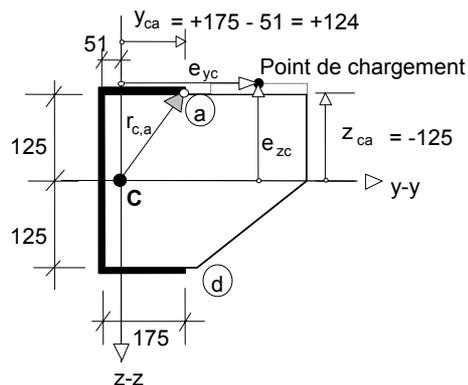
Aire de la gorge et positions du centre de gravité et du point critique

Considérons, l'assemblage composé de segments droits de longueurs L_i et de gorge a constante, l'aire de gorge (section résistante) de chaque assemblage, pour chaque millimètre de gorge, est :

$$\frac{A_w}{a} = \frac{a \int ds}{a} = \frac{\sum A_{w,i}}{a} = \frac{\sum aL_{w,i}}{a} = \sum L_i = (2 \times 175 + 250) = 600 \text{ mm}^2/\text{m}$$

La distance du centre de gravité de l'assemblage de gorge, a , constante par rapport à son bord vertical (parallèle à l'axe z) est donnée par :

$$\bar{y} = \frac{\sum \bar{y}_i (A_{w,i} / a)}{\sum A_{w,i} / a} = \frac{\sum \bar{y}_i L_i}{\sum L_i} = \frac{2 \times (87,5 \times 175) + (0 \times 250)}{600} \approx 51 \text{ mm}$$



Les coordonnées du point critique de l'assemblage, (a), par rapport aux axes principaux qui passent par le centre de gravité (C) sont :

$$y_{ca} = +(175 - 51) = +124 \text{ mm} \quad z_{ca} = -125 \text{ mm}$$

Note : le point (d) pourrait aussi être choisi comme point critique potentiel, ce qui donne :

$$y_{cd} = +(175 - 51) = +124 \text{ mm} \quad z_{cd} = +125 \text{ mm}$$

Cependant, pour le cas de charge considéré ici, il est évident que le point (a) est le plus critique.



Affaire n°	Feuille	8 sur 9	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

Moments d'inertie de la section résistante de l'assemblage

Pour chacun des assemblages, pour chaque millimètre de gorge :

$$\frac{I_{yc}}{a} = \int z_c^2 ds = 2 \times 175 \times 125^2 + 250^3 / 12 = 6,77 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{mm}$$

$$\frac{I_{zc}}{a} = \int y_c^2 ds = 250 \times 51^2 + 2 \times 175^3 / 12 + 2 \times 175 \times (87,5 - 51)^2 = 210 \text{ mm}^4/\text{mm}$$

Pour le moment de « torsion », le moment d'inertie par assemblage est :

$$I_{xc} = a \int r_c^2 ds = a \int y_c^2 ds + a \int z_c^2 ds = I_{zc} + I_{yc}$$

Donc :

$$\frac{I_{xc}}{a} = (6,77 + 2,01) \times 10^6 = 8,78 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{mm}$$

Efforts et moments appliqués

Les efforts et les moments appliqués sont supposés répartis de façon uniforme sur les deux assemblages.

Les composantes d'efforts normaux et de cisaillement appliqués à chaque assemblage sont :

$$N_{x,Ed} = -\frac{20}{2} = -10 \text{ kN}, \quad N_{y,Ed} = +\frac{30}{2} = +15 \text{ kN},$$

$$N_{z,Ed} = +\frac{300}{2} = +150 \text{ kN}$$

Les moments sollicitants sont calculés en utilisant les composantes des efforts appliqués et leurs excentremets. Ces derniers, c'est-à-dire les coordonnées du point d'application de l'effort, sont :

$e_{xc} = 0$ car le point effectif d'application de l'effort est pris dans le plan y-z de l'assemblage,

$$e_{yc} = (300 - 100 + 175 - 51) = +324 \text{ mm},$$

$$e_{zc} = -140 \text{ mm}$$

Les moments appliqués, par assemblage, sont alors :

$$M_{xc,Ed} = e_{yc} N_{z,Ed} - e_{zc} N_{y,Ed} = (+324) \times (+150) - (-140) \times (+15) = +50,7 \text{ kN.m}$$

$$M_{yc,Ed} = e_{zc} N_{x,Ed} - e_{xc} N_{z,Ed} = (-140) \times (-10) - (0) \times (+150) = +1,4 \text{ kN.m}$$

$$M_{zc,Ed} = e_{xc} N_{y,Ed} - e_{yc} N_{x,Ed} = (0) \times (+15) - (+324) \times (-10) = +3,24 \text{ kN.m}$$

Composantes de sollicitation au point critique de la soudure

Pour l'assemblage dans le plan y-z, les composantes de sollicitation par unité de longueur de cordon de soudure au point (a) sont :



Affaire n°	Feuille	9 sur 9	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 5 – Assemblage soudé			
Client	Rédigé par	IR	Date	Août 2002
CECA	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

$$F_{w,x,Ed} = \frac{N_{x,Ed}}{A_w / a} + \frac{z_{ca} M_{yc,Ed}}{I_{yc} / a} - \frac{y_{ca} M_{zc,Ed}}{I_{zc} / a}$$

$$F_{w,y,Ed} = \frac{N_{y,Ed}}{A_w / a} - \frac{z_{ca} M_{xc,Ed}}{I_{xc} / a}$$

$$F_{w,z,Ed} = \frac{N_{zc,Ed}}{A_w / a} + \frac{y_{ca} M_{xc,Ed}}{I_{xc} / a}$$

Les contributions des composantes de l'effort appliqué aux composantes de sollicitation par unité de longueur de cordon (dans tous les points de l'assemblage soudé) sont :

$$F_{w,x}^{N_x} = \frac{N_{x,Ed}}{A_w / a} = \frac{-10}{600} = -0,017 \text{ kN/mm}$$

$$F_{w,y}^{N_y} = \frac{N_{y,Ed}}{A_w / a} = \frac{+15}{600} = +0,025 \text{ kN/mm}$$

$$F_{w,z}^{N_z} = \frac{N_{z,Ed}}{A_w / a} = \frac{+150}{600} = +0,25 \text{ kN/mm}$$

Les différentes contributions des composantes du moment appliqué aux composantes d'efforts par unité de longueur de cordon au point (a) sont :

$$F_{w,y}^{M_{xc}} = - M_{xc,Ed} \frac{z_{c,a}}{(I_{xc} / a)} = - 50,7 \times 10^6 \times \frac{(-125)}{8,78 \times 10^6} = + 722 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,z}^{M_{xc}} = + M_{xc,Ed} \frac{y_{c,a}}{(I_{xc} / a)} = + 50,7 \times 10^6 \times \frac{(+124)}{8,78 \times 10^6} = + 716 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,x}^{M_{yc}} = + M_{yc,Ed} \frac{z_{c,a}}{(I_{yc} / a)} = + 1,41 \times 10^6 \times \frac{(-125)}{6,77 \times 10^6} = - 26 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,x}^{M_{zc}} = - M_{zc,Ed} \frac{y_{c,a}}{(I_{zc} / a)} = - 3,24 \times 10^6 \times \frac{(+124)}{2,01 \times 10^6} = - 200 \text{ N/mm}$$

En combinant les contributions des efforts et des moments selon les composantes de sollicitation au point (a) par unité de longueur du cordon, on obtient :

$$F_{w,x,Ed} = F_{w,x}^{N_x} + F_{w,x}^{M_{yc}} + F_{w,x}^{M_{zc}} = -17 -26 -200 = -243 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,y,Ed} = F_{w,y}^{N_y} + F_{w,y}^{M_{xc}} = +25 +722 = +747 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,z,Ed} = F_{w,z}^{N_z} + F_{w,z}^{M_{xc}} = +250 +716 = +966 \text{ N/mm}$$

Ces composantes de sollicitation par unité de longueur de cordon sont données pour une gorge de 1 mm sur toute la longueur effective de l'assemblage soudé.

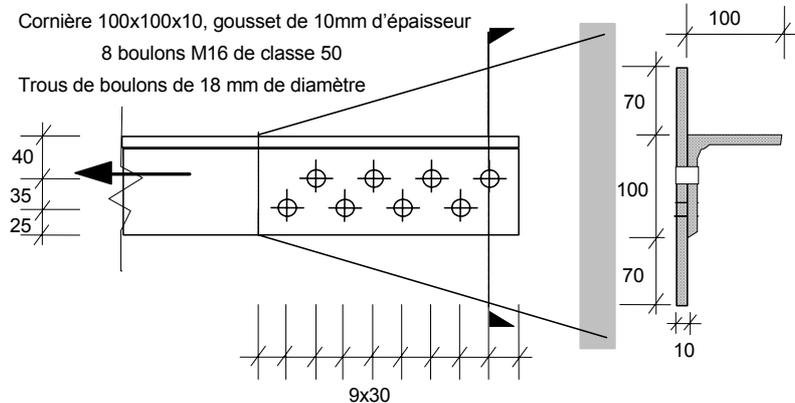


Affaire n°	Page	1 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 6 – Assemblage boulonné			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Oct. 2002
	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

EXEMPLE DE CALCUL N°6 – ASSEMBLAGE BOULONNÉ

Une cornière 100×100×10, chargée en traction, doit être assemblée à un gousset de 10 mm d'épaisseur. La cornière et le gousset sont constitués d'un acier inoxydable austénitique de nuance 1.4401. Huit boulons en acier austénitique de 16 mm de diamètre et de classe de qualité 50 sont disposés en quinconce pour attacher une aile de la cornière au gousset.

On cherche à déterminer la résistance de calcul de l'assemblage présenté sur la figure ci-dessous.



L'assemblage est de catégorie A : travaillant à la pression diamétrale. La résistance de calcul à l'ELU ne doit pas dépasser la résistance de calcul au cisaillement ni la résistance à la pression diamétrale.

EN 1993-1-8,
Clause 3.4.1

Caractéristiques du matériau

La cornière et le gousset sont en acier inoxydable de nuance 1.4401 :

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % = 220 MPa, résistance à la traction = 530 MPa

Prenons $f_y = 220$ MPa et $f_u = 530$ MPa

Le matériau des boulons est de classe de qualité 50.

Prenons $f_{yb} = 210$ MPa et $f_{ub} = 500$ MPa

Tableau 3.1
§ 3.2.4

Tableau 3.3

Coefficients partiels

Coefficient partiel pour la résistance de la section brute : $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,1$

Coefficient partiel pour la résistance de la section nette : $\gamma_{M2} = 1,25$

Coefficient partiel pour la résistance des boulons au cisaillement et à la pression diamétrale :

$$\gamma_{M2} = 1,25$$

Tableau 2.1

Emplacements et diamètres des trous

Pour les boulons M16, un diamètre de trou $d_0 = 18$ mm est exigé.

Pince longitudinale ($e_1 = 30$ mm) et pince transversale ($e_2 = 25$ mm)

e_1 et $e_2 < 4t + 40 = 80$ mm et $> 1,2d_0 = 1,2 \times 18 = 21,6$ mm

§ 6.2.3



Affaire n°	Page	2 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 6 – Assemblage boulonné			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Oct. 2002
	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

Entraxes des boulons en quinconce :

- pas $p_1 = 60 \text{ mm} > 2,2d_0 = 39,6 \text{ mm}$

- distance entre deux boulons quelconques : $\sqrt{30^2 + 35^2} = 46,1 \text{ mm} > 2,4d_0 = 43,2 \text{ mm}$

- distance entre files en quinconce : $p_2 = 35 \text{ mm} > 1,2d_0 = 21,6 \text{ mm}$

Note : En compression, e_2 et p_1 doivent être vérifiés pour que les élancements des parois en console et interne soient tels qu'il n'y ait pas de risque de voilement local. Ces vérifications sont nécessaires pour la cornière et pour le gousset.

Résistance de calcul de la section brute de la cornière à la traction

§ 6.2.3

Aire de la section transversale brute de la cornière : $A_g = 1915 \text{ mm}^2$

Résistance plastique de calcul :

$$N_{pl, Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1915 \times 220}{1,1 \times 10^3} = 383 \text{ kN}$$

Éq. 6.4

Résistance de calcul de la section nette de la cornière à la traction

§ 4.6.4

Pour les trous en quinconce, l'aire de la section transversale nette doit être prise égale à la plus faible des deux valeurs données par les expressions suivantes :

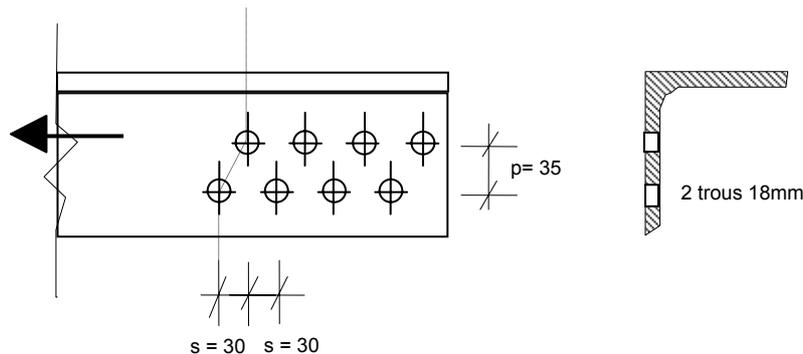
- la section brute avec déduction des trous non disposés en quinconce

$$- A_g - t \left(nd_0 - \sum \frac{s^2}{4p} \right)$$

Déduction des trous non disposés en quinconce :

$$A_g - td_0 = 1915 - 10 \times 18 = 1735 \text{ mm}^2$$

Aire de la section nette passant par deux trous en quinconce, $n=2$, $s = 30 \text{ mm}$ et $p = 35 \text{ mm}$: § 4.6.4



$$\begin{aligned} A_{net} &= A_g - t \left(nd_0 - \sum \frac{s^2}{4p} \right) = 1915 - 10 \left((2 \times 18) - \frac{30^2}{4 \times 35} \right) \\ &= 1915 - 10(36 - 6,4) = 1619 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

Donc : $A_{net} = 1619 \text{ mm}^2$



Affaire n°		Page	3 sur 7	Rév	B
Nom Affaire Projet de valorisation CECA : Utilisation de l'INOX					
Sujet Exemple 6 – Assemblage boulonné					
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Oct. 2002	
	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Le coefficient de réduction pour une cornière attachée par une aile avec une seule file de boulons peut être utilisé, ce qui place du côté de la sécurité. Par interpolation pour plus de trois boulons sur une file : $\beta_3 = 0,57$.

Résistance ultime de calcul de la section nette de la cornière :

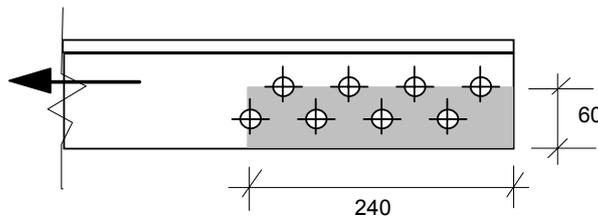
$$N_{u,Rd} = \frac{\beta_3 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{0,57 \times 1619 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 391,3 \text{ kN}$$

Tableau 6.1

§ 6.2.3
Éq. 6.8

Résistance de calcul de la cornière au cisaillement de bloc

Pour le cisaillement de bloc, au lieu des expressions de l'EN 1993-1-1, on a pris ici celles de l'EN 1993-1-8 qui traite explicitement le cas des cornières.



Résistance de calcul au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme étant en quinconce :

$$V_{eff,2,Rd} = \frac{0,5 f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}}$$

$$= \frac{0,5 \times 530 \times (60 - 18) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (240 - 4 \times 18) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3} = 89 + 194 = 283 \text{ kN}$$

EN 1993-1-8,
Clause
3.10.2(3)
Éq. 3.10

Résistance de calcul au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme n'étant pas en quinconce :

$$V_{eff,2,Rd} = \frac{0,5 f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}}$$

$$= \frac{0,5 \times 530 \times (60 - 18 - 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (240 - 3 \times 18 - 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3}$$

$$= 70 + 204 = 274 \text{ kN}$$

EN 1993-1-8,
Clause
3.10.2(2)
Éq. 3.9

Résistance de calcul de la section brute du gousset

Aire de la section brute vers l'extrémité de la cornière :

$$A_g = 10 \times (100 + 70 + 70) = 2400 \text{ mm}^2$$

Résistance plastique de calcul :

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{2400 \times 220}{1,1 \times 10^3} = 480 \text{ kN}$$

§ 4.7.2

Éq. 4.22



Affaire n°	Page	4 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 6 – Assemblage boulonné			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Oct. 2002
	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

Résistance de calcul de la section nette du gousset

Aire de la section transversale nette vers l'extrémité de la cornière (où la charge appliquée est la plus grande) passant par un trou placé non symétriquement dans un élément de largeur $b = 100 + 70 + 70 = 240$ mm :

$$A_{net} = A_g - d_0 t = 2400 - 18 \times 10 = 2220 \text{ mm}^2$$

Aire de la section transversale nette vers l'extrémité de la cornière passant par deux trous en quinconce, avec $s = 30$ mm et $p = 35$ mm :

$$A_{net} = A_g - 2d_0 t + \frac{s^2 t}{4p} = 2400 - 2 \times 18 \times 10 + \frac{30^2 \times 10}{4 \times 35}$$

$$= 2400 - 360 + 64 = 2104 \text{ mm}^2$$

Par conséquent : $A_{net} = 2104 \text{ mm}^2$

Résistance ultime de calcul de la section transversale nette du gousset vers l'extrémité de la cornière :

$$N_{u,Rd} = \frac{k_r A_{net} f_u}{\gamma_{M2}}$$

Coefficient de réduction k_r :

$$k_r = [1 + 3r(d_0 / u - 0,3)] \text{ but } < 1,0$$

$$u = 2e_2 \leq p_2 \text{ donc, } u = 35 \text{ mm}$$

$$k_r = \left[1 + 2 \times \frac{2}{8} \times \left(\frac{18}{35} - 0,3 \right) \right] = 1,16 > 1,0$$

Prenons $k_r = 1,0$

$$N_{u,Rd} = \frac{1,0 \times 2104 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 892,1 \text{ kN}$$

Il peut être judicieux de vérifier la résistance des sections nettes à différents endroits le long du gousset.

Section transversale au niveau du 1^{er} trou de boulon près de l'extrémité du gousset

(où : $b = 100 + 30/240 \times 140 = 117,5$ mm)

$$A_{net} = A_g - d_0 t = 117,5 \times 10 - 18 \times 10 = 995 = 995 \text{ mm}^2$$

Cette section transversale doit être capable de transmettre le chargement d'un boulon.

