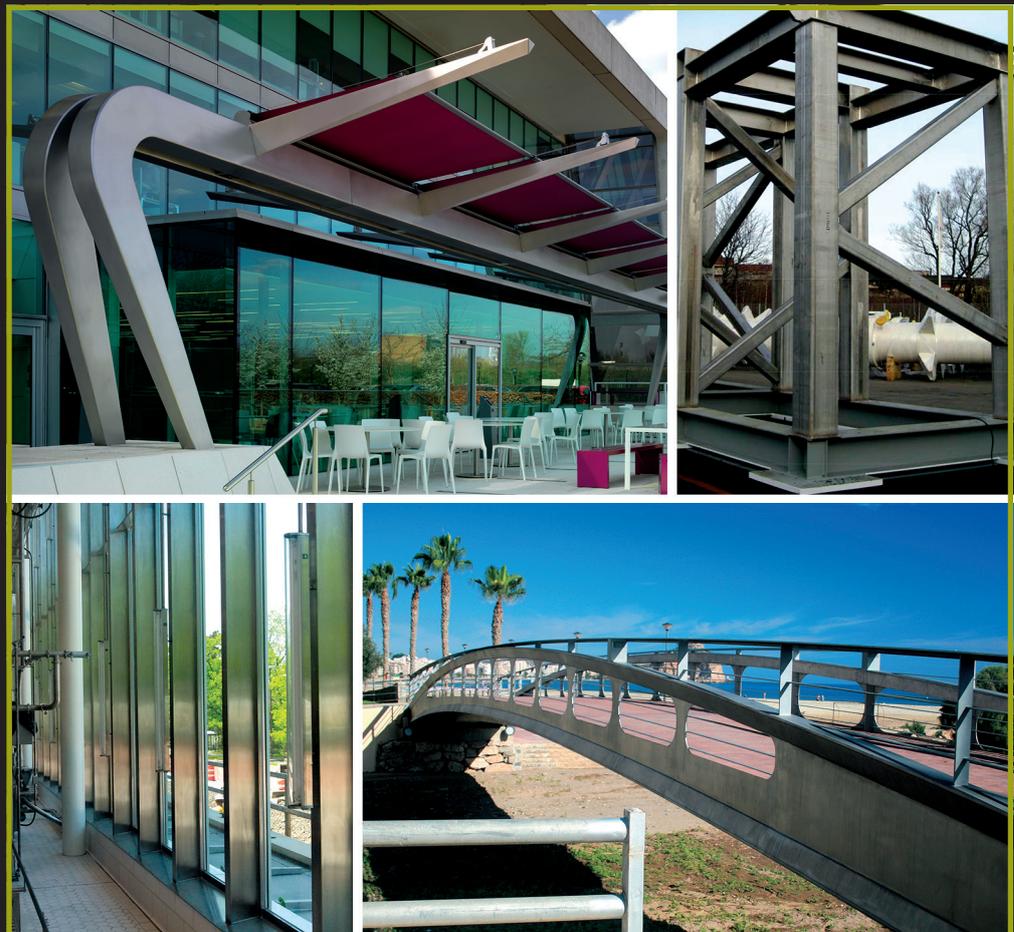


# Structures en acier inoxydable Guide de Conception

Quatrième Edition



En couverture :

En haut à gauche :

Auvent, Napp Pharmaceutical, Cambridge, UK

Nuance 1.4401, avec l'aimable autorisation de : m-tec

En haut à droite :

Installation de regazéification offshore,

Nuance 1.4301, avec l'aimable autorisation de : Montanstahl

En bas à gauche :

Laiterie, Cornell University, College of Agriculture and Life Sciences,

Nuance 1.4301/7, avec l'aimable autorisation de : Stainless Structural

En bas à droite :

Passerelle Águilas, Espagne

Nuance 1.4462, avec l'aimable autorisation de : Acuamed

© 2017 Steel Construction Institute. Tous droits réservés.

Numéro de publication : SCI P413

ISBN 978185942 2274

Publié par : SCI, Silwood Park, Ascot, Berks, SL5 7QN, UK

[www.steel-sci.com](http://www.steel-sci.com)

# PREFACE

## Quatrième Edition

Cette quatrième édition du Guide de Conception a été préparée par Nancy Baddoo de *The Steel Construction Institute* dans le cadre d'un projet Européen RFCS *Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels* (PUREST) (contrat numéro 709600). C'est une révision complète de la troisième édition, les changements majeurs concernent :

- L'alignement avec les amendements aux règles de l'EN 1993-1-4 (2015),
- L'ajout des aciers inoxydables ferritiques, basé sur les résultats du projet Européen RFCS *Structural applications of ferritic stainless steels* (SAFSS) (RFSR-CT-2010-00026),
- De nouvelles données sur le comportement thermique et mécanique des aciers inoxydables soumis au feu ont été ajoutées,
- Les données et règles de dimensionnement ainsi que les références aux dernières versions des codes Européens (y compris EN 10088, EN 1993 et EN 1090) ont été mises à jour,
- L'ajout d'une annexe concernant la modélisation du comportement du matériau,
- L'ajout d'une annexe permettant l'évaluation des effets bénéfiques du formage à froid sur la résistance,
- L'ajout d'une annexe permettant d'exploiter les effets bénéfiques de l'érouissage non-linéaire des aciers inoxydables via une nouvelle méthode de dimensionnement dénommée *Continuous Strength Method*.

Les partenaires du projet PUREST furent :

**The Steel Construction Institute (SCI)**  
(*coordinateur*)  
Silwood Park, Ascot, SL5 7QN,  
Royaume-Uni,  
[www.steel-sci.com](http://www.steel-sci.com)

**Universität Duisburg-Essen (UDE)**  
Universitätsstraße 2, Essen 45141,  
Allemagne  
[www.uni-due.de](http://www.uni-due.de)

**RINA Consulting - Centro Sviluppo  
Materiali S.p.A (CSM)**  
Via Di Castel Romano 100, Rome 00128,  
Italie  
[www.rinaconsulting.org/en/csm](http://www.rinaconsulting.org/en/csm)

**Politechnika Rzeszowska im. Ignacego  
Lukasiewicza (PRz)**  
al. Powstancow Warszawy 12, Rzeszów, 35  
959, Pologne  
[www.prz.edu.pl](http://www.prz.edu.pl)

**Teräsrakenneyhdistys ry**  
Unioninkatu 14 3 krs, Helsinki 00130,  
Finlande  
[www.terasrakenneyhdistys.fi](http://www.terasrakenneyhdistys.fi)

**Universidade de Coimbra**  
Paço das Escolas, Coimbra, 3001 451,  
Portugal  
[www.uc.pt](http://www.uc.pt)

**Universitat Politècnica de Catalunya (UPC)**  
Calle Jordi Girona 31, Barcelona 08034  
Espagne  
[www.upc.edu](http://www.upc.edu)

**Katholieke Universiteit Leuven (KU Leuven)**  
Oude Markt 13, Leuven 3000,  
Belgique  
[www.kuleuven.be](http://www.kuleuven.be)

**Stalbyggnadsinstitutet (SBI)**  
Kungsträdgårdsgatan 10, 111 47 Stockholm,  
Suède  
[www.sbi.se](http://www.sbi.se)

**Imperial College of Science Technology  
and Medicine**  
South Kensington Campus Exhibition Road,  
London, SW7 2AZ, Royaume-Uni,  
[www.imperial.ac.uk](http://www.imperial.ac.uk)

**České vysoké učení technické v Praze  
(CVUT)**  
Žitkova 4, Praha 16636, République Tchèque  
[www.cvut.cz](http://www.cvut.cz)

**OneSource Consultoria Informática**  
Urbanização Ferreira Jorge - 1º dto Lote 14,  
Coimbra 3040 016 , Portugal  
[www.onesource.pt](http://www.onesource.pt)

Les personnes suivantes ont largement contribué à la préparation de cette quatrième édition

- Sheida Afshan (Brunel University London, Royaume-Unis)
- Itsaso Arrayago (Universitat Politècnica de Catalunya, Espagne)
- Leroy Gardner (Imperial College London, Royaume-Unis)
- Graham Gedge (Arup, Royaume-Unis)
- Michal Jandera (České vysoké učení technické v Praze, République Tchèque)
- Esther Real (Universitat Politècnica de Catalunya, Espagne)
- Barbara Rossi (KU Leuven, Belgique)
- Natalie Stranghöner (Universität Duisberg-Essen, Allemagne)
- Ou Zhao (Nanyang Technological University, Singapour)

La contribution française a été assurée par Barbara Rossi.