Résistance ultime de calcul de la section :

$$N_{u,Rd} = \frac{k_r A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{1,0 \times 995 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 421,88 \text{ kN}$$

§ 4.7.2

Éq. 4.23

Éq. 4.24

§ 4.6.4

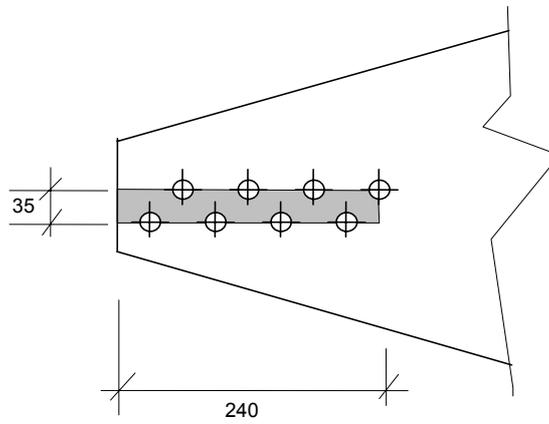
Éq. 4.23



Affaire n°	Page	5 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 6 – Assemblage boulonné			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Oct. 2002
	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

Il apparaît évident qu'il n'y a pas lieu de vérifier d'autres sections transversales du gousset car le chargement appliqué ne peut pas dépasser la résistance de calcul de la cornière elle-même qui est inférieure à la valeur ci-dessus.

Résistance de calcul du gousset au cisaillement de bloc



Résistance de calcul au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme étant en quinconce :

$$\begin{aligned}
 V_{\text{eff},1,\text{Rd}} &= \frac{f_u A_{\text{nt}}}{\gamma_{\text{M2}}} + \frac{f_y A_{\text{nv}}}{\sqrt{3} \gamma_{\text{M0}}} \\
 &= \frac{530 \times (35 - 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (240 - 4 \times 18 + 240 - 3 \times 18 - 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3} \\
 &= 110,2 + 398,4 = 508,6 \text{ kN}
 \end{aligned}$$

EN 1993-1-8,
Clause
3.10.2(2)
Éq. 3.9

Résistance de calcul au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme n'étant pas en quinconce :

$$\begin{aligned}
 V_{\text{eff},1,\text{Rd}} &= \frac{f_u A_{\text{nt}}}{\gamma_{\text{M2}}} + \frac{f_y A_{\text{nv}}}{\sqrt{3} \gamma_{\text{M0}}} \\
 &= \frac{530 \times (35 - 2 \times 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (2 \times 240 - 6 \times 18 - 2 \times 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3} \\
 &= 72,1 + 408,8 = 480,9 \text{ kN}
 \end{aligned}$$

EN 1993-1-8,
Clause
3.10.2(2)
Éq. 3.9

Résistance de calcul des boulons au cisaillement

Les boulons sont soumis au cisaillement dans un seul plan. Le plan de cisaillement est supposé être dans la partie fileté de chaque boulon.
donc, $\alpha = 0,5$

Aire de la section résistante du boulon M16 : $A_s = 157 \text{ mm}^2$

Résistance de calcul au cisaillement du boulon M16 de classe 50 de section résistante $A_s = 157 \text{ mm}^2$:

§ 6.2.4



Affaire n°	Page	6 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 6 – Assemblage boulonné			
Client	Rédigé par	IR	Date	Oct. 2002
CECA	Vérfié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0,5 \times 500 \times 157}{1,25 \times 10^3} = 31,4 \text{ kN}$$

Éq. 6.9

Résistance de calcul du groupe de boulons au cisaillement : $n_b F_{v,Rd} = 8 \times 31,4 = 251,2 \text{ kN}$

Résistance de calcul des boulons et des pièces attachées en pression diamétrale

§ 6.2.3

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_{u,red} dt}{\gamma_{M2}}$$

Éq. 6.2

Résistance de calcul de la plaque de 10 mm d'épaisseur à la pression diamétrale du boulon M16 d'extrémité, avec une pince longitudinale $e_1 = 30 \text{ mm}$, une pince transversale $e_2 = 25 \text{ mm}$ ($> 1,2d_0 = 21,6 \text{ mm}$), un pas $p_1 = 60 \text{ mm}$ et un entraxe entre files $p_2 = 35 \text{ mm}$.

Déformations sous les charges à l'état limite de service : la résistance réduite en pression diamétrale $f_{u,red}$ est utilisée ici pour éviter des déformations excessives des trous de boulons

Éq. 6.1

$$f_{u,red} = 0,5f_y + 0,6f_u \leq f_u$$

$$0,5 \times 220 + 0,6 \times 530 = 428 \text{ MPa} < f_u$$

$$\alpha_d = \frac{e_1}{3d_0} = \frac{30}{3 \times 18} = 0,556$$

Coefficient de réduction pour le boulon de rive (le plus proche des extrémités), où $e_1 = 30 \text{ mm}$, $p_1 = 60 \text{ mm}$:

$$\alpha_b = \min(\alpha_d; f_{ub} / f_{u,red}; 1,0)$$

$$= \min(0,556; 500/428 = 1,17; 1,0) = 0,556$$

$$k_1 = \min\left(2,8\left(\frac{e_2}{d_0}\right) - 1,7; 2,5\right)$$

$$= \min\left(2,8\left(\frac{25}{18}\right) - 1,7 = 2,2; 2,5\right) = 2,2$$

Le boulon lui même n'est pas critique en pression diamétrale, car : $f_{ub}/f_{ur} = 500/428 = 1,17 > 1,0$

Résistance de calcul en pression diamétrale pour le boulon de rive :

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_{u,red} dt}{\gamma_{M2}} = \frac{2,2 \times 0,556 \times 428 \times 16 \times 10}{1,25 \times 10^3} = 67,0 \text{ kN}$$

Éq. 6.2

Résistance de calcul de l'assemblage en pression diamétrale : $n_b F_{b,Rd} = 8 \times 67,0 = 536 \text{ kN}$

Note : le mode de ruine critique pour tous les boulons est le cisaillement.



**Centre Technique
Industriel de la
Construction Métallique**

102, Route de Limours
F-78471 St-Rémy-Lès-Chevreuse Cedex
France
Tel : +33 (0)1 30 85 25 00
Fax : +33 (0)1 30 52 75 38

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	Page	7 sur 7	Rév	B
Nom Affaire	Projet de valorisation CECA : Utilisation de l'INOX			
Sujet	Exemple 6 – Assemblage boulonné			
Client CECA	Rédigé par	IR	Date	Oct. 2002
	Vérifié par	FH/NB	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

Résistance de calcul de l'assemblage à l'État Limite Ultime

La plus petite valeur de résistance de calcul trouvée est celle qui correspond au cisaillement de bloc de l'aile attachée de la cornière :

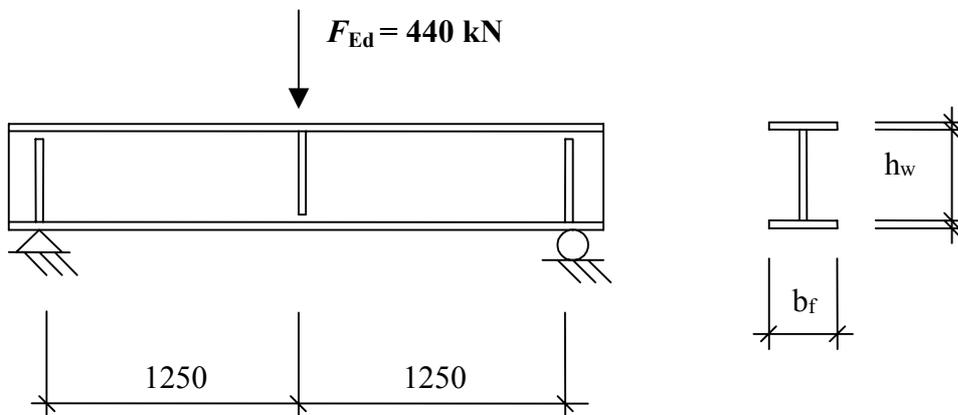
La résistance de calcul au cisaillement de bloc de cette aile attachée est : $N_{Rd} = V_{\text{eff},2,Rd} = 274 \text{ kN}$

Page 3

Affaire n°	Page	1 sur 6	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 7 – Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée			
Client CECA	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
	Vérifié par	AT	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

EXEMPLE DE CALCUL N°7 – RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT D'UNE POUTRE EN I RECONSTITUÉE SOUDÉE

Dimensionner une poutre à âme pleine vis-à-vis de sa résistance au cisaillement. Cette poutre à section transversale en I est simplement appuyée. Sa portée est représentée sur la figure ci-dessous. La semelle supérieure est maintenue au déversement.



La poutre est réalisée avec un acier inoxydable de nuance 1.4462 laminé à chaud.

$$f_y = 460 \text{ MPa}$$

$$E = 200\,000 \text{ MPa}$$

Prenons la section transversale suivante :

Semelles :	$12 \times 200 \text{ mm}^2$
Âme :	$4 \times 500 \text{ mm}^2$
Raidisseurs :	$12 \times 98 \text{ mm}^2$
Épaisseur de la gorge de soudure:	4 mm

Analyse structurale

Valeurs maximales de l'effort tranchant et du moment fléchissant :

$$V_{Ed} = \frac{F_{Ed}}{2} = \frac{440}{2} = 220 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = \frac{F_{Ed} L}{4} = \frac{440 \times 2,5}{4} = 275 \text{ kN.m}$$

Coefficients partiels

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

$$\gamma_{M1} = 1,1$$

Tableau 3.1
§ 3.2.4

Tableau 2.1

 Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University Campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	Page	2 sur 6	Rév	B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 7 – Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée				
	Client	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
CECA	Vérfié par	AT	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Classification de la section transversale

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235\ 200}{460\ 210}} = 0,698$$

Âme fléchie

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0,698} = 175 > 74,8, \text{ par conséquent l'âme est de Classe 4.}$$

Semelle comprimée

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0,698} = 11,0 \leq 11,0, \text{ la semelle comprimée est donc de Classe 3.}$$

Par conséquent, la section transversale est de Classe 4.

Résistance au cisaillement

La vérification de la résistance au voilement par cisaillement est requise lorsque

$$h_w / t_w \geq \frac{23}{\eta} \varepsilon \sqrt{k_\tau} \text{ pour les âmes raidies transversalement.}$$

$$a/h_w = 1250/500 > 1, \text{ donc}$$

$$k_\tau = 5,34 + 4 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 = 5,34 + 4 \left(\frac{500}{1250} \right)^2 = 5,98$$

L'EN 1993-1-4 recommande la valeur $\eta = 1,2$

$$h_w/t_w = \frac{500}{4} = 125 \geq \frac{23}{1,2} 0,698 \sqrt{5,98} = 32,7$$

La résistance au voilement par cisaillement doit donc être vérifiée. Elle est obtenue par :

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = \frac{1,2 \times 460 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1,1} = 579,47 \text{ kN}$$

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$$

$$\chi_w = \eta = 1,2 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w \leq 0,60/\eta = 0,5$$

$$\chi_w = 0,11 + \frac{0,64}{\bar{\lambda}_w} - \frac{0,05}{\bar{\lambda}_w^2} \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w > 0,60/\eta = 0,5$$

$$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{h_w}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \right)$$

$$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{500}{37,4 \times 4 \times 0,698 \times \sqrt{5,98}} \right) = 1,958 > 0,60/\eta = 0,5$$

§ 4.3

Tableau 4.2

Tableau 4.2

Tableau 4.2

§ 5.4.3

Éq. 5.16a

§ 5.4.3

Éq. 5.12a

Éq. 5.12b

Éq. 5.13a

Éq. 5.13b

Éq. 5.15

 Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University Campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	Page	3 sur 6	Rév	B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 7 – Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée				
	Client	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
CECA	Véifié par	AT	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

La contribution de l'âme est donc obtenue par :

$$\chi_w = 0,11 + \frac{0,64}{1,958} - \frac{0,05}{1,958^2} = 0,424$$

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = \frac{0,424 \times 460 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1,1} = 204,74 \text{ kN}$$

On peut prendre en compte la contribution des semelles si celles-ci ne sont pas entièrement mobilisées pour équilibrer le moment fléchissant. Le moment résistant d'une section transversale ramenée aux semelles seules est obtenue par :

$$M_{f,Rd} = 12 \times 200 \times \frac{460}{1,1} \times (500 + 12) = 513,86 \text{ kN.m}$$

$M_{f,Rd} > M_{Ed} = 275 \text{ kN.m}$, les semelles peuvent donc contribuer à la résistance au voilement par cisaillement.

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[1 - \left[\frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right]^2 \right]$$

$$c = a \left[0,17 + \frac{3,5 b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w h_w^2 f_{yw}} \right] \text{ mais } \frac{c}{a} \leq 0,65$$

$$= 1250 \times \left[0,17 + \frac{3,5 \times 200 \times 12^2 \times 460}{4 \times 500^2 \times 460} \right] = 338 \text{ mm} < 0,65 \times 1250 = 812 \text{ mm}$$

$$V_{bf,Rd} = \frac{200 \times 12^2 \times 460}{338 \times 1,1} \times \left[1 - \left[\frac{275}{513,86} \right]^2 \right] = 25,43 \text{ kN}$$

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} = 230,17 \text{ kN} \leq 579,47 \text{ kN}$$

Raidisseurs transversaux

Les raidisseurs transversaux doivent être vérifiés vis-à-vis de l'écrasement et du flambement par flexion en utilisant $\alpha = 0,49$ et $\bar{\lambda}_0 = 0,2$. La section efficace est alors composée du raidisseur lui-même et d'une partie de l'âme. La partie d'âme incluse dans la section transversale possède une largeur égale à $1 \varepsilon t_w$. Par conséquent, la section du raidisseur transversal est de Classe 3.

$a/h_w = 1250/500 = 2,5 \geq \sqrt{2}$, le moment d'inertie du raidisseur intermédiaire doit donc satisfaire à la condition :

$$I_{st} \geq 0,75 h_w t_w^3 = 0,75 \times 500 \times 4^3 = 24000 \text{ mm}^4$$

§ 5.4.3

Éq. 5.17

§ 5.4.5

Éq. 5.37

Éq. 5.37

 Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University Campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	Page	4 sur 6	Rév B	
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 7 – Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée				
	Client CECA	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
		Vérifié par	AT	Date	Oct. 2002
Révisé par		MEB	Date	Avril 2006	

$I_{st} = 2 \times \frac{(11 \times 0,698 \times 4) \times 4^3}{12} + \frac{12 \times 200^3}{12} = 8,00 \times 10^6 \text{ mm}^4$, la condition est donc satisfaite.

La résistance à l'écrasement est obtenue par :

$$N_{c,Rd} = A_s f_y / \gamma_{M0}$$

$$A_s = (12 \times 200 + 11 \times 0,698 \times 4 \times 2) = 2461,42 \text{ mm}^2$$

$$N_{c,Rd} = 2461,42 \times 460 / 1,1 = 1029,32 \text{ kN}$$

La résistance au flambement par flexion est obtenue par :

$$N_{b,Rd} = \chi A_s f_y / \gamma_{M1}$$

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

$$\varphi = 0,5 \left(1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_{yw}}{E}}$$

$$L_{cr} = 0,75 h_w = 0,75 \times 500 = 375 \text{ mm}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{375}{\sqrt{\frac{8 \times 10^6}{2461,42}}} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{460 \times 1}{200000}} = 0,100$$

$$\varphi = 0,5 \times \left(1 + 0,49 \times (0,100 - 0,2) + 0,100^2 \right) = 0,481$$

$$\chi = \frac{1}{0,481 + [0,481^2 - 0,100^2]^{0,5}} = 1,05 > 1 \Rightarrow \chi = 1,0$$

Puisque $N_{b,Rd} = N_{c,Rd} > N_{Ed}$, le dimensionnement des raidisseurs transversaux est satisfaisant.

Interaction flexion et cisaillement

Si la part d'utilisation de la résistance au cisaillement, exprimée par le facteur $\bar{\eta}_3$, dépasse 0,5, l'effet combiné de la flexion et du cisaillement doit être vérifié.

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1,0$$

$$\bar{\eta}_3 = \frac{220}{204,74} = 1,075 > 0,5, \text{ l'interaction doit donc être considérée.}$$

Éq. 4.25

Éq. 5.2a

Éq. 5.3

Éq. 5.4

Éq. 5.5a

§ 5.4.5

§ 5.4.3

Éq. 5.23

 Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University Campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	Page	5 sur 6	Rév B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox			
	Sujet Exemple 7 – Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée			
	Client	Rédigé par	AO	Date
CECA	Vérfié par	AT	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

La condition est :

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 \leq 1,0 \text{ for } \bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}$$

Éq. 5.21

où :

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}}$$

Éq. 5.22

Calcul des propriétés de la section efficace.

Les semelles sont de Classe 3 et donc pleinement efficaces.

L'âme doit être réduite par le coefficient de réduction ρ , pour une âme soudée.

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

Éq. 4.1a

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad \text{où } \bar{b} = d = 500 - 2 \times 4 \times \sqrt{2} = 488,68 \text{ mm}$$

Éq. 4.2

En supposant une distribution linéaire de contraintes sur la hauteur de l'âme et des valeurs opposées dans les fibres extrêmes,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$$

Tableau 4.3

$$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4 \times 0,698 \times \sqrt{23,9}} = 1,26$$

$$\rho = \frac{0,772}{1,26} - \frac{0,125}{1,26^2} = 0,534 \leq 1$$

$$b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi) = 0,534 \times 488,68 / (1 - (-1)) = 130,48$$

Tableau 4.3

$$b_{e1} = 0,4b_{eff} = 0,4 \times 130,48 = 52,19 \text{ mm}$$

Tableau 4.3

$$b_{e2} = 0,6b_{eff} = 0,6 \times 130,48 = 78,29 \text{ mm}$$

Calcul du module de la section efficace en flexion.

e_i est compté positif vers le bas, à partir du centre de gravité de la semelle supérieure.

$$A_{eff} = \sum_i A_i = b_f t_f \times 2 + b_{e1} t_w + b_{e2} t_w + (h_w / 2) t_w = 6321,92 \text{ mm}^2$$

$$e_{eff} = \frac{1}{A_{eff}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{eff}} [b_f t_f (0) + b_f t_f (h_w + t_f)] + [b_{e1} t_w (0,5(b_{e1} + t_f)) + b_{e2} t_w (0,5(h_w + t_f) - b_{e2} / 2) + (h_w / 2) t_w (0,75h_w + 0,5t_f)] = 266,44 \text{ mm}$$

Affaire n°	Page	6 sur 6	Rév	B
Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet Exemple 7 – Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstruite soudée				
Client CECA	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
	Vérifié par	AT	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

$$I_{\text{eff}} = \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_f t_f^3}{12} + \frac{t_w b_{e1}^3}{12} + \frac{t_w b_{e2}^3}{12} + \frac{t_w (h_w / 2)^3}{12} + b_f t_f (e_{\text{eff}} - 0)^2 + b_f t_f [e_{\text{eff}} - (h_w + t_f)]^2 + b_{e1} t_w [e_{\text{eff}} - 0,5(b_{e1} + t_f)]^2 + b_{e2} t_w [e_{\text{eff}} - 0,5(h_w + t_f + b_{e2})]^2 + (h_w / 2) t_w [e_{\text{eff}} - (0,75 h_w + 0,5 t_f)]^2$$

$$= 3,459 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{\text{Ed}}}{M_{\text{pl,Rd}}}$$

$$M_{\text{f,Rd}} = 513,86 \text{ kN.m (page 3)}$$

$M_{\text{pl,Rd}}$ est la résistance plastique de la section transversale.

$$M_{\text{pl,Rd}} = M_{\text{f,Rd}} + \frac{t_w h_w^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} = 513,86 + \frac{4 \times 500^2 \times 460}{4 \times 1,1 \times 10^6} = 618,40 \text{ kN.m}$$

Vérifications des conditions à remplir

$$M_{\text{Ed}} = 275 \text{ kN.m, d'où :}$$

$$\bar{\eta}_1 = \frac{275}{618,40} = 0,44 \leq 1,0 \text{ OK}$$

$\bar{\eta}_1$ remplit la condition.