## **Préface à la troisième édition**

Cette troisième édition du Guide de Conception a été préparée par *The 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 8 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.

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 troisième édition

- The Steel Construction Institute (SCI) (coordinateur du projet)
- Centro Sviluppo Materiali (CSM)
- Le CUST, Université Blaise Pascal de Clermont-Ferrand
- Euro Inox
- RWTH, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aix-La-Chapelle
- VTT, Teknologian tutkimuskeskus VTT Oy, Finlande
- SBI, Stålbyggnadsinstitutet, Suède
- Universitat Politècnica de Catalunya, Espagne

## Préface à la deuxième 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 dix 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 dix 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.

## REMERCIEMENTS

Les organismes qui suivent ont contribué financièrement à l'édition de ce Guide de Conception:

- The European Union's Research Fund for Coal and Steel,
- Outokumpu,
- Aperam,
- Industeel,
- AcerInox,
- Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração (CBMM),
- Nickel Institute,
- Stalalube.

## 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 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 calcul

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

L'Eurocode 3 est actuellement en cours de révision et une nouvelle version de chaque partie, incluant l'EN 1993-1-4, devrait être publiée en 2023. Dans certains cas, ce *Guide de Conception* donne les recommandations et données de dimensionnement qui seront publiées prochainement dans l'EN 1993-1-4. Dans ce cas, le lecteur sera informé des différences entre ce guide et l'EN 1993-1-4:2015 via une note ombrée telle que celle-ci.

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 [www.steel-stainless.org/designmanual](http://www.steel-stainless.org/designmanual) et sur Steelbiz, un système d'information technique du SCI ([www.steelbiz.org](http://www.steelbiz.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.

Un software et des applications de dimensionnement sont aussi disponibles en ligne à l'adresse [www.steel-stainless.org/designmanual](http://www.steel-stainless.org/designmanual). Ces outils calculent les résistances des sections droites et barres en accord avec les règles de dimensionnement de ce *Guide de Conception* et l'EN 1993-1-4:2015, pour les sections droites standards ou définies par l'utilisateur.

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 son élaboration.

# Table des Matières

<b>PREFACE</b>	iii
<b>REMERCIEMENTS</b>	v
<b>AVANT-PROPOS</b>	v
<b>PARTIE I – RECOMMANDATIONS</b>	
1 INTRODUCTION	2
1.1 Qu'est-ce que l'acier inoxydable ?	2
1.2 Aciers inoxydables appropriés aux applications structurelles	4
1.3 Applications de l'acier inoxydable dans le domaine de la construction	5
1.4 Objet de ce Guide de Conception	6
1.5 Symboles	7
1.6 Conventions pour les axes des éléments	9
1.7 Unités	10
2 PROPRIETES DES ACIERS INOXYDABLES	11
2.1 Comportement contrainte-déformation de base	11
2.2 Facteurs affectant le comportement contrainte- déformation	13
2.3 Normes appropriées et résistance de dimensionnement	14
2.4 Propriétés physiques	23
2.5 Effets de la température	25
2.6 Galvanisation et contact avec le zinc en fusion	25
2.7 Disponibilité des formes de produits	25
2.8 Analyse en cycle de vie et impacts environnementaux	28
3 Durabilité et sélection de la nuance	29
3.1 Introduction	29
3.2 Types de corrosion et performances des nuances d'acier	30
3.3 Corrosion en fonction de l'environnement	33
3.4 Dimensionnement en vue de la prévention de la corrosion	36
3.5 Sélection de la nuance	38
4 BASES DE CALCUL	46
4.1 Exigences générales	46
4.2 Calcul aux états limites	46
4.3 Charges	47
5 CARACTERISTIQUES DES SECTIONS	48
5.1 Généralités	48
5.2 Rapports largeur-épaisseur maximum	48
5.3 Classification des sections transversales	48
5.4 Largeurs efficaces	52
5.5 Parois raidies	57
5.6 Calcul des caractéristiques des sections	61
5.7 Résistances des sections transversales	63
6 DIMENSIONNEMENT DES BARRES	68
6.1 Introduction	68

6.2	Barres tendues	68
6.3	Barres comprimées	68
6.4	Barres fléchies	73
6.5	Barres soumises à des combinaisons de charges axiales et de moments fléchissant	85
7	DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES	88
7.1	Recommandations générales	88
7.2	Assemblages boulonnés	90
7.3	Fixations mécaniques pour les tôles minces	96
7.4	Connections soudées	96
8	CALCUL DE RÉSISTANCE AU FEU	101
8.1	Généralités	101
8.2	Caractéristiques mécaniques aux températures élevées	101
8.3	Détermination de la résistance au feu des structures	105
8.4	Caractéristiques thermiques aux températures élevées	112
8.5	Modèle de comportement mécanique aux températures élevées	115
9	FATIGUE	117
10	ESSAIS	118
10.1	Généralités	118
10.2	Détermination de la courbe contrainte-déformation	118
10.3	Essais réalisés sur les éléments	118
11	ASPECTS CONCERNANT LA FABRICATION	120
11.1	Introduction	120
11.2	EN 1090 Exécution des structures en acier et Aluminium	120
11.3	Classe d'exécution	121
11.4	Stockage et manutention	122
11.5	Opérations de formage	123
11.6	Soudage	125
11.7	Blessures et grippage	131
11.8	Finitions	132

# **PARTIE 1 - RECOMMANDATIONS**

# 1 INTRODUCTION

## 1.1 Qu'est-ce que l'acier inoxydable ?

*Acier inoxydable* est le nom donné à une famille de nuances d'acier résistant à la corrosion, réfractaire et contenant un minimum de 10,5% de chrome. Comme pour l'acier qui présente de nombreuses nuances possédant une résistance, soudabilité ou ténacité différente, il existe une grande variété d'aciers inoxydables caractérisés par une résistance à la corrosion ou des propriétés mécaniques différentes. Cette variété de nuances est le résultat du contrôle des éléments d'alliages qui modifient d'une part les propriétés mécaniques et d'autre part la capacité à résister à différentes atmosphères corrosives. Il est donc important de sélectionner la nuance adéquate i.e. correspondant à l'application visée sans que celle-ci soit forcément hautement alliée et par conséquent inutilement onéreuse.

Tant que le taux de chrome atteint 10,5%, que la surface est propre et exposée à l'air ambiant ou tout autre environnement oxydant, une fine couche transparente et hautement adhérente d'un oxyde riche en chrome se forme spontanément à la surface de l'acier inoxydable. En cas de dommage par abrasion ou de coupe, cette fine couche se régénère automatiquement en présence d'oxygène. Bien que très fine, d'une épaisseur d'environ  $5 \times 10^{-6}$  mm, cette couche est stable et non poreuse. Tant que la nuance en question est d'une résistance à la corrosion suffisante pour l'atmosphère considérée, il n'y aura aucune autre réaction entre l'acier inoxydable et l'atmosphère. Cette fine couche est donc appelée film passif. La stabilité du film passif dépend de la composition chimique de la nuance envisagée, de son traitement de surface et du degré de corrosivité de l'environnement. Elle augmente avec le taux de chrome ainsi qu'en présence d'éléments d'alliages tels que le molybdène et l'azote.

L'acier inoxydable peut être classé en cinq grandes familles caractérisées par certaines propriétés et une capacité différente à résister à toutes formes de corrosion.

### ***Acier inoxydable austénitique***

La nuance d'acier inoxydable la plus utilisée contient 17 à 18% de chrome et 8 à 11% de nickel. Comparées à l'acier carbone qui possède une structure atomique cubique centrée, les nuances austénitiques possèdent une structure cubique à face centrée. Par conséquent, en plus de sa résistance à la corrosion élevée, les nuances austénitiques sont caractérisées par une grande ductilité, sont aisément formées à froid et facilement soudable. Comparées aux aciers au carbone, elles présentent une meilleure ténacité sur un domaine de température élargi. Elles peuvent être écrouis par formage à froid mais pas par traitement thermique. Leur résistance à la corrosion peut être améliorée en augmentant le taux de chrome ainsi qu'en présence d'éléments d'alliages tels que le molybdène et l'azote. C'est la nuance la plus utilisée dans le domaine des bâtiments et de la construction.

### ***Acier inoxydable ferritique***

La nuance d'acier inoxydable ferritique la plus populaire contient 10,5 à 18% de chrome. Ces nuances contiennent très peu, voire pas du tout, de nickel et leur structure atomique cubique centrée est similaire à celle de l'acier carbone. Ils coûtent moins cher que les nuances austénitiques de même résistance à la corrosion et leur coût est sujet à moins de fluctuations. Ils sont en général moins ductiles et moins soudables que leurs équivalents austénitiques. Leurs formabilité et propriétés d'usinage sont similaires à celles de l'acier carbone S355. Ils peuvent être écrouis par formage à froid mais dans une moindre mesure. Comme pour les nuances

austénitiques, ils ne peuvent l'être par traitement thermique. Ils sont utilisés dans des applications en intérieur ou dans des atmosphères peu corrosives. Ils sont aussi caractérisés par une bonne résistance à la fissuration par corrosion sous tension et leur résistance à la corrosion peut être améliorée par addition de molybdène. Ils offrent une bonne alternative à l'acier galvanisé dans les constructions à parois minces. Ils sont en effet largement utilisés en épaisseur inférieure à 4mm.

### ***Acier inoxydable duplex (austéno-ferritique)***

Les nuances duplex ont une structure cristalline contenant de l'austénite et de la ferrite et sont, par conséquent, souvent nommés aciers austéno-ferritiques. Ils contiennent en général 20 à 26% de chrome, 1 à 8% de nickel, 0,05 à 5 % de molybdène et 0,05 à 3% d'azote. Ils contiennent moins de nickel que les nuances austénitiques et leur coût est donc sujet à moins de fluctuations. Les nuances trempées sont environ deux fois plus résistantes que les nuances austénitiques ce qui rend l'optimisation des matières premières possible – cela peut être un avantage indéniable dans les structures où le poids prend une importance capitale comme les ponts et les plateformes offshore. Ces nuances sont appropriées pour une large gamme d'environnements corrosifs. Bien que leur domaine d'érouissage soit étendu, leur résistance élevée ne leur confère pas autant de déformabilité que les nuances austénitiques. Ils peuvent aussi être écrouis par formage à froid mais pas par traitement thermique. Ils sont également caractérisés par une bonne soudabilité et bonne résistance à la fissuration par corrosion sous tension. Ils forment en quelque sorte une gamme de nuance complémentaire aux ferritiques puisqu'ils sont plus utilisés sous forme de tôles épaisses.

### ***Acier inoxydable martensitique***

Les nuances martensitiques sont caractérisées par une structure cristalline cubique centrée comme les nuances ferritiques ou l'acier carbone mais, grâce à leur teneur en Carbone plus élevée, ils peuvent être écrouis par traitement thermique. Ils sont généralement déclinés en nuances trempées et revenues ce qui leur offre une haute résistance couplée à une résistance à la corrosion modérée. Ils sont utilisés dans des applications où leur tenue à l'abrasion et dureté est requise, comme dans la coutellerie, l'outillage, les instruments chirurgicaux, les outils de coupe industriels, les plaques d'usure ou encore les aubes de turbines. Ils sont moins ductiles et plus sensibles à la rupture par entaille que les trois autres familles. Bien que la plupart des nuances puisse être soudées, ce processus de fabrication requiert un chauffage préalable ainsi qu'un traitement thermique post-fabrication, ce qui limite leur utilisation dans les composants soudés.

### ***Acier inoxydable à durcissement par précipitation***

Ces nuances peuvent être écrouies par traitement thermique jusqu'à atteindre de très hautes résistances et sont groupées en trois catégories suivant leur structure cristalline : martensitique, semi-austénitique, austénitique. Elles ne sont habituellement pas utilisées dans les constructions soudées. Leur résistance à la corrosion est en général meilleure que celle des nuances martensitiques et similaire à la nuance austénitique contenant 18% de chrome et 8% de nickel. Bien que principalement utilisés dans le domaine aéronautique, ils sont aussi utilisés en tant que barre de traction, arbre de transmission, boulons et d'autres applications requérant une très haute résistance couplée à une résistance à la corrosion modérée.

Les recommandations à suivre pour sélectionner la nuance d'acier inoxydable sont fournies en Section 3.5.

## 1.2 Aciers inoxydables appropriés aux applications structurelles

Ce guide de dimensionnement est d'application pour les nuances austénitiques, ferritiques et duplex qui sont souvent rencontrées dans les applications structurelles. Les compositions chimiques et résistances de quelques nuances utilisées dans le domaine de la construction sont fournies en Tableau 2.1 et Tableau 2.2.

La liste des nuances austénitiques de l'EN 1993-1-4 et celle des nuances ferritiques est, respectivement, plus longue et plus courte que celles fournies dans ce Guide de Conception.

Les règles de dimensionnement de ce manuel peuvent aussi être utilisées pour les nuances listées dans l'EN 10088, bien qu'il soit conseillé de consulter la Section 4.2. Il est conseillé de requérir l'avis d'un producteur d'acier inoxydable ou d'un consultant concernant les aspects de durabilité, fabrication ou soudabilité des autres nuances.

### **Acier inoxydable austénitique**

Les nuances austénitiques sont généralement utilisées dans les applications structurelles pour lesquelles une bonne résistance mécanique et à la corrosion, une bonne déformabilité (inclus la capacité à former des courbes plus serrées), une excellente soudabilité en atelier et sur site et, en cas de séisme, un large domaine de déformation à la rupture sont requis.

Les nuances 1.4301 (mieux connue sous le nom répandu 304) et 1.4307 (304L) sont les plus souvent utilisées. Elles contiennent 17,5 à 20% de chrome et 8 à 10% de nickel. Elles peuvent être utilisées en milieux rural, urbain et industriel léger.

Les nuances 1.4401 (316) et 1.4404 (316L) contiennent environ 16 à 18% de chrome, 10 à 14% de nickel et alliées au molybdène à hauteur de 2 à 3%, dans le but d'augmenter leur résistance à la corrosion. Elles sont appropriées aux milieux marins et industriels.