Il reste maintenant à vérifier l'interaction.

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{\text{f,Rd}}}{M_{\text{pl,Rd}}}\right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 = 0,44 + \left(1 - \frac{513,86}{618,40}\right) ((2 \times 1,075) - 1)^2 = 0,664 < 1,0$$

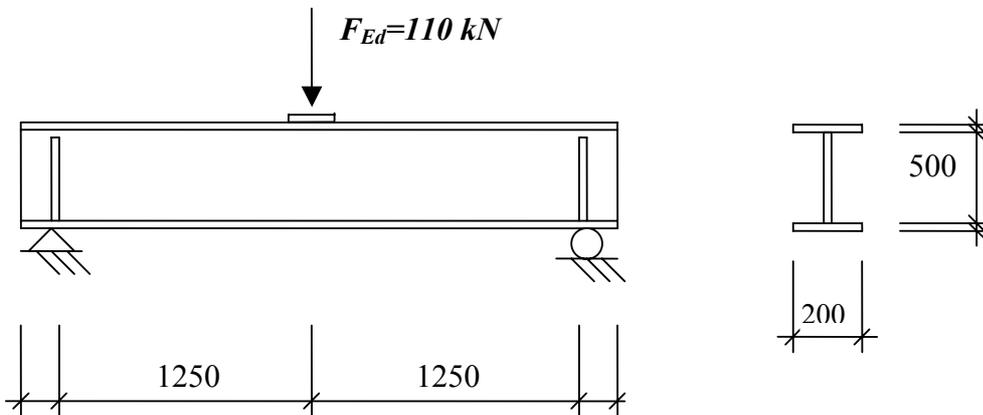
Il s'en suit donc que, pour les conditions données, la résistance de la poutre est satisfaite à la fois vis-à-vis du cisaillement, de la flexion et de l'interaction flexion-cisaillement.

Éq. 5.22

Affaire n°	Page	1 sur 6	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 8 – Résistance aux charges transversales concentrées			
Client CECA	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
	Vérifié par	AT	Date	Oct. 2002
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006

EXEMPLE DE CALCUL N°8 – RÉSISTANCE AUX CHARGES TRANSVERSALES CONCENTRÉES

Dans le cadre de travaux de réhabilitation, une poutre existante, conçue initialement pour résister à une charge uniformément répartie, est maintenant soumise à une charge transversale concentrée. Vérifier si la poutre est capable de résister à ce nouveau chargement appliqué par l'intermédiaire d'une plaque de 12 mm d'épaisseur. La poutre, à section en I, est simplement appuyée. La portée entre appuis est définie sur la figure ci-dessous. La semelle supérieure est maintenue au déversement.



Le matériau est un acier inoxydable de nuance 1.4462, laminé à chaud.

$$f_y = 460 \text{ MPa}$$

$$E = 200\,000 \text{ MPa}$$

Semelles : $12 \times 200 \text{ mm}^2$

Âme: $4 \times 500 \text{ mm}^2$

Raidisseurs: $12 \times 98 \text{ mm}^2$

Épaisseur de gorge de soudure : 4 mm

Analyse structurale

Valeurs maximales de l'effort tranchant et du moment fléchissant :

$$V_{Ed} = \frac{F_{Ed}}{2} = \frac{110}{2} = 55 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = \frac{F_{Ed}L}{4} = \frac{110 \times 2,5}{4} = 68,75 \text{ kN.m}$$

Coefficients partiels

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

$$\gamma_{M1} = 1,1$$

Tableau 3.1
§ 3.2.4

Tableau 2.1

 <p>Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913</p> <p>FEUILLE DE CALCUL</p>	Affaire n°	Page	2 sur 6	Rév	B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 8 – Résistance aux charges transversales concentrées				
	Client CECA	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
Vérfié par		AT	Date	Oct. 2002	
Révisé par		MEB	Date	Avril 2006	

Classification de la section transversale

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{460}} = 0,698$$

Âme fléchie

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0,698} = 175 > 74,8, \text{ par conséquent l'âme est de Classe 4}$$

Semelle comprimée

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0,698} = 11,0 \leq 11,0, \text{ la semelle comprimée est donc de Classe 3}$$

Par conséquent, la section transversale est de Classe 4.

Résistance à la charge transversale concentrée

Il convient que la charge de calcul ne dépasse pas la résistance de calcul, c'est-à-dire :

$$F_{Rd} = f_{yw} L_{eff} t / \gamma_{M1}$$

La longueur de résistance efficace L_{eff} est donnée par :

$$L_{eff} = \chi_F l_y$$

où le coefficient de réduction est :

$$\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1,0$$

avec un élancement réduit défini par :

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y t_w f_{yw}}{F_{cr}}}$$

La longueur chargée efficace est donnée par :

$$l_y = s_s + 2t_f (1 + \sqrt{m_1 + m_2})$$

où :

s_s est la longueur d'appui rigide et m_1 et m_2 sont des paramètres adimensionnels.

$$m_1 = \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w}$$

$$m_2 = 0,02 \left(\frac{h_w}{t_f} \right)^2 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_F > 0,5$$

$$m_2 = 0 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_F \leq 0,5$$

Pour se placer en sécurité, s_s est pris égal à deux fois l'épaisseur de la plaque transmettant l'effort transversal, c'est-à-dire 24 mm.

§ 4.3

Tableau 4.2

Tableau 4.2

Tableau 4.2

§ 5.4.4

Éq. 5.24

Éq. 5.32

Éq. 5.33

Éq. 5.27

Éq. 5.25

Éq. 5.26a

Éq. 5.26b

 <p>Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913</p> <p>FEUILLE DE CALCUL</p>	Affaire n°	Page	3 sur 6	Rév	B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 8 – Résistance aux charges transversales concentrées				
	Client CECA	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
Vérfié par		AT	Date	Oct. 2002	
Révisé par		MEB	Date	Avril 2006	

$m_1 = \frac{460 \times 200}{460 \times 4} = 50$	Éq. 5.25
$m_2 = 0,02 \times \left[\frac{500}{12} \right]^2 = 34,72, \text{ en supposant que } \bar{\lambda}_F > 0,5$	Éq. 5.26a
$l_y = 24 + 2 \times 12 \times \left[1 + \sqrt{50 + 34,72} \right] = 268,90 \text{ mm}$	Éq. 5.27
<p>La charge critique est obtenue par :</p> $F_{cr} = 0,9 k_F E \frac{I_w^3}{h_w}$ <p>où le coefficient de flambement dépend du type de chargement (ici type a).</p> $k_f = 6 + 2 \left[\frac{h_w}{a} \right]^2$ $= 6 + 2 \times \left[\frac{500}{2500} \right]^2 = 6,08$ $F_{cr} = 0,9 \times 6,08 \times 200000 \times \frac{4^3}{500} = 140,08 \text{ kN}$ $\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{268,90 \times 4 \times 460}{140,08 \times 10^3}} = 1,88 > 0,5, \text{ l'hypothèse est vérifiée.}$ $\chi_F = \frac{0,5}{1,88} = 0,266 \leq 1,0, \text{ OK}$ $L_{eff} = 0,266 \times 268,90 = 71,53 \text{ mm}$ $F_{Ed} = 110 \leq 460 \times 71,53 \times 4 / (1,1 \times 10^3) = 119,65 \text{ kN}$ <p>La résistance est donc supérieure à la charge.</p> <p>Interaction entre la charge concentrée et le moment fléchissant L'interaction entre la charge concentrée et le moment fléchissant est vérifiée conformément à la prEN 1993-1-5:2004.</p> $0,8 \times \eta_1 + \eta_2 \leq 1,4$ <p>où :</p> $\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{Ed} + N_{Ed} e_N}{f_y W_{eff} / \gamma_{M0}} \leq 1,0$	<p>Figure 5.4</p> <p>Éq. 5.34</p> <p>Éq. 5.33</p> <p>Éq. 5.32</p> <p>prEN 1993-1-5, Éq. 7.2</p> <p>prEN 1993-1-5, Éq. 4.14</p>

 Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	Page	4 sur 6	Rév	B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 8 – Résistance aux charges transversales concentrées				
	Client	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
CECA	Vérfié par	AT	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$\eta_2 = \frac{F_{Ed}}{f_{yw} L_{eff} t / \gamma_{M1}} \leq 1,0$$

prEN 1993-1-5, Éq. 6.14

Calcul des propriétés de la section efficace.

Les semelles sont de Classe 3 et donc pleinement efficaces.

L'âme doit être réduite par le coefficient de réduction ρ , pour une âme soudée.

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

Éq. 4.1a

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad \text{où : } b = d = 500 - 2 \times 4 \times \sqrt{2} = 488,68 \text{ mm}$$

Éq. 4.2

En supposant une distribution linéaire de contraintes sur la hauteur de l'âme et des valeurs opposées dans les fibres extrêmes,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$$

Tableau 4.3

$$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4 \times 0,698 \times \sqrt{23,9}} = 1,26$$

$$\rho = \frac{0,772}{1,26} - \frac{0,125}{1,26^2} = 0,534 \leq 1$$

$$b_{eff} = \rho b_e = \rho \bar{b} / (1 - \psi) = 0,534 \times 488,68 / (1 - (-1)) = 130,48$$

Tableau 4.3

$$b_{e1} = 0,4b_{eff} = 0,4 \times 130,48 = 52,19 \text{ mm}$$

Tableau 4.3

$$b_{e2} = 0,6b_{eff} = 0,6 \times 130,48 = 78,29 \text{ mm}$$

Calcul du module de section efficace en flexion.

e_i est compté positif vers le bas, à partir du centre de gravité de la semelle supérieure.

$$A_{eff} = \sum_i A_i = b_f t_f \times 2 + b_{e1} t_w + b_{e2} t_w + (h_w / 2) t_w = 6321,92 \text{ mm}^2$$

$$e_{eff} = \frac{1}{A_{eff}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{eff}} [b_f t_f (0) + b_f t_f (h_w + t_f)] + [b_{e1} t_w (0,5(b_{e1} + t_f)) + b_{e2} t_w (0,5(h_w + t_f) - b_{e2} / 2) + (h_w / 2) t_w (0,75h_w + 0,5t_f)] = 266,44 \text{ mm}$$

 Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	Page	5 sur 6	Rév	B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 8 – Résistance aux charges transversales concentrées				
	Client	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
CECA	Vérfié par	AT	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$I_{\text{eff}} = \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_f t_f^3}{12} + \frac{t_w b_{e1}^3}{12} + \frac{t_w b_{e2}^3}{12} + \frac{t_w (h_w / 2)^3}{12} + b_f t_f (e_{\text{eff}} - 0)^2 + b_f t_f [e_{\text{eff}} - (h_w + t_f)]^2 + b_{e1} t_w [e_{\text{eff}} - 0,5(b_{e1} + t_f)]^2 + b_{e2} t_w [e_{\text{eff}} - 0,5(h_w + t_f + b_{e2})]^2 + (h_w / 2) t_w [e_{\text{eff}} - (0,75 h_w + 0,5 t_f)]^2$$

$$= 3,459 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

$$W_{\text{eff}} = \frac{I_{\text{eff}}}{e_{\text{eff}} + 0,5 t_f} = 1,270 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

$$\eta_1 = \frac{68,75 \times 10^6}{460 \times 1,270 \times 10^6 / 1,1} = 0,129$$

$$\eta_2 = \frac{110}{119,63} = 0,920$$

$$0,8 \times \eta_1 + \eta_2 = 0,8 \times 0,129 + 0,920 = 1,023 < 1,4$$

La résistance de la poutre pour l'interaction entre la charge concentrée et le moment fléchissant est donc satisfaisante.

Résistance au cisaillement

§ 5.4.3

Pour des âmes non raidies, la vérification de la résistance au voilement par cisaillement est

requis lorsque $h_w / t_w \geq \frac{52}{\eta} \varepsilon$.

$$h_w / t_w = \frac{500}{4} = 125 \geq \frac{52}{1,2} \times 0,698 = 30,2$$

La résistance au voilement par cisaillement doit donc être vérifiée. Elle est obtenue par :

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$$

Éq. 5.12a

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\gamma_{M1} \sqrt{3}}$$

Éq. 5.12b

$$\chi_w = \eta = 1,2 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w \leq 0,60 / \eta = 0,5$$

Éq. 5.13a

$$\chi_w = 0,11 + \frac{0,64}{\bar{\lambda}_w} - \frac{0,05}{\bar{\lambda}_w^2} \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w > 0,50$$

Éq. 5.13b

$$\bar{\lambda}_w = \left(\frac{h_w}{86,4 t_w \varepsilon} \right) = \left(\frac{500}{86,4 \times 4 \times 0,698} \right) = 2,072 > 0,5$$

Éq. 5.14

$$\chi_w = 0,11 + \frac{0,64}{2,072} - \frac{0,05}{2,072^2} = 0,407$$

 Department of Civil and Mining Engineering Division of Steel Structures, University campus, SE-971 87 Luleå, Sweden Tel: +46 920 91 000 Fax: +46 920 91 913 FEUILLE DE CALCUL	Affaire n°	Page	6 sur 6	Rév	B
	Nom Affaire Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 8 – Résistance aux charges transversales concentrées				
	Client	Rédigé par	AO	Date	Juin 2002
CECA	Vérfié par	AT	Date	Oct. 2002	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

On peut prendre en compte la contribution due aux semelles si celles-ci ne sont pas entièrement mobilisées pour équilibrer le moment fléchissant. Cependant, cette contribution est faible et ici, on se place en sécurité en la négligeant, c'est-à-dire que :

$$V_{bf,Rd} = 0.$$

La résistance au voilement par cisaillement peut être calculée par :

$$V_{bw,Rd} = \frac{0,407 \times 460 \times 500 \times 4}{1,1 \times \sqrt{3}} = 196,53 \text{ kN} > V_{Ed} = 55 \text{ kN}$$

La résistance de la poutre au cisaillement est donc satisfaisante.

Interaction cisaillement et flexion

Si $\bar{\eta}_3$ est supérieur à 0,5, il convient de minorer la résistance au moment fléchissant et à l'effort axial pour prendre en compte l'influence de l'effort tranchant.

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1,0$$

$$= \frac{55}{196,53} = 0,280 \leq 0,5, \text{ donc l'interaction n'a pas à être considérée.}$$

Éq. 5.23

Remarque finale

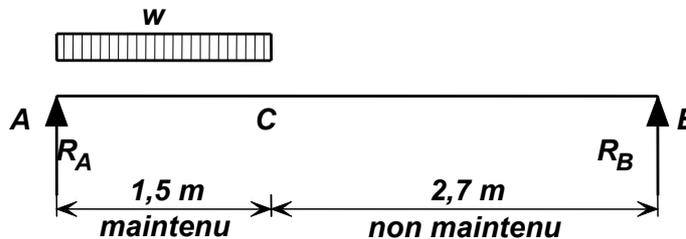
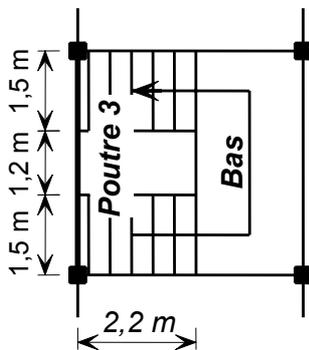
La résistance de la poutre excède la charge imposée. A noter que les raidisseurs verticaux au droit des supports n'ont pas été vérifiés. Il conviendrait de le faire conformément à la procédure explicitée dans l'Exemple de calcul n° 7.



Affaire n°	OSM 466	Feuille	1 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

EXEMPLE DE CALCUL N°9 – POUTRE AVEC SEMELLE COMPRIMÉE NON MAINTENUE

Calculer une poutre de support d'escalier. La poutre en appui simple au droit des poteaux a une section en C. La volée d'escalier s'appuie en continu entre les points A et C : ceci assure un maintien de la semelle supérieure de cette partie de la poutre. La semelle supérieure n'est pas maintenue entre les points C et B. La longueur totale de travée est prise égale à 4,2 m.



Actions

On suppose que la poutre ne supporte que la charge de la première volée d'escalier jusqu'au palier :

Actions permanentes (G) : Charge sur les marches $1,0 \text{ kN/m}^2 = (1,0 \times 2,2) = 2,2 \text{ kN/m}$
Poids propre de la poutre $0,13 \text{ kN/m}$

Actions variables (Q) : Charge sur les marches $4 \text{ kN/m}^2 = (4,0 \times 2,2) = 8,8 \text{ kN/m}$

Cas de chargement à considérer (état limite ultime) :

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i}$$

Éq. 2.3

Comme il y a une seule action variable ($Q_{k,1}$), le dernier terme n'est pas à considérer ici.

$$\gamma_{G,j} = 1,35 \text{ (effets défavorables)}$$

$$\gamma_{Q,1} = 1,5$$

§ 2.3.2

Actions pondérées :

$$\text{Action permanente : Charge sur les marches} = 1,35 \times 2,2 = 2,97 \text{ kN/m}$$

$$\text{Poids propre de la poutre} = 1,35 \times 0,13 = 0,17 \text{ kN/m}$$

$$\text{Action variable : Charge sur les marches} = 1,5 \times 8,8 = 13,2 \text{ kN/m}$$

Analyse structurale

Réactions d'appuis :

$$\begin{aligned} R_A + R_B &= (2,97 + 13,2) \times 1,5 + 0,17 \times 4,2 \\ &= 24,97 \text{ kN} \end{aligned}$$



Affaire n°	OSM 466	Feuille	2 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérifié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

En prenant les moments par rapport au point *A*

$$R_B = \frac{1,5 \times 16,17 \times 0,75 + 0,17 \times 4,2 \times (4,2/2)}{4,2} = 4,69 \text{ kN}$$

$$\Rightarrow R_A = 24,97 - 4,69 = 20,28 \text{ kN}$$

Le moment fléchissant maximum se trouve à une distance de $1,5 \left(1 - \frac{1,5}{2 \times 4,2} \right) = 1,23 \text{ m}$

du point *A*

$$M_{\max} = 20,28 \times 1,23 - 16,17 \times \frac{1,23^2}{2} - 0,17 \times \frac{1,23^2}{2} = 12,58 \text{ kN.m}$$

Le cisaillement maximal est situé au point *A* :

$$F_{Sd} = 20,28 \text{ kN}$$

Caractéristiques du matériau

L'acier inoxydable utilisé est de nuance 1.4401

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % = 220 MPa

Prenons $f_y = 220 \text{ MPa}$

$E = 200\,000 \text{ MPa}$ et $G = 76\,900 \text{ MPa}$

Tableau 3.1

§ 3.2.4

§ 3.2.4

Vérifions une section en C de dimensions 200×75 et d'épaisseur = 5 mm

Caractéristiques de la section transversale

$$I_y = 9,456 \times 10^6 \text{ mm}^4 \quad W_{el,y} = 94,56 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$I_z = 0,850 \times 10^6 \text{ mm}^4 \quad W_{pl,y} = 112,9 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$I_w = 5085 \times 10^6 \text{ mm}^4 \quad A_g = 1650 \text{ mm}^2$$

$$I_t = 1,372 \times 10^4 \text{ mm}^4$$

Classification de la section transversale

$$\varepsilon = 1,01$$

Supposons, en se plaçant en sécurité, que pour l'âme : $c = h - 2t = 200 - 10 = 190 \text{ mm}$

L'âme est soumise à la flexion, donc : $\frac{c}{t} = \frac{190}{5} = 38$

Tableau 4.2

Tableau 4.2

Pour la Classe 1, $\frac{c}{t} \leq 56\varepsilon$, l'âme est donc de Classe 1

La semelle en console est soumise à la compression, donc : $\frac{c}{t} = \frac{75}{5} = 15$

Tableau 4.2



Affaire n°	OSM 466	Feuille	3 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérifié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Pour la Classe 3, $\frac{c}{t} \leq 11,9\varepsilon = 12,0$, la semelle en console est donc de Classe 4

Par conséquent, la section transversale est de Classe 4.

Caractéristiques de la section efficace

Calcul du facteur de réduction ρ pour les parois en console formées à froid

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,231}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

Éq. 4.1b

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad \text{où : } \bar{b} = c = 75 \text{ mm}$$

Éq. 4.2

En supposant une distribution uniforme de contraintes dans la semelle comprimée,

Tableau 4.4

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

Tableau 4.4

$$\bar{\lambda}_p = \frac{75/5}{28,4 \times 1,01 \times \sqrt{0,43}} = 0,797$$

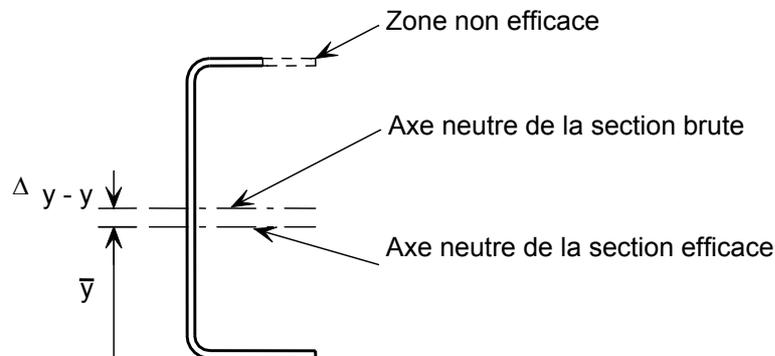
$$\rho = \frac{1}{0,797} - \frac{0,231}{0,797^2} = 0,891$$

$$c_{\text{eff}} = 0,891 \times 75 = 66,8 \text{ mm}$$

Tableau 4.4

$$A_{\text{eff}} = A_g - (1 - \rho)ct = 1650 - (1 - 0,891) \times 75 \times 5 = 1609 \text{ mm}^2$$

Calcul du décalage de l'axe neutre de la section soumise à la flexion :



$$\bar{y} = \frac{A_g \times \frac{h}{2} - (1 - \rho) \times c \times t \times \left(h - \frac{t}{2} \right)}{A_{\text{eff}}} = \frac{1650 \times \frac{200}{2} - (1 - 0,891) \times 75 \times 5 \times \left(200 - \frac{5}{2} \right)}{1609}$$



**The Steel
Construction
Institute**

Silwood Park, Ascot, Berks SL5 7QN
Telephone : (01344) 623345
Fax : (01344) 622944

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	OSM 466	Feuille	4 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$\bar{y} = 97,53 \text{ mm}$$

$$\text{Décalage de l'axe neutre, } \Delta_{y-y} = \frac{h}{2} - \bar{y} = \frac{200}{2} - 97,53 = 2,47 \text{ mm}$$

Calcul de $I_{\text{eff},y}$:

$$I_{\text{eff},y} = \left(I_y - \frac{(1-\rho)ct^3}{12} - (1-\rho)ct \left(\frac{h-t}{2} \right)^2 - A_{\text{eff}} \Delta_{y-y}^2 \right)$$

$$I_{\text{eff},y} = 9,456 \times 10^6 - \frac{(1-0,891) \times 75 \times 5^3}{12} - (1-0,891) \times 75 \times 5 \times (100-2,5)^2 - 1609 \times 2,47^2$$

$$= 9,06 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{\text{eff},y} = \frac{I_{\text{eff},y}}{\frac{h}{2} + \Delta_{y-y}} = \frac{9,06 \times 10^6}{\frac{200}{2} + 2,47} = 88,4 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

Traînage de cisaillement

Le traînage de cisaillement peut être négligé à condition de vérifier $b_0 \leq L_e/50$ pour les parois en console.

$$L_e = \text{distance entre les points de moment nul} = 4200 \text{ mm}$$

$$L_e/50 = 84 \text{ mm}, \quad b_0 = 75 \text{ mm}, \text{ le traînage de cisaillement peut donc être négligé ici.}$$

Déformation transversale des semelles

$$u = \frac{2\sigma_a^2 b_s^4}{E^2 t^2 z}$$

σ_a = contrainte longitudinale moyenne dans la semelle = 220 MPa (valeur maximale possible)

$$b_s = (75 - 5) = 70 \text{ mm}$$

$$z = (100 - 2,5) = 97,5 \text{ mm}$$

$$\text{Donc : } u = \frac{2 \times 220^2 \times 70^4}{200000^2 \times 5^2 \times 97,5} = 0,024 \text{ mm}$$

La déformation transversale des semelles peut être négligée si : $u < 0,05 \times 200 = 10 \text{ mm}$

Ainsi, la déformation transversale des semelles est négligée ici.

§ 4.4.2

§ 4.4.3
prEN 1993-1-3 :2004
Clause 5.4(2)
Éq. 5.3a

prEN 1993-1-3 :2004
Clause 5.4(1)



Affaire n°	OSM 466	Feuille	5 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérifié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Coefficients partiels

Les coefficients partiels suivants sont utilisés tout au long de cet exemple :

$$\gamma_{M0} = 1,1 \text{ et } \gamma_{M1} = 1,1$$

Tableau 2.1

Résistance de la section transversale à la flexion

Pour une section de Classe 4 :

$$M_{c,Rd} = W_{eff,min} f_y / \gamma_{M0}$$

§ 4.7.4

$$M_{c,Rd} = \frac{88,4 \times 10^3 \times 220}{1,1 \times 10^6} = 17,7 \text{ kN.m}$$

Éq. 4.29

Moment sollicitant de calcul = 12,58 kN.m, donc la résistance de la section transversale à la flexion est satisfaisante.

Résistance de la section transversale au cisaillement

§ 4.7.5

$$V_{pl,Rd} = A_v (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{M0}$$

Éq. 4.30

$$A_v = h \times t = 200 \times 5 = 1000 \text{ mm}^2$$

$$V_{Rd} = \frac{1000 \times 220}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 1000} = 115,5 \text{ kN}$$

L'effort tranchant de calcul est = 20,28 kN, donc la résistance de la section transversale au cisaillement est satisfaisante.

On vérifie que la résistance au cisaillement n'est pas limitée par le voilement par cisaillement.

On suppose que : $h_w = h - 2t = 200 - 10 = 190 \text{ mm}$

$$\frac{h_w}{t} = \frac{190}{5} = 38, \text{ il y a besoin de vérifier la résistance au voilement par cisaillement}$$

§ 5.4.3

$$\text{lorsque : } \frac{h_w}{t} \geq \frac{52\varepsilon}{\eta} = 43,2\varepsilon$$

Ainsi, la résistance au cisaillement n'est pas limitée par le voilement par cisaillement.

Résistance au déversement

§ 5.4.2

La semelle comprimée de la poutre n'est pas maintenue vis-à-vis du déversement entre les points B et C. On vérifie ce tronçon de poutre au déversement.

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_{eff,y} f_y / \gamma_{M1} \text{ pour une section transversale de Classe 4}$$

Éq. 5.8

$$W_{eff,y} = 88,4 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

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

Éq. 5.9

$$\varphi_{LT} = 0,5 \left(1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right)$$

Éq. 5.10



**The Steel
Construction
Institute**

Silwood Park, Ascot, Berks SL5 7QN
Telephone : (01344) 623345
Fax : (01344) 622944

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	OSM 466	Feuille	6 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérifié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}}$$

Détermination du moment critique de déversement (M_{cr})

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left(\left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2 \right]^{1/2} - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right)$$

C est un appui libre, tandis que B s'approche de l'encastrement. On considère le cas le plus défavorable, on prend donc :

$$k_z = k_w = 1,0.$$

C_1, C_2 et C_3 sont déterminés en considérant le diagramme du moment fléchissant et les conditions d'appuis.

Du diagramme de moment fléchissant, on tire $\psi = 0$

$$\Rightarrow C_1 = 1,77, C_2 = 0 \text{ et } C_3 = 1,00$$

$z_j = 0$ pour une section transversale à semelles égales

$$M_{cr} = 1,77 \times \frac{\pi^2 \times 200000 \times 0,850 \times 10^6}{(1,00 \times 2700)^2} \times \left(\left[\left(\frac{1,00}{1,00} \right)^2 \frac{5085 \times 10^6}{0,850 \times 10^6} + \frac{(1,00 \times 2700)^2 \times 76900 \times 1,372 \times 10^4}{\pi^2 \times 200000 \times 0,850 \times 10^6} \right]^{0,5} \right)$$

$$M_{cr} = 41,9 \text{ kN.m}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{88,4 \times 10^3 \times 220}{41,9 \times 10^6}} = 0,68$$

En utilisant le facteur d'imperfection $\alpha_{LT} = 0,34$ pour les sections formées à froid :

$$\varphi = 0,5 \left(1 + 0,34(0,68 - 0,4) + 0,68^2 \right) = 0,779$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{0,779 + [0,779^2 - 0,68^2]^{0,5}} = 0,863$$

$$M_{b,Rd} = 0,863 \times 88,4 \times 10^3 \times 220 \times 10^{-6} / 1,1 = 15,3 \text{ kN.m}$$

Du diagramme de moment fléchissant, on déduit que le moment maximum dans la partie non-maintenue de la poutre = 12,0 kN.m.

Donc, la poutre a une résistance au déversement suffisante.

Éq. 5.11

Annexe B

§ B.1

Tableau B.1

Éq. 5.11

§ 5.4.2



**The Steel
Construction
Institute**

Silwood Park, Ascot, Berks SL5 7QN
Telephone : (01344) 623345
Fax : (01344) 622944

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	OSM 466	Feuille	7 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Flèches

Cas de charge (état limite de service) : $\sum_{j \geq 1} G_{k,j} + Q_{k,1} + \sum_{i \geq 1} \psi_{0,i} Q_{k,i}$

Comme il y a une seule action variable ($Q_{k,1}$), le dernier terme n'est pas à considérer ici.
Le module sécant est utilisé dans le calcul des flèches. Il est donc nécessaire de trouver la contrainte maximale pour les actions permanentes et variables non-pondérées.

$$\text{Module sécant : } E_s = \left(\frac{E_{S1} + E_{S2}}{2} \right),$$

où :

$$E_{s,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left(\frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} \text{ et } i = 1,2$$

L'analyse de structure a permis d'obtenir ce qui suit :

- Moment maximal dû aux actions permanentes = 1,90 kN.m
- Moment maximal dû aux actions imposées = 6,68 kN.m
- Moment total dû aux actions non pondérées = 8,58 kN.m

La section est de Classe 4, donc W_{eff} est utilisé pour le calcul de la contrainte maximale dans la poutre.

Supposons, en se plaçant en sécurité, que les contraintes dans les semelles tendue et comprimée sont approximativement égales, c'est-à-dire $E_{S1} = E_{S2}$.

Les constantes suivantes sont utilisées pour déterminer les modules sécants :

Pour l'acier inoxydable de nuance 1.4401, n (direction longitudinale) = 7,0

Contrainte maximale à l'état limite de service :

$$\sigma_{i,Ed,ser} = \frac{M_{max}}{W_{eff,y}} = \frac{8,58 \times 10^6}{88,4 \times 10^3} = 97,1 \text{ MPa}$$

$$E_{s,i} = \frac{200000}{1 + 0,002 \times \frac{200000}{97,1} \times \left(\frac{97,1}{220} \right)^7} = 197\,348 \text{ MPa}$$

La flèche maximale due aux charges partiellement réparties se produit à une distance égale à environ 1,9 m de l'appui A.

La flèche à une distance x de l'appui A due à la charge partiellement répartie s'étendant sur une longueur, a , à partir de cet appui est donnée par les formules suivantes :

§ 5.4.6
Éq. 2.8

Annexe C

Tableau C.1



**The Steel
Construction
Institute**

Silwood Park, Ascot, Berks SL5 7QN
Telephone : (01344) 623345
Fax : (01344) 622944

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	OSM 466	Feuille	8 sur 8	Rév.	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'INOX				
Sujet	Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérifié par	NRB	Date	Déc. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$\text{où } x \geq a ; \delta = \frac{waL^4}{24aE_S I} n^2 [2m^3 - 6m^2 + m(4+n^2) - n^2]$$

avec : $m = x/L$ et $n = a/L$

$$\text{où : } x = 1,9 \text{ m ; } a = 1,5 \text{ m ; } m = 1,9/4,2 = 0,452 ; n = 1,5/4,2 = 0,357$$

Charge partiellement répartie (actions permanentes + variables non pondérées)

$$w = 11,0 \text{ kN/m}$$

Charge uniformément répartie (action permanente) $w = 0,128 \text{ kN/m}$

Flèche δ_1 , à une distance de 1,9 m de l'appui A, due aux charges partiellement réparties :

$$\begin{aligned} \delta_1 &= \frac{11000 \times 1,5 \times 4200^4}{24 \times 1500 \times 197348 \times 9,06 \times 10^6} \times \\ & \quad 0,357^2 [2 \times 0,452^3 - 6 \times 0,452^2 + 0,452(4 + 0,357^2) - 0,357^2] \\ &= 7,09 \text{ mm} \end{aligned}$$

Flèche δ_2 , à mi-travée due au poids propre de la poutre :

$$\delta_2 = \frac{5}{384} \times \frac{(w \times L)L^3}{E_S I} = \frac{5}{384} \times \frac{(0,128 \times 10^3 \times 4,2) \times 4200^3}{197348 \times 9,06 \times 10^6} = 0,29 \text{ mm}$$

Flèche totale $\approx \delta_1 + \delta_2 = 7,09 + 0,29 = 7,38 \text{ mm}$

$$\delta_{\text{limite}} = \frac{\text{portée}}{250} = \frac{4200}{250} = 16,8 \text{ mm}$$

La flèche est donc suffisamment faible pour être acceptable.

Manuel de
calcul des
structures en
acier
(5^{ème} Ed.)



Affaire n°	OSM 466	Page	2 sur 8	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 10 – Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Nov. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

LC1 (état limite ultime)
$$\sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}$$

$\gamma_{G,j} = 1,35$ (effets défavorables)

$\gamma_{Q,1} = 1,5$

LC2 (état limite d'incendie)
$$\sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + \psi_{1,1} Q_{k,1}$$

$\gamma_{GA} = 1,0$

Des valeurs de $\psi_{1,1}$ sont données dans l'EN 1990 et ses Annexes Nationales associées mais, en se plaçant en sécurité, on supposera pour cet exemple que $\psi_{1,1} = 1,0$

Calcul à l'état limite ultime (LC1)

Charge dans le poteau résultant de l'effort tranchant à l'extrémité de la poutre (LC1) :

Effort axial $N_{Ed} = 1,35 \times 6 + 1,5 \times 7 = 18,6$ kN

Prenons une section creuse rectangulaire 100x50x6

Moment fléchissant selon l'axe fort (dû à l'excentricité de la charge par rapport au centre de gravité de la section du poteau), $M_{y,Ed} = 18,6 \times (0,09 + 0,10/2) = 2,60$ kN.m

Caractéristiques du matériau

L'acier inoxydable est de nuance 1.4401

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% = 220 MPa et $f_u = 530$ MPa

Prenons $f_y = 220$ MPa

$E = 200\,000$ MPa et $G = 76\,900$ MPa

Caractéristiques de la section d'un tube rectangulaire 100x50x6

$W_{el,y} = 32,58 \times 10^3$ mm³ $i_y = 32,9$ mm

$W_{pl,y} = 43,75 \times 10^3$ mm³ $i_z = 19,1$ mm

$A_g = 1500$ mm² $t = 6$ mm

Classification de la section transversale

$\varepsilon = 1,01$

Supposons, en se plaçant en sécurité, que pour l'âme $c = h - 2t = 100 - 12 = 88$ mm

Âmes comprimées : $\frac{c}{t} = \frac{88}{6} = 14,7$

Pour la Classe 1, $\frac{c}{t} \leq 25,7\varepsilon = 25,96$. L'âme est donc de Classe 1

Éq. 2.3

§ 2.3.2

Tableau 3.1

§ 3.2.4

§ 3.2.4

Tableau 4.2

Tableau 4.2



Affaire n°	OSM 466	Page	3 sur 8	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 10 – Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Nov. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Une analyse plus précise montre que si l'âme est de Classe 1 lorsqu'elle est comprimée, alors la semelle est aussi de Classe 1. La section transversale est donc de Classe 1.

Coefficients partiels

Les coefficients partiels suivants sont utilisés tout au long de cet exemple pour le calcul à l'état limite LC1 :

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

$$\gamma_{M1} = 1,1$$

Résistance au flambement en compression axiale

Résistance au flambement par flexion par rapport à l'axe z-z :

$$N_{b,z,Rd} = \frac{\chi_z A_g f_y}{\gamma_{M1}} \text{ pour des sections transversales de Classes 1, 2 et 3}$$

$$\chi = \text{coefficient de réduction pour le flambement} = \frac{1}{\varphi + [\varphi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1$$

$$\varphi = 0,5 (1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2)$$

$$\bar{\lambda}_z = \frac{L_{cr}}{i_z} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}}$$

L_{cr} = longueur de flambement du poteau, prise en se plaçant du côté de la sécurité égale à $1,0 \times$ longueur du poteau = 2,7 m

$$\bar{\lambda}_z = \frac{2700}{19,1} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{220}{200000}} = 1,492$$

Pour les sections creuses soumises au flambement par flexion, $\alpha = 0,49$ et

$$\bar{\lambda}_0 = 0,40$$

$$\varphi = 0,5 (1 + 0,49(1,492 - 0,4) + 1,492^2) = 1,881$$

$$\chi_z = \frac{1}{1,881 + [1,881^2 - 1,492^2]^{0,5}} \leq 1$$

$$\chi_z = 0,3305$$

$$N_{b,z,Rd} = \frac{0,3305 \times 1500 \times 220}{1,1} = 99,15 \text{ kN}$$

(La résistance au flambement par torsion n'est pas critique pour une section rectangulaire creuse avec un rapport h/b égal à 2.)

$N_{Ed} = 18,6 \text{ kN}$. La résistance du poteau au flambement est donc satisfaisante.