Note : Le « L » dans la dénomination indique une basse teneur en carbone induisant un risque réduit de sensibilisation (par précipitation de carbure de chrome) et de corrosion intergranulaire dans les zones de soudure affectées thermiquement. Par conséquent, pour les constructions soudées, soit une nuance de type « L » ou une nuance stabilisée telle que 1.4541 ou 1.4571 devrait être employée. Une faible teneur en carbone n'affecte en rien la résistance à la corrosion des parties non soudées. Si des méthodes d'assemblage par soudure dites traditionnelles sont utilisées, les nuances commercialisées sont souvent à basse teneur en carbone voire doublement certifiées comme, par exemple, 1.4301/1.4307, avec la résistance de la nuance 1.4301 et la teneur en carbone de la nuance 1.4307. Si des méthodes d'assemblages plus obsolètes sont utilisées, la version « L » de la nuance doit être spécifiée dans les documents du projet impliquant du soudage.

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.

Les nuances à haute teneur en chrome, environ 20%, sont dès à présent disponibles et seront introduites dans la prochaine révision de l'EN 10088. La nuance 1.4420 est un exemple d'une nuance à haute teneur en chrome (et azote) dont la résistance à la corrosion est similaire à la nuance 1.4401. Elle présente une résistance plus élevée que les nuances austénitiques standards, avec une limite élastique valant 390 N/mm<sup>2</sup> (comparé à 240 N/mm<sup>2</sup>) tout en restant ductile.

### ***Acier inoxydable duplex***

Les nuances d'acier inoxydable duplex sont utiles dans les applications où résistance mécanique et à la corrosion ainsi qu'un bon comportement à la corrosion par crevasses et à la fissuration par corrosion sous tension sont requises. La nuance 1.4462 possède une des meilleures résistances à la corrosion et peut être utilisée en environnement marin ou sous d'autres environnements agressifs. L'utilisation toujours plus grandissante des aciers inoxydables dans le domaine de la construction a permis le développement de nouvelles nuances dites « lean duplex ». Ces nuances sont caractérisées par un taux de nickel et de molybdène réduit permettant une réduction importante du coût. Quatre nuances « lean duplex » ont été récemment ajoutées dans l'EN 1993-1-4 du fait de leur utilisation de plus en plus poussée.

### ***Acier inoxydable ferritique***

Les deux nuances « standard » largement disponibles et utilisées dans des applications structurelles sont le 1.4003 (une nuance basique contenant environ 11% de chrome) et le 1.4016 (qui contient environ 16,5% de chrome et ayant une résistance à la corrosion plus élevée que la nuance précitée). Le procédé de soudure détériore la résistance à la corrosion et la ténacité de la nuance 1.4016.

Les nuances ferritiques dites plus modernes telles que le 1.4509 et le 1.4521, contiennent des éléments d'alliage tels que le Niobium et le Titane ce qui améliore leur soudabilité et déformabilité de manière substantielle. La nuance 1.4521, contenant 2% de molybdène, offre une résistance accrue à la corrosion par piqûre et par crevasses dans les environnements chargés en chlorures (cette nuance présente une résistance à la corrosion par piqûre similaire à 1.4401). La nuance récente 1.4602 contient environ 20% de chrome, ce qui permet d'obtenir un effet poli meilleur que pour les nuances 1.4509 et 1.4521.

## **1.3 Applications de l'acier inoxydable dans le domaine de la construction**

L'acier inoxydable est utilisé dans le domaine de la construction depuis son invention il y a environ 100 ans. Les produits en acier inoxydable sont esthétiques et résistants à la corrosion, ils demandent peu de maintenance et possèdent d'excellentes propriétés mécaniques telles que résistance, ténacité et comportement en fatigue. Ils peuvent être usinés suivant les méthodes traditionnelles et sont complètement et indéfiniment recyclable en fin de vie. Les aciers inoxydables constituent une alternative de choix pour les applications en environnements agressifs comme, par exemple, les bâtiments et structures en environnements marins ou pollués, ou exposés aux sels de déverglaçage.

Leur large domaine de ductilité leur confère une plus grande résistance aux séismes puisqu'il leur permet de dissiper plus d'énergie. Cependant, les applications sujettes aux séismes ne sont pas traitées dans ce manuel.

Les applications courantes des nuances austénitiques et duplex sont :

- Poutres, colonnes, plateformes et supports utilisés dans les industries de traitement des eaux usées, de pâte à papier, nucléaires, de biomasse, chimiques, pharmaceutiques ou dans les industries de traitement de denrées alimentaires
- Structures primaires (poutres, colonnes), axes, barrières et rails de sécurité, gainages et joints d'expansion dans les ponts
- Digue, jetées et autres structures marines
- Ferrailage dans les constructions en béton
- Peau extérieure : mur-rideau, couverture, auvent, recouvrement intérieur (de protection) des tunnels
- Système de support pour mur-rideau, maçonnerie, recouvrement intérieur (de protection) des tunnels etc.
- Barrière et rambarde de sécurité, mobilier urbain
- Ancrages et fixations pour le bois, la pierre, la maçonnerie ou la roche mère
- Éléments de structure et de connections dans les piscines (une attention particulière doit être apportée au choix de la nuance adéquate en atmosphère confinée dû au risque de fissuration par corrosion sous tension (cf. Section 3.5.3))
- Structures résistantes aux impacts ou explosion telles que rails et portes de sécurité, ou bornes de sécurité
- Murs résistants au feu ou explosion, échelle et plateforme d'accès sur les plateformes offshore.

Les nuances ferritiques sont utilisées dans les éléments couverture (façade et toiture). Dans le secteur du transport, elles sont aussi largement utilisées comme éléments structurels, tels que dans les structures porteuses (tubulaires) internes aux bus. Elles sont par ailleurs d'une grande utilité dans le cas du transport de charbon par wagon lorsqu'une grande résistance à l'abrasion par glissement en environnement humide est requise. Bien que jusqu'à présent assez rarement utilisés dans le domaine de la construction, les nuances ferritiques sont potentiellement utiles dans les applications où l'aspect esthétique combiné à un bon comportement mécanique et une assez bonne résistance à la corrosion prime. Dans les constructions mixtes, là où la durée de vie en service dépasse 25 ans ou lorsque l'environnement immédiat est modérément corrosif, les nuances ferritiques constituent une alternative économique à l'acier galvanisé dans les planchers. Par ailleurs, les nuances ferritiques – substituant l'acier galvanisé – se révèlent aussi avantageuses en coffrage perdu, panne de toiture ou en tant que soutien aux techniques, comme les chemins de câbles. Ces nuances pourraient aussi être avantageusement utilisées dans des environnements semi-ouverts non chauffés tels que gares ou halls, comme contreventements ou en support de maçonnerie.

## **1.4 Objet de ce Guide de Conception**

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 structurels secondaires de bâtiments, d'installations offshore et de structures similaires. Il convient de ne pas les appliquer à des structures particulières telles que 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 ou à chaud et des éléments soudés ainsi que leur assemblage. Elles sont applicables aux nuances d'acier inoxydable austénitique, ferritique et duplex. Les sections formées à chaud par moulage ne font pas l'objet du présent document. (Il est à noter que les propriétés des sections moulées peuvent différer des sections équivalentes formées à chaud, comme par exemple les sections moulées de nuances austénitiques qui sont modérément magnétiques).

Les recommandations ont été formulées selon la philosophie d'états limites et sont en accord avec les recommandations de l'EN 1993 1-4 : Eurocode 3 - Partie 1.4: *Calcul des structures en aciers, Règles générales - Règles supplémentaires pour les aciers inoxydables*, sauf lorsque cela est clairement indiqué dans le texte.

## 1.5 Symboles

De façon générale, les symboles utilisés dans ce guide sont identiques aux symboles utilisés dans l'EN 1993 1-1 : Eurocode 3 : *Règles générales. Règles pour les bâtiments*.