Tableau 2.1

§ 5.3.3

Éq. 5.2a

Éq. 5.3

Éq. 5.4

Éq. 5.5a

Tableau 5.1

§ 5.3.1



Affaire n°	OSM 466	Page	4 sur 8	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 10 – Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Véifié par	NRB	Date	Nov. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Résistance à la flexion composée

Vérification de la résistance de la section transversale pour l'interaction M & N

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} + \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{M_{c,y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{M_{c,z,Rd}} \leq 1$$

$$N_{c,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{1500 \times 220}{1,1} = 300 \text{ kN}$$

$$e_{Ny} = e_{Nz} = 0$$

$$M_{z,Ed} = 0$$

$$M_{c,y,Rd} = \frac{W_{pl,y} f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{43,75 \times 10^3 \times 220}{1,1} = 8,75 \text{ kN.m}$$

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{c,y,Rd}} = \frac{18,6}{300} + \frac{2,60}{8,75} = 0,062 + 0,297 = 0,359 < 1,00$$

La résistance de la section transversale est donc satisfaisante.

§ 4.7.6
prEN 1993-1-3, Clause 6.1.9
Éq. 4.25

Éq. 4.27

Vérification de la résistance au flambement en flexion composée

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \left(\frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1$$

$\beta_{W,y} = 1,0$ pour les sections transversales de Classe 1

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \text{ mais } 1,2 \leq k_y \leq 1,2 + 2 \left(\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \right)$$

Déterminons $N_{b,Rd,y}$ en utilisant la même méthode que celle utilisée pour calculer $N_{b,Rd,z}$ en page 3.

Pour les sections creuses susceptibles de présenter un flambement par flexion, $\alpha = 0,49$ et $\bar{\lambda}_0 = 0,40$

$$\bar{\lambda}_y = \frac{L_{cr}}{i_y} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} = \frac{2700}{32,9} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{220}{200000}} = 0,866$$

$$\varphi = 0,5 \left(1 + 0,49(0,866 - 0,4) + 0,866^2 \right) = 0,989$$

$$\chi_y = \frac{1}{0,989 + [0,989^2 - 0,866^2]^{0,5}} \leq 1$$

$$\chi_y = 0,682 < 1,0$$

$$N_{b,Rd,y} = \frac{0,682 \times 1500 \times 220}{1,1} = 204,6 \text{ kN}$$

§ 5.5.2

Éq. 5.40

Tableau 5.1



**The Steel
Construction
Institute**

Silwood Park, Ascot, Berks SL5 7QN
Telephone : (01344) 623345
Fax : (01344) 622944

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	OSM 466	Page	5 sur 8	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 10 – Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Nov. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}}$$

$$k_y = 1,0 + 2(0,866 - 0,5) \frac{18,6}{204,6} = 1,07 < 1,2$$

Par conséquent, $k_y = 1,2$

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min}} + k_y \left(\frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{w,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right)$$

$$\frac{18,6}{99,15} + 1,2 \left(\frac{2,60 \times 10^6 + 0}{1,0 \times 43,75 \times 10^3 \times 220 / 1,1} \right) = 0,188 + 0,297 = 0,485 < 1,0$$

La barre en flexion composée est donc satisfaisante pour l'état limite ultime LC1.

Vérification à l'état limite d'incendie (LC2)

A l'état limite d'incendie LC2, le poteau est vérifié sous les actions suivantes :

Effort axial de compression, $N_{fi,Ed} = 1,0 \times 6 + 1,0 \times 7 = 13,0$ kN

Moment fléchissant maximum $M_{y,fi,Ed} = 13,0 \times (0,09 + 0,05) = 1,82$ kN.m

Détermination de la température dans l'acier après une durée d'exposition à l'incendie de 30 minutes

§ 7.4.7

Supposons que la section est non protégée et que la distribution de température est uniforme à l'intérieur de la section. L'augmentation de température pendant un intervalle de temps Δt est donnée par la relation suivante :

$$\Delta \theta_{a,t} = \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t$$

Éq. 7.34

$$\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r}$$

Éq. 7.35

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c (\theta_g - \theta_a)$$

Éq. 7.36

où :

θ_g = température des gaz à proximité de la barre exposée au feu, donnée par la courbe d'incendie normalisée:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1)$$

Éq. 7.38

θ_a = température à la surface de la barre

$$\dot{h}_{net,r} = \varphi \varepsilon_{res} 5,67 \times 10^{-8} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4]$$

Éq. 7.37

Les données initiales pour la détermination de la température finale de l'acier sont les suivantes :



FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	OSM 466	Page	6 sur 8	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 10 – Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Nov. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$A_m/V = 200 \text{ m}^{-1}$$

$$\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$$

Température initiale de l'acier, $\theta_a = 20^\circ\text{C}$

Émissivité résultante, $\epsilon_{res} = 0,2$

Masse volumique de l'acier inoxydable, $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$

Facteur de forme, $\varphi = 1,0$

La chaleur spécifique dépend de la température ; elle est donnée par l'expression suivante :

$$c_a = 450 + 0,28\theta_a - 2,91 \times 10^{-4}\theta_a^2 + 1,34 \times 10^{-7}\theta_a^3 \text{ J/kgK}$$

$$\Delta t = 2 \text{ secondes}$$

Les expressions ci-dessus et les données initiales ont été introduites dans une feuille de calcul EXCEL et, après une durée d'exposition à l'incendie de 30 minutes, la température suivante de l'acier a été obtenue :

$$\theta_a = 811^\circ\text{C}$$

Éq. 7.4

Réduction des caractéristiques mécaniques aux températures élevées

Les facteurs de réduction nécessaires pour le calcul de la résistance aux températures élevées sont les suivants :

Facteur de réduction du module d'élasticité $k_{E,\theta} = E_\theta/E$

Facteur de réduction de la limite d'élasticité à 0,2 % $k_{0,2proof,\theta} = f_{0,2proof,\theta}/f_y$

Facteur de réduction de la résistance ultime à la traction $k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u$

La valeur de la limite d'élasticité à 2 % aux températures élevées est également nécessaire pour effectuer les calculs de résistance. Elle est donnée par l'expression suivante :

$$f_{2,\theta} = f_{0,2proof,\theta} + g_{2,\theta}(f_{u,\theta} - f_{0,2proof,\theta})$$

Éq. 7.1

Les valeurs de facteurs de réduction à 811°C sont obtenues par interpolation linéaire.

Tableau 7.1

$$k_{0,2proof,\theta} = 0,377$$

$$k_{u,\theta} = 0,322$$

$$k_{E,\theta} = 0,610$$

$$g_{2\theta} = 0,353$$

d'où :

$$f_{2,\theta} = 0,377 \times 220 + 0,353 \times (0,322 \times 530 - 0,377 \times 220)$$

$$= 113,9 \text{ MPa}$$

$$k_{2,\theta} = 113,9/220 = 0,518$$

Coefficient partiel

$$\gamma_{M,fi} = 1,0$$

§ 7.1



Affaire n°	OSM 466	Page	7 sur 8	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 10 – Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérfié par	NRB	Date	Nov. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

Résistance au flambement

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{z,fi} A_g k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi}$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{\theta} + \sqrt{\varphi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \text{ mais } \leq 1,0$$

$$\varphi_{\theta} = 0,5 \left(1 + \alpha (\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2 \right)$$

$$\bar{\lambda}_{z,\theta} = \bar{\lambda}_z [k_{0,2proof,\theta} / k_{E,\theta}]^{0,5} = 1,492 \times (0,377/0,610)^{0,5} = 1,173$$

Pour le flambement par flexion d'un profil creux, $\alpha = 0,49$ et $\bar{\lambda}_0 = 0,4$

$$\varphi_{z,\theta} = 0,5 \left(1 + 0,49(1,173 - 0,4) + 1,173^2 \right) = 1,377$$

$$\chi_{z,fi} = \frac{1}{1,377 + \sqrt{1,377^2 - 1,173^2}} = 0,477$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = 0,477 \times 1500 \times 0,377 \times 220/1,0 = 59,3 \text{ kN}$$

$$N_{fi,Ed} = 13,0 \text{ kN}, \text{ la résistance du poteau au flambement est satisfaisante.}$$

§ 7.4.3

Éq. 7.8

Éq. 7.10

Éq. 7.11

Éq. 7.12

Tableau 5.1

Flexion composée

Pour une section transversale de Classe 1, l'expression suivante doit être satisfaite :

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} \left(A_g k_{0,2proof,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}} \right)} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1$$

Éq. 7.24

dans laquelle :

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A_g k_{0,2proof,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3$$

Éq. 7.28

$$\mu_y = (1,2\beta_{M,y} - 3)\bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44\beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8$$

Éq. 7.29

$$\bar{\lambda}_y = 0,866$$

Page 4

$$\bar{\lambda}_{y,\theta} = \bar{\lambda}_y [k_{0,2proof,\theta} / k_{E,\theta}]^{0,5} = 0,866 \times (0,377/0,610)^{0,5} = 0,681$$

Éq. 7.12

En supposant le poteau encasté en pied, la distribution du moment fléchissant est triangulaire et $\beta_M = 1,8$

Tableau 7.3

$$\mu_y = (1,2 \times 1,8 - 3) \times 0,681 + 0,44 \times 1,8 - 0,29$$

$$= -0,070$$

$$\varphi_{y,\theta} = 0,5 \left(1 + 0,49(0,681 - 0,4) + 0,681^2 \right) = 0,801$$

$$\chi_{y,fi} = \frac{1}{0,801 + \sqrt{0,801^2 - 0,681^2}} = 0,818$$



**The Steel
Construction
Institute**

Silwood Park, Ascot, Berks SL5 7QN
Telephone : (01344) 623345
Fax : (01344) 622944

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	OSM 466	Page	8 sur 8	Rév	B
Nom Affaire	Projet de Valorisation CECA : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 10 – Résistance au feu d'un poteau comprimé et fléchi				
Client CECA	Rédigé par	SMH	Date	Août 2001	
	Vérifié par	NRB	Date	Nov. 2001	
	Révisé par	MEB	Date	Avril 2006	

$$k_y = 1 - \frac{(-0,07) \times 13,0 \times 10^3}{0,818 \times 1500 \times 0,377 \times \frac{220}{1,00}} = 1,009 < 3,0$$

Formule d'interaction :

$$\frac{N_{\bar{f},Ed}}{\chi_{\min,\bar{f}} \left(A_g k_{0,2\text{proof},\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,\bar{f}}} \right)} + \frac{k_y M_{y,\bar{f},Ed}}{M_{y,\bar{f},\theta,Rd}}$$

$$M_{y,\bar{f},\theta,Rd} = k_{2,\theta} \left(\frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,\bar{f}}} \right) M_{Rd} = 0,518 \times \left(\frac{1,1}{1,0} \right) \times 8,75 = 4,99 \text{ kN.m}$$

$$\frac{13,0 \times 10^3}{0,477 \times 1500 \times 0,377 \times \frac{220}{1,0}} + \frac{1,009 \times 1,82}{4,99} = 0,219 + 0,368 = 0,587$$

$$0,587 < 1,00$$

La résistance de la barre est donc satisfaisante pour la sollicitation de flexion composée en conditions d'incendie.

Éq. 7.13

SBI

Stålbyggnadsinstitutet
The Swedish Institute of Steel Construction

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	Page	1 sur 6	Rev	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 11 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées			
Client	Rédigé par	JG/AO	Date	Fév. 2006
RFCS	Véifié par	GZ	Date	Mars 2006

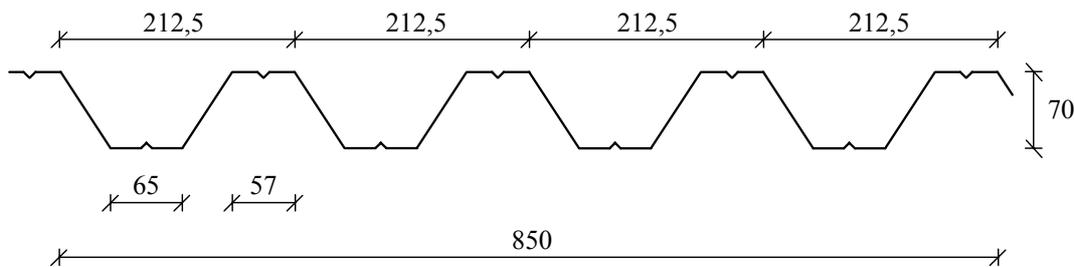
EXEMPLE N°11 – CALCUL D'UN BAC DE COUVERTURE A PROFIL TRAPÉZOÏDAL PORTANT SUR DEUX TRAVÉES

Cet exemple concerne le calcul d'un bac de couverture à nervures trapézoïdales d'épaisseur 0,6 mm portant sur deux travées. Le matériau est un acier inoxydable de nuance 1.4401 CP500, c'est-à-dire formé à froid avec une limite d'élasticité de 500 MPa. Des comparaisons seront menées avec un bac similaire de nuance 1.4401 à l'état recuit, soit $f_y = 240$ MPa (voir également l'Exemple n°3).

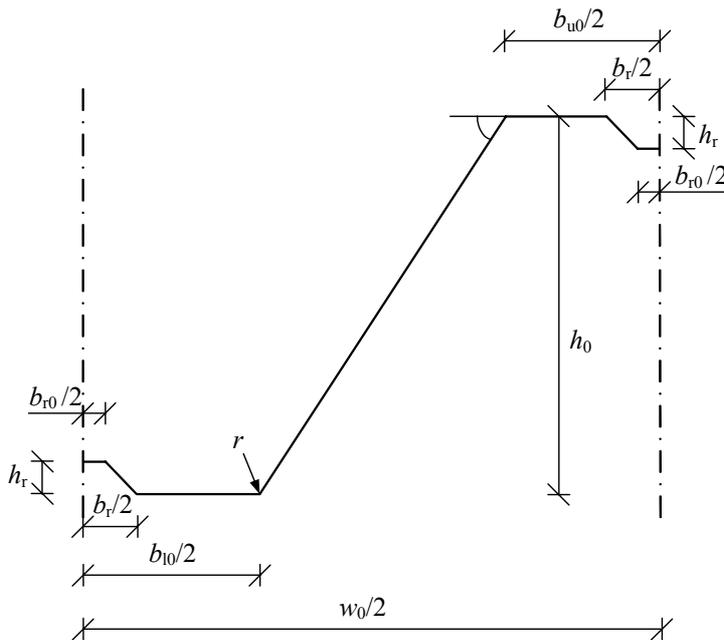
Dans le cas où la limite d'élasticité nominale n'est pas garantie par le fabricant dans toutes les directions du bac, il convient de la minorer à 80 % de sa valeur. Dans cet exemple, on suppose que la résistance n'est pas garantie afin de nous placer dans ce cas de figure.

§ 3.2.4

Les dimensions du bac profilé sont données ci-dessous.



Un schéma de détail de ce bac de couverture est donné à la figure ci-dessous. La semelle inférieure est comprimée au droit de l'appui intermédiaire et c'est, par conséquent, la configuration qui est vérifiée dans cet exemple.



Dimensions de la ligne d'épure :

- $h_0 = 70$ mm
- $w_0 = 212,5$ mm
- $b_{u0} = 57$ mm
- $b_r = 20$ mm
- $h_r = 6$ mm
- $b_{r0} = 8$ mm
- $b_{l0} = 65$ mm

rayon, $r = 3$ mm

angle, $\varphi = 57,1^\circ$

Affaire n°	Page	2 sur 6	Rev	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 11 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées			
Client	Rédigé par	JG/AO	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérfié par	GZ	Date	Mars 2006

Données

Portée	$L = 3,5 \text{ m}$	
Charge	$q = 1,4 \text{ kN/m}^2$	
Poids propre	$g = 0,07 \text{ kN/m}^2$	
Épaisseur du bac	$t = 0,6 \text{ mm}$	
Largeur d'appui	$s_s = 100 \text{ mm}$	
Limite d'élasticité	$f_y = 0,8 \times 500 = 400 \text{ MPa}$	Tableau 3.5
Module d'élasticité	$E = 200\,000 \text{ MPa}$	

Coefficient partiel	$\gamma_{M0} = 1,1$	Tableau 2.1
Coefficient partiel	$\gamma_{M1} = 1,1$	Tableau 2.1
Coefficient de pondération	$\gamma_G = 1,35$ (charges permanentes)	§ 2.3.2
Coefficient de pondération	$\gamma_Q = 1,5$ (charges variables)	§ 2.3.2

Caractéristiques de la section efficace

Rapports largeur-épaisseur maximums

$$\max(b_{10}/t, b_{u0}/t) = b_{10}/t = 108 < 400$$

$$h_0/t = 117 < 400$$

Tableau 4.1

Position de l'axe neutre lorsque l'âme est pleinement efficace

Largeur efficace de la semelle comprimée

§ 4.4.1

$$b_p = \frac{b_{10} - b_r}{2} = 22,5 \text{ mm} \quad \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y} \frac{E}{210000}} = 0,75$$

Tableau 4.2

$$k_\sigma = 4 \quad \bar{\lambda}_p = \frac{b_p/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = 0,883$$

Tableau 4.3

Éq. 4.2

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,714 \rightarrow b_{\text{eff},1} = \rho b_p = 16,1 \text{ mm}$$

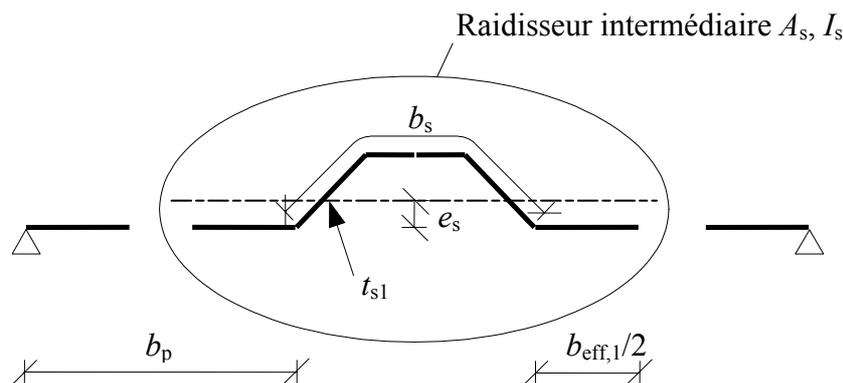
Éq. 4.1a

Tableau 4.3

Épaisseur réduite du raidisseur de semelle :

§ 4.5.3

La semelle inférieure comprimée est montrée en détail ci-dessous.



<h1>SBI</h1> <p>Stålbyggnadsinstitutet The Swedish Institute of Steel Construction</p> <p>FEUILLE DE CALCUL</p>	Affaire n°	Page	3 sur 6	Rev	A
	Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
	Sujet	Exemple 11 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées			
	Client	Rédigé par	JG/AO	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérfié par	GZ	Date	Mars 2006	

Épaisseur efficace de la partie inclinée du raidisseur

$$t_{rl} = \frac{\left(\sqrt{\left(\frac{b_r - b_{r0}}{2} \right)^2 + h_r^2} \right) t}{h_r} = 0,85 \text{ mm}$$

$$A_s = (b_{\text{eff},l} + b_{r0})t + 2h_r t_{rl} = 24,62 \text{ mm}^2$$

$$e_s = \frac{b_{r0} h_r t + 2h_r \frac{h_r}{2} t_{rl}}{A_s} = 2,41 \text{ mm}$$

Figure 4.3

Le moment d'inertie du raidisseur est calculé avec deux bandes adjacentes de largeur $15t$ (les termes plus petits sont négligés)

Figure 4.3

$$I_s = 2 \times 15t^2 e_s^2 + b_{r0} t (h_r - e_s)^2 + 2h_r t_{rl} \left(\frac{h_r}{2} - e_s \right)^2 + 2 \frac{t_{rl} h_r^3}{12} = 159,1 \text{ mm}^4$$

$$b_s = 2 \sqrt{h_r^2 + \left(\frac{b_r - b_{r0}}{2} \right)^2} + b_{r0} = 24,97 \text{ mm}$$

$$l_b = 3,074 \sqrt[4]{\frac{I_s b_p^2 (2b_p + 3b_s)}{t^3}} = 251,0 \text{ mm}$$

Éq. 4.9

$$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{u0} - b_{l0}}{2} \right)^2 + h_0^2} = 83,4 \text{ mm}$$

$$b_d = 2b_p + b_s = 70,0 \text{ mm}$$

Éq. 4.11

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} = 1,37$$

Éq. 4.10

$$l_b / s_w = 3,01 > 2 \rightarrow k_w = k_{w0} = 1,37$$

Éq. 4.7

$$\sigma_{\text{cr},s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p^2 (2b_p + 3b_s)}} = 557,5 \text{ MPa}$$

Éq. 4.3

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{\text{cr},s}}} = 0,85 \rightarrow \chi_d = 1,47 - 0,723 \bar{\lambda}_d = 0,86$$

Éq. 4.16

$$t_{\text{red}} = \chi_d t = 0,51 \text{ mm}$$

Une itération optionnelle permettrait d'affiner la valeur du coefficient de réduction pour le flambement du raidisseur.

prEN 1993-1-3, clause 5.5.3.3 (3)

Distance de la semelle comprimée à l'axe neutre (âme pleinement efficace)

$$A_{\text{tot}} = \sum A_i = 84,0 \text{ mm}^2$$

<h1>SBI</h1> <p>Stålbyggnadsinstitutet The Swedish Institute of Steel Construction</p> <p>FEUILLE DE CALCUL</p>	Affaire n°	Page	4 sur 6	Rev	A
	Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
	Sujet	Exemple 11 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées			
	Client	Rédigé par	JG/AO	Date	Fév. 2006
RFCS	Véifié par	GZ	Date	Mars 2006	

$$e_c = \frac{\sum A_i e_i}{A_{\text{tot}}} = 36,3 \text{ mm}$$

Section transversale efficace de l'âme

$$\psi = -\frac{h_0 - e_c}{e_c} = -0,929 \quad k_\sigma = 7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2 = 22,1$$

$$b_{p,w} = s_w = 83,4 \text{ mm} \quad \bar{\lambda}_p = \frac{b_{p,w} / t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} = 1,391$$

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,490 \rightarrow b_{\text{eff},w} = \rho \frac{b_{p,w}}{1 - \psi} = 21,2 \text{ mm}$$

$$s_{\text{eff},1} = 0,4b_{\text{eff},w} = 8,47 \text{ mm} \quad s_{\text{eff},2} = 0,6b_{\text{eff},w} = 12,7 \text{ mm}$$

Propriétés de la section transversale efficace par demi-onde

$$A_{\text{eff,tot}} = \sum A_{\text{eff},i} = 70,8 \text{ mm}^2$$

$$e_{\text{eff},c} = \frac{\sum A_{\text{eff},i} e_{\text{eff},i}}{A_{\text{eff,tot}}} = 40,0 \text{ mm}$$

$$I_{\text{tot}} = \sum I_{\text{eff},i} + \sum A_{\text{eff},i} (e_c - e_{\text{eff},i})^2 = 51710 \text{ mm}^4$$

Résistance à la flexion par unité de largeur (1m)

$$I = I_{\text{tot}} \frac{1000 \text{ mm}}{0,5w_0} = 486685 \text{ mm}^4$$

$$W_{\text{eff},l} = \frac{I}{e_c} = 12165 \text{ mm}^3 \quad W_{\text{eff},u} = \frac{I}{h_0 - e_c} = 16227 \text{ mm}^3$$

$$W_{\text{eff},l} < W_{\text{eff},u} \rightarrow W_{\text{eff},\text{min}} = W_{\text{eff},l}$$

$$M_{c,Rd} = W_{\text{eff},\text{min}} f_y / \gamma_{M0} = 4,42 \text{ kNm}$$

Résistance aux efforts transversaux localisés sur l'appui intermédiaire

Résistance aux efforts transversaux localisés par unité de largeur (1 m)

$$\alpha = 0,15 \text{ (pour les bacs nervurés) et } l_a = s_s$$

$$R_{w,Rd} = \alpha t^2 \sqrt{f_y E} (1 - 0,1\sqrt{r/t}) \left[0,5 + \sqrt{0,02l_a / t} \right] \left(2,4 + (\varphi/90)^2 \right) \frac{1000 \text{ mm}}{0,5w_0} / \gamma_{M1}$$

$$R_{w,Rd} = 20,9 \text{ kN}$$

§ 4.4.1

Tableau 4.3

Éq. 4.2

Éq. 4.1a,
Tableau 4.3

Tableau 4.3

§ 4.7.4

Éq. 4.29

prEN 1993-1-3,
Éqs. 6.20c,
6.19b et 6.18

<h1>SBI</h1> <p>Stålbyggnadsinstitutet The Swedish Institute of Steel Construction</p> <p>FEUILLE DE CALCUL</p>	Affaire n°	Page	5 sur 6	Rev	A
	Nom Affaire Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
	Sujet Exemple 11 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées				
	Client	Rédigé par	JG/AO	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérfié par	GZ	Date	Mars 2006	

Interaction entre le moment fléchissant et les efforts transversaux

Le moment fléchissant maximum apparaissant au droit de l'appui intermédiaire où il se trouve en interaction avec la réaction d'appui, les vérifications suivantes doivent donc être effectuées.

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} \leq 1 \quad \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} \leq 1 \quad \frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} \leq 1,25$$

Charge de calcul par unité de largeur (1 m)

$$q_d = \gamma_G g + \gamma_Q q = 2,20 \text{ kN/m}$$

La charge de calcul, q_d , conduit au moment fléchissant et à la réaction d'appui suivants au droit de l'appui intermédiaire.

$$M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = 3,37 \text{ kNm} \quad F_{Ed} = \frac{5}{4} qL = 9,63 \text{ kN}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = 0,76 \quad \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0,46 \quad \frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 1,22 \quad \text{OK}$$

Flèche à l'état limite de service

Pour les vérifications à l'ELS, il convient de déterminer la largeur efficace des parois comprimées pour la contrainte de compression dans la paroi due au chargement à l'état limite de service. La contrainte de compression maximale est calculée comme suit. Une approximation plaçant en sécurité est faite en se basant sur $W_{eff,min}$ déterminé à l'état limite ultime.

$$M_{Ed,ser} = \frac{(q+g)L^2}{8} = 2,25 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{Ed,ser}}{W_{eff,min}} = 186 \text{ MPa}$$

Alors, les caractéristiques de la section efficace sont déterminées comme précédemment mais en remplaçant f_y par $\sigma_{com,Ed,ser}$. Ces calculs ne sont pas détaillés ici mais les résultats principaux sont :

$$\begin{aligned} I &= 573\,150 \text{ mm}^4 \\ W_u &= 15\,866 \text{ mm}^3 \\ W_l &= 16\,919 \text{ mm}^3 \end{aligned}$$

Détermination de la flèche :

Le module sécant correspondant respectivement à la contrainte dans la semelle tendue et la semelle comprimée.

$$\sigma_{l,Ed,ser} = \frac{M_{Ed,ser}}{W_u} = 142 \text{ MPa}$$

prEN 1993-1-3, Éqs. 6.28a-c
§ 2.3.2
Éq. 2.3

prEN 1993-1-3, clause 5.5.1(4)

§ 2.3.4

Annexe C

SBI

Stålbyggnadsinstitutet
The Swedish Institute of Steel Construction

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	Page	6 sur 6	Rev	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 11 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées			
Client	Rédigé par	JG/AO	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérifié par	GZ	Date	Mars 2006

$$\sigma_{2,Ed,ser} = \frac{M_{Ed,ser}}{W_1} = 133 \text{ MPa}$$

$$E_{s,1} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{f_y} \left(\frac{\sigma_{1,Ed,ser}}{f_y} \right)^{n-1}} = 199\,604 \text{ MPa} \quad n = 7,0$$

$$E_{s,2} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{f_y} \left(\frac{\sigma_{2,Ed,ser}}{f_y} \right)^{n-1}} = 199\,730 \text{ MPa}$$

$$E_s = \frac{E_{s,1} + E_{s,2}}{2} = 199\,667 \text{ MPa}$$

Par simplification, on peut négliger la variation de E_s le long de la barre et utiliser sa valeur minimale en se plaçant en sécurité, soit :

$$E_s = E_{s,1} = 199\,603 \text{ MPa}$$

La flèche admissible est $L/300 = 11,7 \text{ mm}$

$$x = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} L = 1,47 \text{ m} \quad (\text{position de la flèche maximale})$$

$$\delta = \frac{(g + q)L^4}{48E_{s,1}I} \left(\frac{x}{L} - 3 \frac{x^3}{L^3} + 2 \frac{x^4}{L^4} \right) = 10,4 \text{ mm} \quad \text{OK}$$

Comparaison avec un bac de nuance 1.4401 en condition recuit

La résistance à la flexion par unité de largeur d'un bac identique en acier de nuance 1.4401 en condition recuit ($f_y = 240 \text{ MPa}$) est :

$$M_{c,Rd} = 3,22 \text{ kN.m}$$

et la résistance aux charges transversales localisées est :

$$R_{w,Rd} = 16,2 \text{ kN}$$

Avec un bac réalisé avec un acier de nuance 1.4401 en condition recuit, la portée doit être réduite à 2,9 m comparativement à 3,5 m pour un matériau en condition formé à froid. En conséquence, une couverture réalisée en acier formé à froid autorise des portées plus grandes, ce qui signifie que le nombre de poutres ou de pannes secondaires peut être réduit, conduisant ainsi à un coût inférieur.

Annexe C
Tableau C.1

Annexe C



Affaire n°	Feuille	1 sur 8	Rév	A
Nom Affaire Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés				
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérifié par	HB	Date	Mars 2006

EXEMPLE DE CALCUL N°12 – CALCUL D'UNE SECTION EN C À BORDS TOMBÉS

Dimensionner une poutre sur appuis simples de section transversale en C à bords tombés dans un plancher exposé. Le matériau est un acier inoxydable de nuance 1.4401 CP500, c'est-à-dire formé à froid avec une limite d'élasticité de 500 MPa. La poutre est simplement appuyée avec une portée l de 4 m. L'espacement entre deux poutres adjacentes est de 1 m.

Comme la charge n'est pas appliquée au centre de cisaillement de la section en C, il est nécessaire de vérifier l'interaction entre la résistance à la torsion de la section transversale et la résistance au déversement de la barre. Dans cet exemple, cependant, on ne vérifie que la résistance au déversement de la barre.

Coefficients

Coefficients partiels : $\gamma_{M0} = 1,1$ et $\gamma_{M1} = 1,1$

Coefficients partiels pour actions : $\gamma_G = 1,35$ (charges permanentes) et $\gamma_Q = 1,5$ (charges variables)

Actions

Actions permanentes (G) : 2 kN/m^2

Actions variables (Q) : 3 kN/m^2

Cas de chargement à considérer à l'état limite ultime :

$$q^* = \sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} = 7,2 \text{ kN/m}$$

Analyse structurale

Réactions d'appuis (effort tranchant de calcul)

$$V_{Ed} = \frac{q^* \times 4}{2} = 14,4 \text{ kN}$$

Moment fléchissant de calcul

$$M_{Ed} = \frac{q^* \times 4^2}{8} = 14,4 \text{ kNm}$$

Caractéristiques de matériau

Limite d'élasticité $f_y = 500 \text{ MPa}$
Module d'élasticité $E = 200\,000 \text{ MPa}$
Module de cisaillement $G = 76900 \text{ MPa}$

Caractéristiques de la section transversale

L'influence des angles arrondis sur la résistance de la section transversale peut être négligée si le rayon interne $r \leq 5t$ et $r \leq 0,10b_p$ et la section transversale peut être supposée être constituée de parois planes avec des angles vifs. Pour les propriétés de rigidité de la section transversale, il convient de toujours prendre en compte l'influence des angles arrondis.

Tableau 2.1
§ 2.3.2

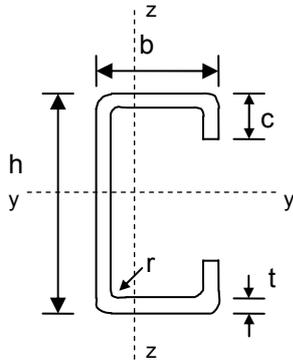
Éq. 2.3

Tableau 3.5
§ 3.2.4
§ 3.2.4

§ 4.6.2



Affaire n°	Feuille	2 sur 8	Rév	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés			
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérifié par	HB	Date	Mars 2006



$$\begin{aligned} h &= 160 \text{ mm} \\ b &= 125 \text{ mm} \\ c &= 30 \text{ mm} \\ t &= 5 \text{ mm} \\ r &= 5 \text{ mm} \end{aligned}$$

$$b_p = b - t - 2g_r = 115,6 \text{ mm}$$

$$g_r = r_m [\tan(\phi/2) - \sin(\phi/2)] = 2,2 \text{ mm}$$

$$r_m = r + t/2 = 7,5 \text{ mm}$$

$$r = 5 \text{ mm} \leq 5t = 25 \text{ mm}$$

$$r = 5 \text{ mm} \leq 0,10b_p = 11,56 \text{ mm}$$

L'influence des angles arrondis sur les caractéristiques de section peut être prise en compte, avec une précision suffisante, en réduisant les caractéristiques calculées pour une section transversale similaire comportant des angles vifs, en utilisant les approximations suivantes :

Largeur plane théorique de la semelle, $b_{p,f} = b - t - 2g_r = 115,61 \text{ mm}$

Largeur plane théorique de l'âme, $b_{p,w} = h - t - 2g_r = 150,61 \text{ mm}$

Largeur plane théorique du raidisseur de bord, $b_{p,l} = c - t/2 - g_r = 25,30 \text{ mm}$

$$A_{g,sh} = 2162 \text{ mm}^2$$

$$I_{y,sh} = 9,069 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$\delta = 0,43 \sum_{j=1}^n r_j \frac{\phi_j}{90^\circ} / \sum_{i=1}^m b_{p,i} = 0,02$$

$$A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) = 2119 \text{ mm}^2$$

$$I_g = I_{g,sh} (1 - 2\delta) = 8,708 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Classification de la section transversale

$$\varepsilon = \left[\frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5} = 0,669$$

Semelle : Parois internes comprimées. Partie soumise à la compression.

$$c = b_p = b - t - 2g_r = 115,6 \text{ mm}$$

$c/t = 23,12 > 30,7 \varepsilon$, par conséquent, les semelles sont de Classe 4

Figure 4.5

Éq. 4.21

Éq. 4.18

Éq. 4.19

§ 4.3

Tableau 4.2



Affaire n°	Feuille	3 sur 8	Rév	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés			
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérfié par	HB	Date	Mars 2006

Âme : Parois internes comprimées. Partie soumise à la flexion.

$$c = h - t - 2g_r = 150,6 \text{ mm}$$

$c/t = 30,12 \leq 56 \epsilon$, par conséquent, l'âme est de Classe 1

Raidisseur de bord : Parois comprimées en console. Partie soumise à la compression, raidisseur comprimé,

$$c = c - t/2 - g_r = 25,30 \text{ mm}$$

$c/t = 5,06 \leq 10 \epsilon$, par conséquent, le raidisseur est de Classe 1

Calcul des caractéristiques de la section efficace

Largeur efficace de la semelle : Parois internes comprimées. Partie soumise à la compression.

$$\bar{b} = b_p = b - t - 2g_r = 115,6 \text{ mm}$$

En supposant une distribution uniforme de contraintes dans la semelle comprimée :

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1 \text{ et le coefficient de voilement } k_\sigma = 4$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} = 0,608$$

$$\text{Parois internes formées à froid : } \rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} = 0,9311 < 1$$

$$b_{\text{eff}} = \rho \bar{b} = 107,64 \text{ mm}, \quad b_{e1} = 0,5b_{\text{eff}} = 53,82 \text{ mm}, \quad b_{e2} = 0,5b_{\text{eff}} = 53,82 \text{ mm}$$

Effets du traînage de cisaillement

L'effet du traînage de cisaillement dans les semelles peut être négligé si $b_0 < L_e/50$, où b_0 est la largeur d'une semelle en console ou la demi-largeur d'une paroi interne et L_e est la longueur entre points de moments nuls.

$$\text{Pour les parois internes : } b_0 = (b-t)/2 = 60 \text{ mm}$$

$$\text{Longueur entre les points de moments nuls : } L_e = 4000 \text{ mm}, \quad L_e/50 = 80 \text{ mm}$$

Par conséquent, l'effet de traînage de cisaillement peut être négligé.

Déformation transversale des semelles

$$u = 2 \frac{\sigma_a^2 b_s^4}{E^2 t^2 z} = 2,55 \text{ mm} \quad (\text{flexion de la semelle en direction de l'axe neutre})$$

$b_s = 141 \text{ mm}$ est la largeur de la partie de la semelle sortant de l'âme

$$t = 5 \text{ mm}$$

$z = 77,5 \text{ mm}$ est la distance entre la semelle prise en considération et l'axe neutre

σ_a est la contrainte moyenne exercée sur les semelles, calculée avec la section brute (on suppose $f_y = 500 \text{ MPa}$).

La déformation transversale des semelles peut être négligée si u inférieur à 5% de la

§ 4.4.1

Tableau 4.3

Éq. 4.2

§ 4.4.2

§ 4.4.3

prEN 1993-1-3, Clause 5.4

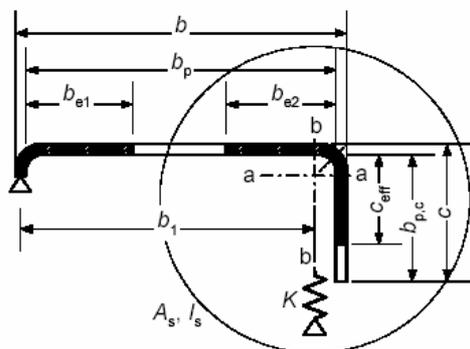


Affaire n°	Feuille	4 sur 8	Rév	A
Nom Affaire Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés				
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérfié par	HB	Date	Mars 2006

hauteur de section :

$u = 2,55 \text{ mm} < 0,05h = 8 \text{ mm}$, par conséquent, la déformation transversale des semelles peut être négligée.