Les dimensions et les axes des sections sont illustrés à la Figure 1.1.

### **Majuscules latines**

$E$	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
$R$	Résistance
$V$	Effort tranchant
$W$	Module de résistance

### **Majuscules grecques**

$\Delta$	Différence de ... (précède le symbole principal)
----------	--

### **Minuscules latines**

$a$	Distance entre raidisseurs ; épaisseur de gorge d'une soudure
$b$	Largeur
$c$	Distance ; partie en console
$d$	Diamètre ; hauteur (profondeur)
$e$	Excentricité ; décalage d'axe neutre ; pince longitudinale ; pince transversale
$f$	Résistance (d'un matériau)
$g$	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>u-u</i>	Axe fort
<i>v-v</i>	Axe faible
<i>w</i>	Déformation en ondulation
<i>x-x, y-y, z-z</i>	Axes orthonormés

### **Minuscules grecques**

$\alpha$	(alpha) Rapport; facteur
$\beta$	(beta) Rapport; facteur
$\gamma$	(gamma) Coefficient partiel
$\varepsilon$	(epsilon) Déformation; coefficient $\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\ 000} \right]^{0,5}$
$\lambda$	(lambda) Rapport d'élancement (une barre au-dessus du symbole signifie adimensionnel)
$\rho$	(rho) Coefficient de réduction
$\sigma$	(sigma) Contrainte normale
$\tau$	(tau) Contrainte de cisaillement
$\varphi$	(phi) Rapport
$\chi$	(chi) Coefficient de réduction (pour le flambement)
$\psi$	(psi) Rapport de contraintes ; coefficient de réduction

### **Indices**

a	Moyen
b	Appui ; flambement ; boulon
c	Section transversale
cr	Critique
d	Calcul
E	Euler
eff	Efficace
e	Efficace (avec autre indice)
el	Élastique

f	Semelle
g	Brut
i,j,k	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)
$\sigma$	Contrainte normale
$\tau$	Contrainte de cisaillement

## 1.6 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.

## 1.7 Unités

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

- 1 forces et charges kN, kN/m, kN/m<sup>2</sup>
- 2 masse kg/m<sup>3</sup>
- 3 poids unitaire kN/m<sup>3</sup>
- 4 contraintes et résistances MPa (= MN/m<sup>2</sup> ou N/mm<sup>2</sup>)
- 5 moment fléchissant kN.m

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

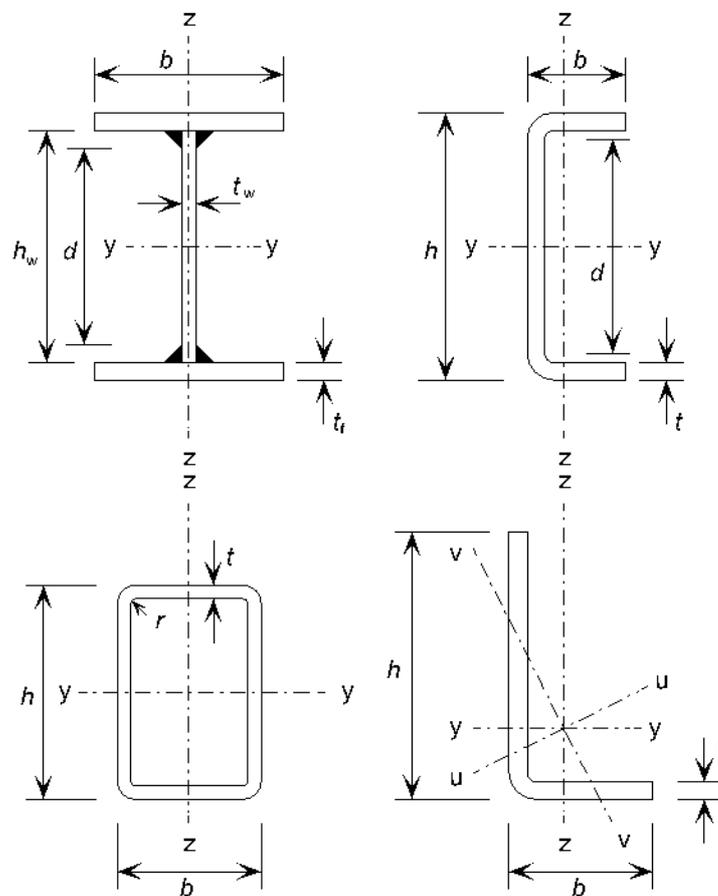


Figure 1.1 Dimensions et axes des sections

## **2 PROPRIETES DES ACIERS INOXYDABLES**

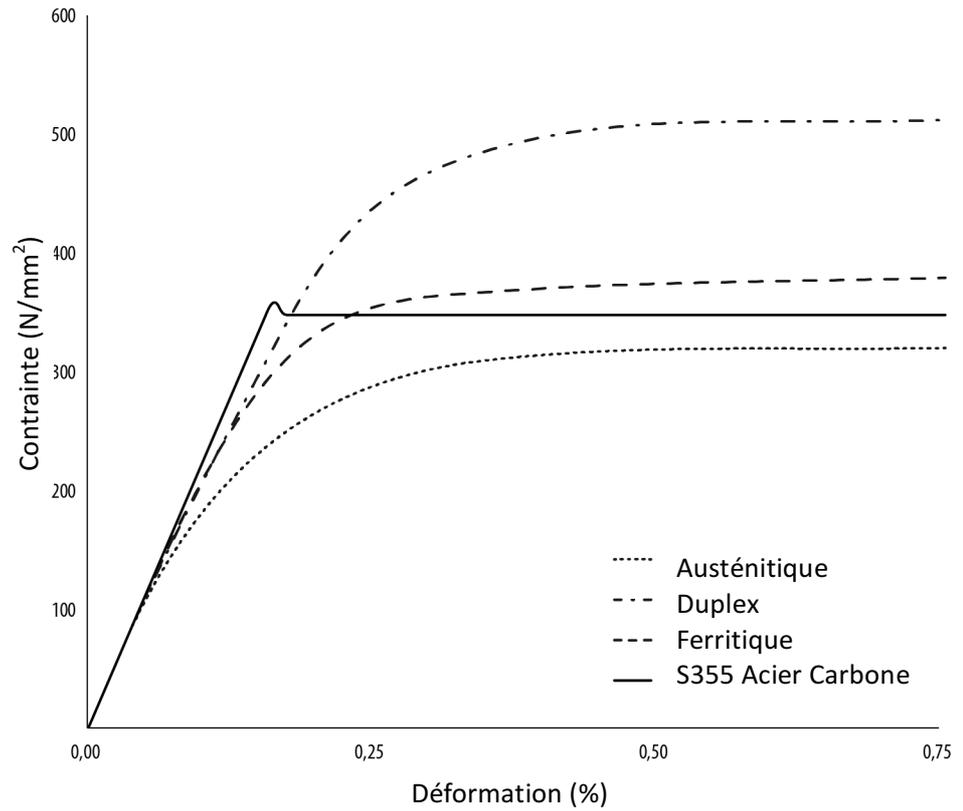
### **2.1 Comportement contrainte-déformation de base**

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 carbone montre typiquement un comportement élastique linéaire jusqu'à la contrainte d'écoulement et un plateau avant que l'écrouissage n'apparaisse, l'acier inoxydable possède un comportement plus curviligne sans contrainte d'écoulement bien définie. La Figure 2.1 compare la courbe contrainte-déformation d'une variété d'aciers inoxydables avec l'acier carbone, pour des déformations allant jusqu'à 0,75% et la Figure 2.2 montre des courbes contrainte-déformation typiques. Ces courbes sont représentatives de la gamme de matériaux pouvant être fournis et il convient de ne pas les utiliser dans le calcul.

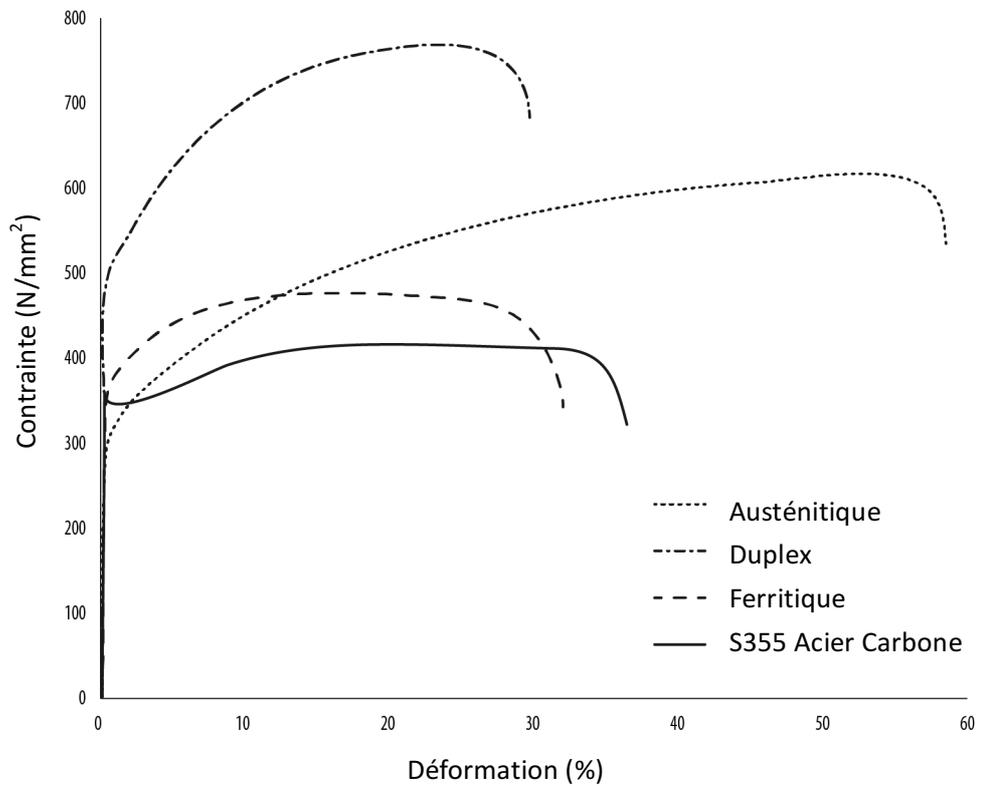
Par conséquent, les limites « d'élasticité » des aciers inoxydables sont généralement données en fonction d'une limite d'élasticité conventionnelle définie pour une déformation permanente décalée particulière (par convention une déformation de 0,2 %), cf. Figure 2.3. On la nomme généralement limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %. La limite de proportionnalité des aciers inoxydables est comprise entre 40 et 70% de la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2%.

Soulignons que la réponse des nuances ferritiques est plutôt située entre celle des nuances austénitiques et celle des aciers au carbone. Elle présente un caractère moins non-linéaire (rayon de courbure plus important) mais une résistance mécanique plus élevée que pour les aciers au carbone.

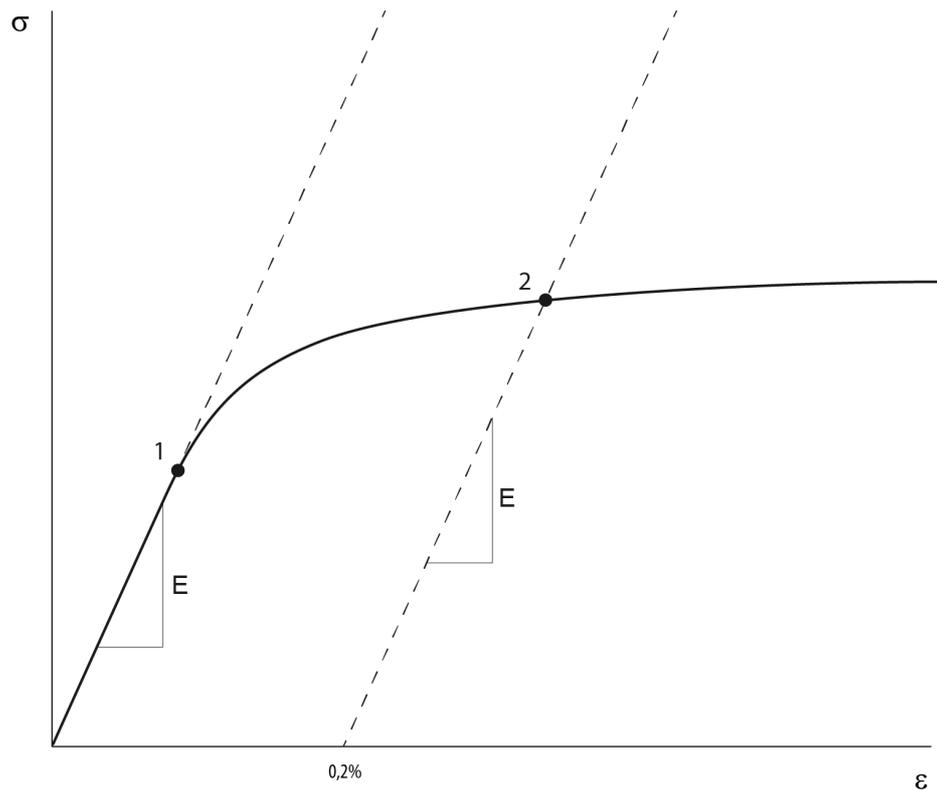
Les aciers inoxydables peuvent absorber un choc considérable sans rupture grâce à leur excellente ductilité (surtout les nuances austénitiques) et à leurs caractéristiques d'écrouissage.



**Figure 2.1** Courbes contrainte-déformation typiques pour l'acier inoxydable et l'acier carbone de 0 à 0,75 % de déformation



**Figure 2.2** Courbes contrainte-déformation typiques pour l'acier inoxydable et l'acier carbone, jusqu'à la rupture.



1. Limite élastique (de proportionnalité)
2. Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2%

**Figure 2.3** Définition de la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %.

## 2.2 Facteurs affectant le comportement contrainte- déformation

Comparées à l'acier carbone, les nuances d'acier inoxydable présentent une métallurgie plus complexe ce qui conduit à une modification de leur propriétés finales suite au processus de fabrication.

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 :

### 2.2.1 Travail à froid

L'acier inoxydable est généralement fourni en condition recuite, ce qui veut dire qu'il a subi un traitement thermique durant lequel la température du produit est d'abord augmentée et maintenue pendant un certain laps de temps puis celui-ci est rapidement refroidi. Ce processus permet un retour à un état du matériau doux et malléable.

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. Il est possible de se procurer de tels matériaux écrouis à froid (voir Tableau 2.3). Le prix de l'acier inoxydable écroui à

froid est légèrement plus élevé que celui du matériau recuit équivalent, selon la nuance, la forme du produit et le niveau d'écroutissage à froid.

Lorsque l'acier inoxydable est laminé 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.

Les sections droites formées à froid d'épaisseurs supérieures à 3mm quant à elles ne sont généralement pas fabriquées à partir d'un matériau écroui à froid. La différence de comportement mécanique pour ces sections droites (asymétrie, anisotropie) est donc moindre ; l'aspect non-linéaire quant à lui a une influence plus significative. Le comportement asymétrique en traction et en compression et l'anisotropie ont une influence importante lors du dimensionnement d'éléments à parois minces, aux rayons de courbure importants.