Parois raidies. Raidisseurs de bord
Flambement par distorsion. Parois planes avec raidisseurs de bord



$b/t \leq 60$

a) raidisseur de bord à simple pli

Étape 1 : Section transversale efficace initiale du raidisseur

Pour les semelles (comme calculé ci-dessus)

- $b = 125 \text{ mm}$
- $b_p = 115,61 \text{ mm}$
- $b_{eff} = 107,65 \text{ mm}$
- $b_{e1} = 0,5b_{eff} = 53,82 \text{ mm}$
- $b_{e2} = 0,5b_{eff} = 53,82 \text{ mm}$

Pour le raidisseur, la largeur efficace c_{eff} doit être calculée en utilisant le coefficient de voilement correspondant k_σ , $\bar{\lambda}_p$ et ρ donnés par les expressions suivantes :

$b_{p,c} = c - t/2 - g_r = 25,30 \text{ mm}$

$b_p = 115,6 \text{ mm}$

$b_{p,c}/b_p = 0,22 < 0,35$ alors : $k_\sigma = 0,5$

$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} = 0,45$ ($\bar{b} = 30 \text{ mm}$)

Les parois en console formées à froid : $\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,231}{\bar{\lambda}_p^2} = 1,08 > 1$ alors : $\rho = 1$

$c_{eff} = \rho b_{p,c} = 25,30 \text{ mm}$

Étape 2 : Coefficient de réduction pour le flambement par distorsion

Calcul des caractéristiques géométriques de la section efficace du raidisseur de bord

$b_{e2} = 53,82 \text{ mm}$

$c_{eff} = 25,30 \text{ mm}$

§ 4.5.1
et prEN
1993-1-3,
Clause 5.5.3

prEN 1993-1-3,
Clause
5.5.3.2

prEN 1993-1-3,
Éq. 5.13b

Éq. 4.2

Éq. 4.1b

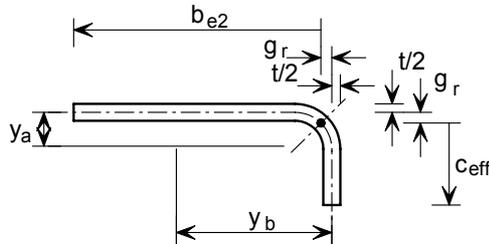
prEN 1993-1-3,
Éq. 5.13a



FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	Feuille	5 sur 8	Rév	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés			
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérfié par	HB	Date	Mars 2006

$$A_s = (b_{e2} + c_{eff})t = 395,64 \text{ mm}^2$$



$$y_a = 4,01 \text{ mm}$$

$$y_b = 18,27 \text{ mm}$$

$$I_s = 21211,8 \text{ mm}^4$$

Calcul de la rigidité du support élastique par unité de longueur

$$K_1 = \frac{Et^3}{4(1-\nu^2)} \frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0,5b_1 b_2 h_w k_f} = 2,487 \text{ MPa}$$

$b_1 = b - y_b - t/2 = 104,23 \text{ mm}$ (distance entre la jonction âme-semelle et le centre de gravité de l'aire efficace du raidisseur de bord, incluant la partie efficace de la semelle b_{e2})

$k_f = 0$ (semelle 2 tendue)

$h_w = 150 \text{ mm}$ est la hauteur de l'âme

Contrainte critique de flambement élastique pour la section efficace du raidisseur de bord

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} = 519,195 \text{ N/mm}^2$$

Coefficient de réduction χ_d pour le flambement par distorsion

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb} / \sigma_{cr,s}} = 0,98$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \text{then} \quad \chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 0,76$$

L'aire et l'épaisseur réduites de la section efficace du raidisseur

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb} / \gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 300,88 \text{ mm}^2$$

$$t_{red} = t A_{s,red} / A_s = 3,8 \text{ mm}$$

Le calcul des propriétés de la section efficace avec prise en compte de l'effet du flambement par distorsion donne :

$$A_{eff,sh} = 2028 \text{ mm}^2$$

$$\delta = 0,43 \sum_{j=1}^n r_j \frac{\phi_j}{90^\circ} / \sum_{i=1}^m b_{p,i} = 0,02$$

$$A_{eff} = A_{eff,sh} (1 - \delta) = 1987 \text{ mm}^2$$

prEN 1993-1-3, Fig. 5.9

prEN 1993-1-3, Éq. 5.10b

prEN 1993-1-3, Éq. 5.15

prEN 1993-1-3, Éq. 5.12d

prEN 1993-1-3, Éq. 5.17

Éq. 4.21

Éq. 4.18



Affaire n°	Feuille	6 sur 8	Rév	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés			
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Véifié par	HB	Date	Mars 2006

$z_G = 68,98$ mm (distance entre la fibre inférieure et l'axe neutre)

$$I_{y,eff,sh} = 8,274 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$I_{y,eff} = I_{y,eff,sh} (1 - 2\delta) = 7,943 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{y,eff, sup} = 92,34 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$W_{y,eff, inf} = 115,2 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

Éq. 4.19

Résistance de la section transversale

§ 4.7

Résistance de la section transversale à la flexion

§ 4.7.4

$$M_{c,Rd} = W_{y,eff,min} f_y / \gamma_{M0} = 41,97 \text{ kNm}$$
 pour la section transversale de Classe 4

Éq. 4.29

Moment sollicitant de calcul : $M_{Ed} = 14,4$ kNm

La résistance de la section transversale est ainsi vérifiée.

Résistance de la section transversale à l'effort tranchant

§ 4.7.5

$$V_{pl,Rd} = A_v (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{M0} = 209,95 \text{ kN}$$

Éq. 4.30

$A_v = 800 \text{ mm}^2$ est l'aire résistante à l'effort tranchant

L'effort tranchant sollicitant de calcul : $V_{Ed} = 14,4$ kN

La résistance de la section à l'effort tranchant est ainsi vérifiée.

Résistance de la section transversale à une sollicitation combinée

§ 4.7.6

$$V_{Ed} = 14,4 \text{ kN} < 0,5 V_{pl,Rd} = 104,97 \text{ kN}$$

Il n'y a pas d'interaction entre le moment fléchissant et l'effort tranchant.

Vérification de l'élément de poutre en flexion

§ 5.4

Résistance au déversement

§ 5.4.2

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_{y,eff,sup} f_y / \gamma_{M1}$$
 pour la section transversale de Classe 4

Éq. 5.8

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

Éq. 5.9

$$\varphi_{LT} = 0,5 \left(1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right)$$

Éq. 5.10

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{y,eff} f_y}{M_{cr}}}$$

Éq. 5.11

$\alpha_{LT} = 0,34$ pour des sections formées à froid

Calcul du moment critique au déversement de la poutre



Affaire n°	Feuille	7 sur 8	Rév	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés			
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérifié par	HB	Date	Mars 2006

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left[\left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2 \right]^{1/2} - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right]$$

Annexe B,
§ B.1

Pour une poutre simplement appuyée soumise à une charge uniformément répartie : $C_1 = 1,12$, $C_2 = 0,45$ et $C_3 = 0,525$.

On considère des conditions normales de maintien à chaque extrémité : $k_z = k_w = 1$

$z_j = 0$ pour une section transversale à semelles égales

$z_g = z_a - z_s = h/2 = 80 \text{ mm}$

z_a est la position du point d'application de la charge

z_s est la position du centre de cisaillement

$y_G = 45,34 \text{ mm}$ (distance entre l'axe de l'âme et le centre de gravité)

$I_{z,sh} = 4,274 \times 10^6 \text{ mm}^4$

$I_{t,sh} = 18,02 \times 10^3 \text{ mm}^4$

$I_{w,sh} = 23,19 \times 10^9 \text{ mm}^6$

$I_z = I_{z,sh} (1 - 2\delta) = 4,103 \times 10^6 \text{ mm}^4$

$I_t = I_{t,sh} (1 - 2\delta) = 17,30 \times 10^3 \text{ mm}^4$

$I_w = I_{w,sh} (1 - 4\delta) = 21,33 \times 10^9 \text{ mm}^6$

Note : L'expression utilisée pour déterminer la torsion non uniforme est obtenue à partir de Wei-Wen You, "Cold-Formed Steel Design", Annexe B-Torsion

$$\text{Alors, } M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left[\left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2 \right]^{1/2} - (C_2 z_g) \right] = 33,74 \text{ kNm}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{y,eff,sup} f_y}{M_{cr}}} = 1,17 \quad (W_{y,eff,sup} = 92,39 \times 10^3 \text{ mm}^3, \text{ semelle comprimée})$$

$$\phi_{LT} = 0,5 \left(1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) = 1,315$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \left[\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]^{0,5}} = 0,522$$

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_{y,eff,sup} f_y / \gamma_{M1} = 21,91 \text{ kNm}$$

Moment sollicitant de calcul : $M_{Ed} = 14,4 \text{ kNm}$.

Par conséquent, la résistance au déversement est vérifiée.

Note : comme la charge n'est pas appliquée au centre de cisaillement de la section en C, il est aussi nécessaire de vérifier l'interaction entre la résistance de la section transversale à la torsion et la résistance de la poutre au déversement.

Résistance au voilement par cisaillement

§ 5.4.3

La résistance au voilement par cisaillement est à vérifier, pour une âme non raidie, seulement si : $h_w / t \geq 52\epsilon / \eta$.



FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	Feuille	8 sur 8	Rév	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox			
Sujet	Exemple 12 – Calcul d'une section en C à bords tombés			
Client	Rédigé par	ER/EM	Date	Fév. 2006
RFCS	Vérifié par	HB	Date	Mars 2006

La valeur recommandée pour $\eta = 1,20$

$$h_w / t = 28 \text{ et } 52\varepsilon/\eta = 28,99$$

Ainsi, aucune vérification supplémentaire n'est nécessaire.



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	1 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Vérfié par	MAP	Date	Fév. 2006

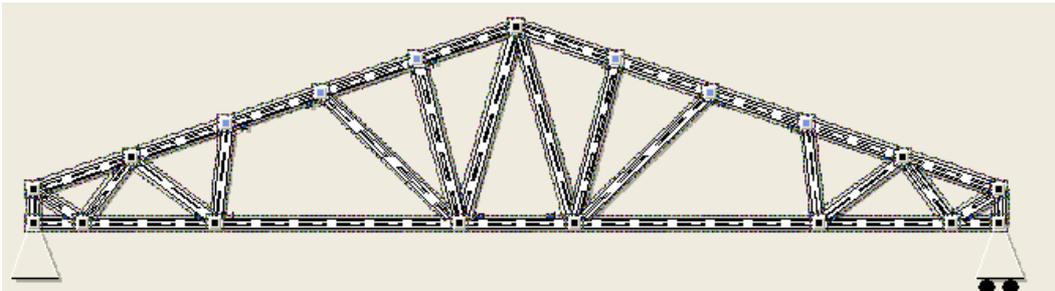
EXEMPLE DE CALCUL N°13 – FERME EN TREILLIS CONSTITUÉE DE PROFILS CREUX

Cette ferme en treillis supporte une verrière et elle est constituée de profils creux carrés et rectangulaires en acier inoxydable de nuance 1.4301 ; une comparaison est effectuée entre deux matériaux constitutifs de niveaux de résistances différents – un acier recuit ($f_y=220$ MPa) et un acier en condition formé à froid (condition CP460, $f_y = 460$ MPa). Les calculs sont menés à l'état limite ultime puis en situation d'incendie pour une durée d'exposition au feu de 30 minutes. Pour le matériau CP460, les facteurs de réduction des caractéristiques mécaniques aux températures élevées sont pris égaux à ceux de la nuance 1.4318 C850 (Tableau 7.1) pour se placer du côté de la sécurité.

L'analyse structurale a été effectuée avec le logiciel d'éléments finis WINRAMI, commercialisé par l'Association Finnoise de Construction Métallique (FCSA) (www.terasrakenneyhdistys.fi). Ce logiciel permet l'analyse des structures en acier inoxydable composées de section creuses carrées, rectangulaires et circulaires. Il fournit le calcul des sollicitations, des flèches et de la résistance des barres, à température ambiante et en situation d'incendie, ainsi que la résistance des assemblages à température ambiante (le logiciel vérifie aussi tous les maintiens géométriques au niveau des nœuds des poutres en treillis). Dans cet exemple, les membrures sont modélisées en poutres continues et les diagonales sont considérées bi-articulées. D'après l'EN 1993-1-1, les longueurs de flambement des membrures et des diagonales peuvent être prises respectivement égales à 0,9 et 0,75 fois la distance entre les points d'épure, mais dans cet exemple, on se place en sécurité en utilisant la distance entre points d'épure. Les sollicitations ont été calculées avec WINRAMI, les dimensions des profils étant fondées sur la condition « Recuit ». Ces sollicitations sont ensuite utilisées à la fois pour la poutre en acier CP460 et pour la poutre en acier Recuit.

Cet exemple se concentre essentiellement sur la vérification de trois barres : la membrure inférieure principalement tendue (barre 0), une diagonale comprimée (barre 31) et la membrure supérieure sollicitée en flexion composée (barre 5). Une autre comparaison porte sur le poids des fermes.

Il conviendrait de dimensionner les nœuds soudés selon le § 6.3 mais ceci n'est pas traité dans cet exemple.



Recuit : membrure inférieure 100×60×4, membrure supérieure 80×80×5, montants verticaux 60×60×5 diagonales de la gauche vers le milieu : 50×50×3, 50×50×3, 40×40×3, 40×40×3, 40×40×3, 40×40×3, 40×40×3.

CP460 : membrure inférieure 60×40×4, membrure supérieure 70×70×4, montants verticaux 60×60×5, toutes les diagonales 40×40×3.



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	2 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Vérfié par	MAP	Date	Fév. 2006

Portée 15 m, hauteur au milieu de la poutre 3,13 m, hauteur aux extrémités 0,5 m.
Poids de la ferme : 407 daN (Recuit), 307 daN (CP460). Le poids n'est pas complètement optimisé.

Actions

Il est supposé que la charge de neige, le poids propre de la verrière et de son ossature et le poids propre de la ferme sont assimilables à une charge uniformément répartie :

Charges permanentes (G) : Action de la verrière et de son ossature 1 kN/m^2
Poids propre de la ferme (WINRAMI détermine le poids)

Actions variables (Q) : Charge de neige 2 kN/m^2

Cas de charge 1 à considérer (état limite ultime) : $\sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1}$

Cas de charge 2 à considérer (condition d'incendie) : $\sum_j \gamma_{GA,j} G_{k,j} + \gamma_{\psi 1,1} Q_{k,1}$

État limite ultime (dimensionnement à température ambiante)	Dimensionnement en situation d'incendie	EN 1990
$\gamma_{G,j} = 1,35$ (effets défavorables)	$\gamma_{GA,j} = 1,0$	EN 1991-1-2
$\gamma_{Q,1} = 1,5$	$\gamma_{\psi 1,1} = 0,2$	

(Les facteurs partiels recommandés pour les actions sont utilisés dans cet exemple)

Actions pondérées à l'état limite ultime :

Charge permanente : Charges aux nœuds : $1,35 \times 4,1 \text{ kN}$
Poids propre de la ferme (pris en compte dans WINRAMI)

Action variable : Charge de neige $1,5 \times 8,1 \text{ kN}$

Les efforts dans les barres critiques sont :

Les efforts sont déterminés à partir du modèle constitué de barres à l'état recuit.

Membrane inférieure, barre 0

Recuit : $100 \times 60 \times 4 \text{ mm}$,	CP460 : $60 \times 40 \times 4 \text{ mm}$
$N_{t,Ed} = 142,2 \text{ kN}$,	$N_{t,fi,Ed} = 46,9 \text{ kN}$
$M_{\max,Ed} = 0,672 \text{ kN.m}$,	$M_{\max,fi,Ed} = 0,245 \text{ kN.m}$

Membrane supérieure, barre 5

Recuit : $80 \times 80 \times 5 \text{ mm}$,	CP460 : $70 \times 70 \times 4 \text{ mm}$
$N_{c,Ed} = -149,1 \text{ kN}$,	$N_{c,fi,Ed} = -49,2 \text{ kN}$
$M_{\max,Ed} = 2,149 \text{ kN.m}$,	$M_{\max,fi,Ed} = 0,731 \text{ kN.m}$

Diagonale, barre 31

Recuit : $50 \times 50 \times 3 \text{ mm}$,	CP460 : $40 \times 40 \times 3 \text{ mm}$
$N_{c,Ed} = -65,9 \text{ kN}$,	$N_{c,fi,Ed} = -21,7 \text{ kN}$

Éq. 2.3



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	3 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Vérfié par	MAP	Date	Fév. 2006

Caractéristiques du matériau

Acier de nuance 1.4301

Recuit : $f_y = 220$ MPa $f_u = 550$ MPa $E = 200\,000$ MPa

CP460 : $f_y = 460$ MPa $f_u = 650$ MPa $E = 200\,000$ MPa

Tableau 3.1
§ 3.2.4

Coefficients partiels

Les coefficients partiels suivants sont utilisés tout au long de cet exemple :

$\gamma_{M0} = 1,1, \gamma_{M1} = 1,1, \gamma_{M,fi} = 1,0$

Tableau 2.1

Caractéristiques des sections transversales

Recuit

Barre 0 : $A = 1175$ mm² $W_{pl,y} = 37,93 \cdot 1000$ mm³

Barre 5 : $A = 1436$ mm² $I_y = 131,44 \cdot 10^4$ mm⁴ $i_y = 30,3$ mm $W_{pl,y} = 39,74 \cdot 10^3$ mm³

Barre 31 : $A = 541$ mm² $I_y = 19,47 \cdot 10^4$ mm⁴ $i_y = 19$ mm $W_{pl,y} = 9,39 \cdot 10^3$ mm³

CP460

Barre 0 : $A = 695$ mm $W_{pl,y} = 13,16 \cdot 1000$ mm³

Barre 5 : $A = 1015$ mm² $I_y = 72,12 \cdot 10^4$ mm⁴ $i_y = 26,7$ mm $W_{pl,y} = 24,76 \cdot 10^3$ mm³

Classification des sections transversales des barres 5 et 31

Recuit : $\varepsilon = 1,01$

CP460 : $\varepsilon = 0,698$

Tableau 4.2

En se plaçant du côté de la sécurité, supposons que $c = h - 2t$

Recuit 80×80×5 : $c = 80 - 10 = 70$ mm **CP460** 70×70×4 : $c = 70 - 8 = 62$ mm

Recuit 50×50×3 : $c = 50 - 6 = 44$ mm **CP460** 40×40×3 : $c = 40 - 6 = 34$ mm

Âmes/semelles comprimées :

Recuit 80×80×5 : $c/t = 14$

CP460 70×70×4 : $c/t = 15,5$

Recuit 50×50×3 : $c/t = 14,6$

CP460 40×40×3 : $c/t = 11,3$

Tableau 4.2

Pour la Classe 1, $\frac{c}{t} \leq 25,7\varepsilon$, en conséquence, tous les profils sont de Classe 1.

Barre 31 : $A = 421$ mm² $I_y = 9,32 \cdot 10^4$ mm⁴ $i_y = 14,9$ mm $W_{pl,y} = 5,72 \cdot 10^3$ mm³



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	4 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Véifié par	MAP	Date	Fév. 2006

MEMBRURE INFÉRIEURE, CALCUL À TEMPÉRATURE AMBIANTE ET EN SITUATION D'INCENDIE

(Barre 0)

A) Vérification à température ambiante

Résistance de la section transversale à la traction

$$N_{pl,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$$

Recuit : $N_{pl,Rd} = 1175 \text{ mm}^2 \times 220 \text{ MPa} / 1,1 = 235 \text{ kN} > 142,2 \text{ kN}$ OK.

CP460 : $N_{pl,Rd} = 695 \text{ mm}^2 \times 460 \text{ MPa} / 1,1 = 290 \text{ kN} > 142,2 \text{ kN}$ OK.

§ 4.7.2

Éq. 4.22

Moment résistant de la section transversale

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$$

Recuit : $M_{c,Rd} = \frac{37,93 \times 10^3 \times 220}{1,1 \times 10^6} = 7,58 \text{ kN.m} > 0,672 \text{ kN.m}$ OK.

CP460 : $M_{c,Rd} = \frac{13,16 \cdot 10^3 \cdot 460}{1,1 \cdot 10^6} = 5,50 \text{ kN.m} > 0,672 \text{ kN.m}$ OK.

§ 4.7.4

Éq. 4.27

Interaction moment fléchissant et effort de traction

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \leq 1$$

Recuit : $\frac{142,2 \text{ kN}}{235 \text{ kN}} + \frac{0,672 \text{ kNm}}{7,58 \text{ kNm}} = 0,69 \leq 1$ OK.

CP460 : $\frac{142,2 \text{ kN}}{290 \text{ kN}} + \frac{0,672 \text{ kNm}}{5,50 \text{ kNm}} = 0,61 \leq 1$ OK.

Éq. 5.39

B) Vérification en situation d'incendie

$$\varepsilon_{res} = 0,2$$

Température de l'acier après 30 min d'exposition au feu : $\theta = 823 \text{ }^\circ\text{C}$

$$f_{2,\theta} = f_{0,2proof,\theta} + g_{2,\theta} (f_{u,\theta} - f_{0,2proof,\theta})$$

Recuit :

$$k_{0,2proof,\theta} = 0,27 - 23/100 \times (0,27 - 0,14) = 0,240$$

$$f_{0,2proof,\theta} = 0,240 \times 220 \text{ MPa} = 52,8 \text{ MPa}$$

$$g_{2,\theta} = (0,35 - 23/100 \times (0,35 - 0,38)) = 0,357$$

$$f_{u,\theta} = (0,27 - 23/100 \times (0,27 - 0,15)) \times 550 \text{ MPa} = 133,3 \text{ MPa}$$

$$f_{2,\theta} = 52,8 \text{ MPa} + 0,357 \times (133,3 - 52,8) \text{ MPa} = 81,5 \text{ MPa}$$

$$k_{2,\theta} = 81,5/220 = 0,37$$

§ 7.4.7

Éq. 7.1

§ 7.2

Tableau 7.1

Éq. 7.1



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	5 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Véifié par	MAP	Date	Fév. 2006

CP460 :

$$\begin{aligned}
 k_{0,2\text{proof},\theta} &= 0,23-23/100 \times (0,23-0,11) &= 0,202 \\
 f_{0,2\text{proof},\theta} &= 0,202 \times 460 \text{ MPa} &= 93,1 \text{ MPa} \\
 g_{2,\theta} &= 0,25 \\
 f_{u,\theta} &= (0,24 - 23/100 \times (0,24-0,10)) \times 650 \text{ MPa} &= 135,1 \text{ MPa} \\
 f_{2,\theta} &= 93,1 \text{ MPa} + 0,25 \times (135,1 - 93,1) \text{ MPa} &= 103,6 \text{ MPa} \\
 k_{2,\theta} &= 103,6 / 460 &= 0,225
 \end{aligned}$$

§ 7.2
Tableau 7.1

Éq. 7.1

Résistance à la traction de la section transversale

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} N_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}]$$

Éq. 7.6

Recuit : $N_{fi,\theta,Rd} = 0,370 \times 235 \text{ kN} \times 1,1/1,0 = 95,6 \text{ kN} > 46,9 \text{ kN}$ OK.

CP460 : $N_{fi,\theta,Rd} = 0,225 \times 290 \text{ kN} \times 1,1/1,0 = 59,3 \text{ kN} > 46,9 \text{ kN}$ OK.

Moment résistant de la section transversale

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}]$$

Éq. 7.13

Recuit : $M_{fi,\theta,Rd} = 0,370 \times 7,58 \text{ kN.m} \times 1,1/1,0 = 3,08 \text{ kN.m} > 0,245 \text{ kN.m}$ OK.

CP460 : $M_{fi,\theta,Rd} = 0,225 \times 5,50 \text{ kN.m} \times 1,1/1,0 = 1,36 \text{ kN.m} > 0,245 \text{ kN.m}$ OK.

Interaction effort de traction et moment fléchissant

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \leq 1$$

Éq. 5.39

Recuit : $\frac{46,9 \text{ kN}}{95,6 \text{ kN}} + \frac{0,245 \text{ kNm}}{3,08 \text{ kNm}} = 0,57 \leq 1$ OK.

CP460 : $\frac{46,9 \text{ kN}}{59,3 \text{ kN}} + \frac{0,245 \text{ kNm}}{1,36 \text{ kNm}} = 0,97 \leq 1$ OK.

DIAGONALE, CALCUL À TEMPÉRATURE AMBIANTE ET EN SITUATION D'INCENDIE

(Barre 31)

Longueur de flambement = 1253 mm

A) Vérification à température ambiante

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$$

Éq. 5.2a

Recuit :

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1253}{19} \frac{1}{\pi} \sqrt{(220 / 200000)} = 0,696$$

Éq. 5.5a

$$\varphi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5(1 + 0,49(0,696 - 0,4) + 0,696^2) = 0,815$$

Éq. 5.4



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	6 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Véifié par	MAP	Date	Fév. 2006

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \sqrt{(\varphi^2 - \lambda^2)}} = \frac{1}{0,815 + \sqrt{(0,815^2 - 0,696^2)}} = 0,807$$

$$N_{b,Rd} = 0,807 \times 541 \text{ mm}^2 \times 220 \text{ MPa} / 1,1 = 87,3 \text{ kN} > 65,9 \text{ kN OK.}$$

CP460 :

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{f_y / E} = \frac{1253}{14,9} \frac{1}{\pi} \sqrt{(460 / 200000)} = 1,283$$

$$\varphi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5(1 + 0,49(1,283 - 0,4) + 1,283^2) = 1,540$$

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \sqrt{(\varphi^2 - \lambda^2)}} = \frac{1}{1,540 + \sqrt{(1,540^2 - 1,283^2)}} = 0,418$$

$$N_{b,Rd} = 0,418 \times 421 \text{ mm}^2 \times 460 \text{ MPa} / 1,1 = 73,6 \text{ kN} > 65,9 \text{ kN OK.}$$

B) Vérification en situation d'incendie

$$\varepsilon_{res} = 0,2$$

Température de l'acier après 30 min d'exposition au feu $\Theta = 832 \text{ °C}$

Recuit :

$$k_{0,2,proof,\theta} = 0,27 - 32/100 \times (0,27 - 0,14) = 0,228$$

$$k_{E,\theta} = 0,63 - 32/100 \times (0,63 - 0,45) = 0,572$$

CP460 :

$$k_{0,2,proof,\theta} = 0,23 - 32/100 \times (0,23 - 0,11) = 0,191$$

$$k_{E,\theta} = 0,52 - 32/100 \times (0,52 - 0,35) = 0,465$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A k_{0,2,proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi}$$

Recuit :

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{0,2,proof,\theta} / k_{E,\theta})} = 0,696 \sqrt{(0,228 / 0,572)} = 0,439$$

$$\varphi_\theta = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0,5(1 + 0,49(0,439 - 0,4) + 0,439^2) = 0,606$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{(\varphi_\theta^2 - \lambda_\theta^2)}} = \frac{1}{0,606 + \sqrt{(0,606^2 - 0,439^2)}} = 0,977$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = 0,977 \times 541 \text{ mm}^2 \times 0,228 \times 220 \text{ MPa} / 1,0 = 26,5 \text{ kN} > 21,7 \text{ kN OK.}$$

Éq. 5.3

Éq. 5.5a

Éq. 5.4

Éq. 5.3

§ 7.4.7

§ 7.2
Tableau 7.1

§ 7.2
Tableau 7.1

Éq. 7.8

Éq. 7.12

Éq. 7.11

Éq. 7.10



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

Affaire n°	VALCOSS	Page	7 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Vérfié par	MAP	Date	Fév. 2006

FEUILLE DE CALCUL

CP460 :

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{0,2,proof,\theta} / k_{E,\theta})} = 1,283 \sqrt{(0,191 / 0,465)} = 0,822 \quad \text{Éq. 7.12}$$

$$\varphi_\theta = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0,5(1 + 0,49(0,822 - 0,4) + 0,822^2) = 0,941 \quad \text{Éq. 7.11}$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{(\varphi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2)}} = \frac{1}{0,941 + \sqrt{(0,941^2 - 0,822^2)}} = 0,714 \quad \text{Éq. 7.10}$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = 0,714 \times 421 \text{ mm}^2 \times 0,191 \times 460 \text{ MPa} / 1,0 = 26,4 \text{ kN} > 21,7 \text{ kN OK.}$$

MEMBRURE SUPÉRIEURE, CALCUL À TEMPÉRATURE AMBIANTE ET EN SITUATION D'INCENDIE

Longueur de flambement = 1536 mm

(Barre 5)

A) Vérification à température ambiante

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \left(\frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1,0 \quad \text{Éq. 5.40}$$

Recuit :

$\beta_{W,y} = 1,0$ section transversale de Classe 1

Sec. 5.5.2

$k_y = 1,0 + 2(\lambda_y - 0,5) N_{Ed} / N_{b,Rd,y}$, mais $1,2 \leq k_y \leq 1,2 + 2N_{Ed} / N_{b,Rd,y}$

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1536}{30,3} \frac{1}{\pi} \sqrt{(220 / 200000)} = 0,535 \quad \text{Éq. 5.5a}$$

$$\varphi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5(1 + 0,49(0,535 - 0,4) + 0,535^2) = 0,676 \quad \text{Éq. 5.4}$$

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \sqrt{(\varphi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{0,676 + \sqrt{(0,676^2 - 0,535^2)}} = 0,917 \quad \text{Éq. 5.3}$$

$$N_{b,Rd,y} = 0,917 \times 1436 \text{ mm}^2 \times 220 \text{ MPa} / 1,1 = 263,3 \text{ kN} > 149,1 \text{ kN} \quad \text{Éq. 5.2a}$$

$k_y = 1,0 + 2(0,535 - 0,5) \times 149,1 / 263,3 = 1,039$. Comme la valeur calculée est inférieure à 1,2, on prend $k_y = 1,2$.

$$\frac{149,1}{263,3} + 1,2 \left(\frac{2,149 \times 1000^2}{1,0 \times 39,74 \times 10^3 \times 220 / 1,1} \right) = 0,890 < 1,0 \quad \text{OK.} \quad \text{Éq. 5.40}$$

CP460

$\beta_{W,y} = 1,0$ section transversale de Classe 1

§ 5.5.2

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1536}{26,7} \frac{1}{\pi} \sqrt{(460 / 200000)} = 0,878 \quad \text{Éq. 5.5a}$$



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	8 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	RFCS	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006
		Vérfié par	MAP	Date	Fév. 2006

$$\varphi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5(1 + 0,49(0,878 - 0,4) + 0,878^2) = 1,002$$

Éq. 5.4

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \sqrt{(\varphi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{1,002 + \sqrt{(1,002^2 - 0,878^2)}} = 0,673$$

Éq. 5.3

$$N_{b,Rd,y} = 0,673 \times 1015 \text{ mm}^2 \times 460 \text{ MPa} / 1,1 = 285,6 \text{ kN} > 149,1 \text{ kN}$$

Éq. 5.2a

$$k_y = 1,0 + 2(0,878 - 0,5)149,1 / 285,6 = 1,394,$$

$$\text{mais } 1,2 \leq k_y \leq 1,2 + 2(149,1 / 285,6) = 2,244, \quad \text{soit } k_y = 1,394$$

$$\frac{149,1}{285,6} + 1,394 \left(\frac{2,149 \times 1000^2}{1,0 \times 24,76 \times 10^3 \times 460 / 1,1} \right) = 0,81 < 1,0 \text{ OK.}$$

Éq. 5.40

B) Vérification en situation d'incendie

$$\varepsilon_{res} = 0,2$$

$$\text{Température de l'acier } 80 \times 80 \times 5 \text{ mm } \Theta = 810 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\text{Température de l'acier } 70 \times 70 \times 4 \text{ mm } \Theta = 823 \text{ }^\circ\text{C}$$

§ 7.4.7

Recuit :

$$k_{0,2,proof,\theta} = 0,27 - 10/100 \times (0,27 - 0,14) = 0,257$$

§ 7.2

$$f_{0,2,proof,\theta} = 0,257 \times 220 \text{ MPa} = 56,5 \text{ MPa}$$

Tableau 7.1

$$g_{2,\theta} = (0,35 - 10/100 \times (0,35 - 0,38)) = 0,353$$

$$f_{u,\theta} = (0,27 - 10/100 \times (0,27 - 0,15)) \times 550 \text{ MPa} = 141,9 \text{ MPa}$$

$$f_{2,\theta} = 56,5 \text{ MPa} + 0,353 \times (141,9 - 56,5) \text{ MPa} = 86,6 \text{ MPa}$$

Éq. 7.1

$$k_{2,\theta} = 86,6 / 220 = 0,394$$

$$k_{E,\theta} = 0,63 - 10/100 \times (0,63 - 0,45) = 0,612$$

CP460 :

$$k_{0,2,proof,\theta} = 0,23 - 23/100 \times (0,23 - 0,11) = 0,202$$

§ 7.2

$$f_{0,2,proof,\theta} = 0,202 \times 460 \text{ MPa} = 93,1 \text{ MPa}$$

Tableau 7.2

$$g_{2,\theta} = 0,25$$

$$f_{u,\theta} = (0,24 - 23/100 \times (0,24 - 0,10)) \times 650 \text{ MPa} = 135,1 \text{ MPa}$$

$$f_{2,\theta} = 93,1 \text{ MPa} + 0,25 \times (135,1 - 93,1) \text{ MPa} = 103,6 \text{ MPa}$$

Éq. 7.1

$$k_{2,\theta} = 103,6 / 460 = 0,225$$

$$k_{E,\theta} = 0,52 - 23/100 \times (0,52 - 0,35) = 0,481$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A_g k_{0,2,proof,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,\theta,Rd}} \leq 1,0$$

Éq. 7.24

Recuit :

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{0,2,proof,\theta} / k_{E,\theta})} = 0,535 \sqrt{(0,257 / 0,612)} = 0,347$$

Éq. 7.12

$$\varphi_\theta = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^2) = 0,5(1 + 0,49(0,347 - 0,4) + 0,347^2) = 0,547$$

Éq. 7.11



VTT Technical Research Centre of Finland
P.O. Box 1000, FI-02044 VTT
Tel. +358 20 722 111
Fax +358 20 722 7001

FEUILLE DE CALCUL

Affaire n°	VALCOSS	Page	9 sur 9	Rév.	A
Nom Affaire	Projet de Valorisation RFCS : Utilisation de l'Inox				
Sujet	Exemple 13 – Ferme en treillis constituée de profils creux				
Client	Rédigé par	PTY/AAT	Date	Janv. 2006	
RFCS	Véifié par	MAP	Date	Fév. 2006	

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{\theta} + \sqrt{(\varphi_{\theta}^2 - \lambda_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,547 + \sqrt{(0,547^2 - 0,347^2)}} = 1,03 = 1,0 \quad \text{Éq. 7.10}$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A_g k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi}} \leq 3 \quad \text{Éq. 7.28}$$

$$\mu_y = (1,2\beta_{M,y} - 3)\bar{\lambda}_{y,\theta} + 0,44\beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8 \quad \text{Éq. 7.29}$$

$$\chi_{\min,fi} A_g k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} = 1,0 \times 1436 \text{ mm}^2 \times 0,257 \times 220 \text{ MPa} / 1,0 = 81,2 \text{ kN} > 49,2 \text{ kN} \quad \text{OK.} \quad \text{Éq. 7.8}$$

$$M_{y,fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} = 0,394 \times 1,1 / 1,0 \times 39,74 \times 10^3 \times 220 / 1000^2 = 3,79 \text{ kN.m} > 0,731 \text{ kN.m} \quad \text{OK.} \quad \text{Éq. 7.13}$$

$$\psi = -0,487 \text{ kN.m} / 0,731 \text{ kN.m} = -0,666 \quad \text{Tableau 7.3}$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7 \times \psi = 2,466$$

$$\mu_y = (1,2 \times 2,466 - 3) \times 0,347 + 0,44 \times 2,466 - 0,29 = 0,78, \quad \text{Éq. 7.29}$$

comme la valeur calculée est inférieure à 0,8, on prend $\mu_y = 0,8$

$$k_y = 1 - 0,80 \times 49,2 \text{ kN} / 81,2 \text{ kN} = 0,515 \quad \text{Éq. 7.28}$$

$$\frac{49,2}{81,2} + 0,515 \times \frac{0,731}{3,79} = 0,70 < 1,0 \quad \text{OK.} \quad \text{Éq. 7.24}$$

CP460 :

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{0,2proof,\theta} / k_{E,\theta})} = 0,878 \sqrt{(0,202 / 0,481)} = 0,569 \quad \text{Éq. 7.12}$$

$$\varphi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5(1 + 0,49(0,569 - 0,4) + 0,569^2) = 0,703 \quad \text{Éq. 7.11}$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{\theta} + \sqrt{(\varphi_{\theta}^2 - \lambda_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,703 + \sqrt{(0,703^2 - 0,569^2)}} = 0,896 \quad \text{Éq. 7.10}$$

$$\chi_{\min,fi} A_g k_{0,2proof,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} = 0,896 \times 1015 \text{ mm}^2 \times 0,202 \times 460 \text{ MPa} / 1,0 = 84,5 \text{ kN} > 49,2 \text{ kN} \quad \text{OK.} \quad \text{Éq. 7.8}$$

$$M_{y,fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} = 0,225 \times 1,1 / 1,0 \times 24,76 \times 10^3 \times 460 / 1000^2 = 2,81 \text{ kN.m} > 0,731 \text{ kN.m} \quad \text{OK.} \quad \text{Éq. 7.13}$$

$$\psi = -0,487 \text{ kN.m} / 0,731 \text{ kN.m} = -0,666 \quad \text{Tableau 7.3}$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7 \times \psi = 2,466$$

$$\mu_y = (1,2 \times 2,466 - 3) \times 0,569 + 0,44 \times 2,466 - 0,29 = 0,771, \quad \text{Éq. 7.29}$$

comme la valeur calculée est inférieure à 0,8, on prend $\mu_y = 0,8$

$$k_y = 1 - 0,80 \times 49,2 \text{ kN} / 84,5 \text{ kN} = 0,534 \quad \text{Éq. 7.28}$$

$$\frac{49,2}{84,5} + 0,534 \times \frac{0,731}{2,81} = 0,72 < 1,0 \quad \text{OK.} \quad \text{Éq. 7.24}$$