Pour l'acier inoxydable écroui à froid, 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 donc de prendre garde au choix de la résistance de calcul pour les aciers formés à froid (voir Tableau 2.3).

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, la résistance augmentant aussi dans les portions droites de la section. Les recommandations pour prendre en compte ce gain de résistance dans les calculs sont fournies en ANNEXE B. Une validation expérimentale reste aussi possible pour pouvoir profiter de l'augmentation locale de résistance due à la fabrication (cf. Chapitre 10).

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 (ainsi qu'une réduction de l'anisotropie). La Partie 7.4.4 donne des conseils de conception des assemblages soudés entre barres constituées de matériaux formés à froid.

## **2.2.2 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 carbone.

## **2.3 Normes appropriées et résistance de dimensionnement**

### **2.3.1 Produits longs et produits plats**

La norme appropriée est l'EN 10088 - Aciers inoxydables. Elle comprend cinq parties, dont trois sont utiles pour les applications dans le domaine de la construction:

- Partie 1, *Listes d'aciers inoxydables*, donne les compositions chimiques et des références sur certaines caractéristiques physiques comme le module d'élasticité,  $E$ .

- Partie 4, *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.
- Partie 5, *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 normes EN 10088-4 et -5 sont d'application pour les produits de la construction et l'acier inoxydable au sens de ces normes doit recevoir le marquage CE. Dans ce cas, le producteur déclare que le produit est conforme à son utilisation, qu'il est en accord avec la norme correspondante, qu'il répond aux valeurs minimales requises par la norme (par exemple des valeurs minimales d'épaisseur ou de résistance) et que les procédures de mise en conformité ont été respectées.

### **Dénomination et composition**

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 :

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

Les groupes d'acier inoxydable sont dénotés de la façon suivante l'EN 10027-2:

1.40XX	Acier inoxydable avec Ni < 2,5 % sans Mo, Nb et Ti
1.41XX	Acier inoxydable avec Ni < 2,5 % et Mo mais sans Nb et Ti
1.43XX	Acier inoxydable avec Ni ≥ 2,5 % mais sans Mo, Nb et Ti
1.44XX	Acier inoxydable avec Ni ≥ 2,5 %, et Mo mais sans Nb et Ti
1.45XX	Acier inoxydable avec des additions spéciales
1.46XX	Nuances au Ni chimiquement résistante, pour hautes températures

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 :

<b>X</b>	<b>2</b>	<b>CrNi</b>	<b>18-9</b>
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 internationales (US).

La composition chimique des nuances les plus communes est donnée au Tableau 2.1.

## **Résistance**

Lors du dimensionnement, 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 de limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %. ( $R_{p0,2}$ ) et de traction ( $R_m$ ) spécifiées dans l'EN 10088-4 et 5 (cf. Tableau 2.2). Ces valeurs correspondent à un matériau recuit et sont donc conservatives pour des produits ou sections droites qui ont subi un écrouissage à froid lors de la fabrication. Les sections droites destinées à des applications structurelles sont rarement fournies en conditions recuites.

Il faut souligner que la limite d'élasticité mesurée des nuances austénitiques dépasse la valeur minimale spécifiée dans la norme d'environ 25 à 40% pour des épaisseurs de tôle de moins de 25mm. Pour les duplex, la différence est moindre, comprise entre 5 à 20%. La limite élastique est inversement proportionnelle à l'épaisseur ou au diamètre, les tôles minces présentant une limite élastique largement supérieure à la valeur spécifiée tandis que pour des épaisseurs supérieures à 25mm, les valeurs spécifiées sont habituellement proche de la réalité.

Dans le cas des structures exposées à des climats chauds, il faut prendre en compte la température à laquelle l'acier inoxydable est soumis. Les éléments de petites dimensions et protégés du soleil restent généralement à température ambiante. Par contre, de grandes surfaces non protégées des rayons du soleil peuvent atteindre des températures jusqu'à 50% supérieures à la température ambiante. Des courbes de température peuvent être obtenues sur [www.weatherbase.com](http://www.weatherbase.com). Si la température peut atteindre 60°C, il convient de réduire la limite d'élasticité de 5%; des réductions plus importantes sont à prendre en compte si la température est encore plus importante.

**Tableau 2.1** Composition chimique selon l'EN 10088

	Nuance	Teneur en éléments d'alliages (maximum ou plages autorisées) en % de poids				
		C	Cr	Ni	Mo	Autres
Austénitique	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	
	1.4318	0,03	16,5 – 18,5	6,0 – 8,0		N: 0,1 – 0,2
	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 <sup>1</sup>
	1.4571	0,08	16,5 – 18,5	10,5 – 13,5	2,0 – 2,5	Ti: 5xC – 0,7 <sup>1</sup>
Duplex	1.4062	0,03	21,5 – 24,0	1,0 – 2,9	0,45	N: 0,16 – 0,28
	1.4162	0,04	21,0 – 22,0	1,35 – 1,7	0,1 – 0,8	N: 0,2 – 0,25 Cu: 0,1 – 0,8
	1.4362	0,03	22,0 – 24,0	3,5 – 5,5	0,1 – 0,6	N: 0,05 – 0,2 Cu: 0,1 – 0,6
	1.4462	0,03	21,0 – 23,0	4,5 – 6,5	2,5 – 3,5	N: 0,1 – 0,22
	1.4482	0,03	19,5 – 21,5	1,5 – 3,5	0,1 – 0,6	N: 0,05 – 0,2 Cu: 1,0
	1.4662	0,03	23,0 – 25,0	3,0 – 4,5	1,0 – 2,0	N: 0,2 – 0,3 Cu: 0,1 – 0,8
Ferritique	1.4003	0,03	10,5 – 12,5	0,3 – 1,0	-	
	1.4016	0,08	16,0 – 18,0	-	-	
	1.4509	0,03	17,5 – 18,5	-	-	Ti: 0,1 – 0,6 Nb: [3xC+0,3] – 1,0
	1.4521	0,02 5	17,0 – 20,0	-	1,8 – 2,5	Ti: [4x(C+N)+0,15] – 0,8 <sup>2</sup>
	1.4621	0,03	20,0 – 21,5	-	-	N: 0,03 Nb: 0,2 – 1,0 Cu: 0,1 – 1,0

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.

NOTE 2 : La stabilisation peut être obtenue par addition de Titane, Niobium ou Zirconium. En fonction de la masse atomique de ces éléments et de la teneur en Carbone et azote, l'équivalence est la suivante : Nb (% du poids) = Zr (% du poids) = 7/4 Ti (% du poids)

**Tableau 2.2** Valeurs nominales de la limite d'élasticité  $f_y$  et ultime  $f_u$  pour les aciers inoxydables traditionnels au sens de l'EN 10088 ( $N/mm^2$ )

	Nuance	Forme de produit							
		Produits plats laminés à froid		Produits plats laminés à chaud		Tôles laminées à chaud		Barres et sections	
		Épaisseur nominale $t$							
		$t \leq 8$ mm		$t \leq 13,5$ mm		$t \leq 75$ mm		$t$ or $\phi \leq 250$ mm	
		$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$
Austénitique	1.4301	230	540	210	520	210	520	190	500
	1.4307	220	520	200	520	200	500	175	500
	1.4318	350	650	330	650	330	630	-	-
	1.4401	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4404	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4541	220	520	200	520	200	500	190	500
	1.4571	240	540	220	540	220	520	200	500
Duplex	1.4062	530 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	680 <sup>2</sup>	450	650	380 <sup>3</sup>	650 <sub>3</sub> <sup>3</sup>
	1.4162	530 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	680 <sup>2</sup>	450	650	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4362	450	650	400	650	400	630	400 <sup>3</sup>	600 <sup>3</sup>
	1.4462	500	700	460	700	460	640	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4482	500 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	660 <sup>2</sup>	450	650	400 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4662	550 <sup>1</sup>	750 <sup>1</sup>	550 <sup>4</sup>	750 <sup>4</sup>	480	680	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
Ferritique	1.4003	280	450	280	450	250 <sup>5</sup>	450 <sup>5</sup>	260 <sup>6</sup>	450 <sub>6</sub> <sup>6</sup>
	1.4016	260	450	240	450	240 <sup>5</sup>	430 <sup>5</sup>	240 <sup>6</sup>	400 <sub>6</sub> <sup>6</sup>
	1.4509	230	430	-	-	-	-	200 <sup>7</sup>	420 <sub>3</sub> <sup>7</sup>
	1.4521	300	420	280	400	280 <sup>8</sup>	420 <sup>8</sup>	-	-
	1.4621	230 <sup>5</sup>	400 <sup>9</sup>	230 <sup>8</sup>	400 <sup>8</sup>	-	-	240 <sup>7</sup>	420 <sub>7</sub> <sup>7</sup>

La valeur recommandée de  $f_y$  et  $f_u$  donnée dans ce tableau peut être utilisée lors du dimensionnement sans prendre en condition l'anisotropie ou les effets de l'écroutissage. Pour les nuances ferritiques, l'EN 10088-4 donne des valeurs de  $f_y$  dans la direction longitudinale (de laminage) et transversale. Cette table donne seulement les valeurs dans la direction longitudinale qui sont, en général, plus basses d'environ 20  $N/mm^2$ .

1.4621, 1.4482, 1.4062 et 1.4662 sont couverts par l'EN 10088-2 et 3.  
1.4509 sous forme de barre est couvert par EN 10088-3.

<sup>1</sup> $t \leq 6,4$ mm	<sup>4</sup> $t \leq 13$ mm	<sup>7</sup> $t$ or $\phi \leq 50$ mm
<sup>2</sup> $t \leq 10$ mm	<sup>5</sup> $t \leq 25$ mm	<sup>8</sup> $t \leq 12$ mm
<sup>3</sup> $t$ or $\phi \leq 160$ mm	<sup>6</sup> $t$ or $\phi \leq 100$ mm	<sup>9</sup> $t \leq 6$ mm

L'EN 10088 fournit des recommandations pour les matériaux écrouis à froid, soit en termes de limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % (par exemple : CP350, CP500 etc.) soit en termes de limite à la rupture (par exemple : C700, C850 etc.) mais seul un des deux paramètres peut être spécifié. Lors du dimensionnement, puisque la valeur minimale de la limite élastique,  $f_y$ , est requise, l'EN 1993-1-4 ne peut être utilisé que pour les nuances CP350 et CP500 (Tableau 2.3). Pour la nuance écrouie

CP350, une valeur minimale de 350 N/mm<sup>2</sup> est utilisée. 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 exemple), il convient de prendre une valeur caractéristique réduite de 460 N/mm<sup>2</sup> au lieu de 500 N/mm<sup>2</sup> pour la nuance écrouie CP500 (cf. Section 2.2). Une valeur plus grande peut être utilisée si des essais appropriés en démontrent la validité. Pour des nuances écrouies supérieures à CP500, le dimensionnement par essais devrait être envisagé, cf. Chapitre 10.

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).

**Tableau 2.3** Valeurs nominales de la limite d'élasticité  $f_y$  et ultime  $f_u$  pour les aciers inoxydables au sens de l'EN 10088 en conditions écrouies (N/mm<sup>2</sup>)

Nuances	Dénomination de la condition			
	CP350		CP500	
	$f_y$ N/mm <sup>2</sup>	$f_u$ <sup>1</sup> N/mm <sup>2</sup>	$f_y$ N/mm <sup>2</sup>	$f_u$ <sup>1</sup> N/mm <sup>2</sup>
1.4301	350	600	460	650
1.4318	<sup>2</sup>	<sup>2</sup>	460	650
1.4541	350	600	460	650
1.4401	350	600	460	650
1.4571	350	600	460	650

<sup>1</sup> Selon l'EN 10088, la classification CP ne donne que la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %,  $f_y$ . La nuance utilisée devrait posséder une résistance ultime,  $f_u$  (fournie par le fabricant) qui est au moins égale à celle de ce tableau, à moins que des tests n'aient pu démontrer la validité du dimensionnement par des tests.

<sup>2</sup> La nuance 1.4318 possède une limite d'élasticité à 0,2 % de 350 N/mm<sup>2</sup> en condition recuite, cf. Tableau 2.2.

### Module de Young

Pour le dimensionnement structural, une valeur de  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> pour le module de Young est recommandée pour toutes les nuances.

L'EN 1993-1-4 et l'EN 10088-1 recommandent une valeur de  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> pour le module d'élasticité des nuances standards austénitiques et duplex communément utilisées dans les applications structurelles. Pour les nuances ferritiques, une valeur de  $220 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> est recommandée. Cependant, pour les nuances ferritiques, les expériences démontrent qu'une valeur de  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> est plus appropriée. La prochaine révision de l'EN 1993-1-4 prendra vraisemblablement en compte cette valeur pour toutes les nuances.

Pour l'estimation des flèches, le module sécant est plus approprié, cf. Partie 6.4.6. Pour ces nuances, une valeur de 0,3 peut être prise pour le coefficient de Poisson et une valeur de  $76,9 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup> pour le module de cisaillement,  $G$ .

### 2.3.2 Sections tubulaires

Deux normes existent pour les sections tubulaires circulaires en acier inoxydable, dans lesquelles les propriétés mécaniques et compositions chimiques sont fournies :

EN 10296-2 *Tubes ronds soudés en acier pour utilisation en mécanique générale et en construction mécanique - Conditions techniques de livraison - Partie 2 : tubes en acier inoxydable*

EN 10297-2 *Tubes sans soudure de section circulaire en acier pour utilisation en mécanique générale et en construction mécanique - Conditions techniques de livraison - Partie 2 : tubes en acier inoxydable*

Il n'y a pas d'équivalent pour les sections tubulaires rectangulaires.

Une norme Européenne couvrant les sections tubulaires en acier inoxydable (rectangulaire ou circulaire) est en cours de préparation. En attendant qu'elle soit publiée, les sections tubulaires pour le domaine de la construction, l'EN 10088 devrait être utilisée pour ce qui concerne la résistance et la composition chimique et le code approprié aux sections tubulaires en acier carbone pour ce qui concerne les tolérances.

### **2.3.3 Fixations**

Les fixations en acier inoxydable sont traitées dans l'EN ISO 3506, *Éléments de fixations en acier inoxydable résistant à la corrosion*. Les informations fournies ci-dessous sont issues de la prochaine révision de l'EN ISO 3506 qui paraîtra en 2017. Cette spécification donne des compositions chimiques et des caractéristiques mécaniques pour les fixations des gammes austénitique, martensitique, ferritique et duplex. 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, « C » pour martensitique et « D » pour duplex. Il est recommandé d'utiliser des fixations austénitiques ou duplex dans les applications structurelles. La lettre est suivie d'un nombre (1, 2, 3, 4, 5, 6 ou 8) reflétant la résistance à la corrosion, 1 représentant le moins résistant et 8 le plus résistant. Le Tableau 2.4 donne la composition chimique des fixations de nuances austénitiques et duplex et Tableau 2.5 donne, quant à lui, la dénomination utilisée pour les fixations dans chaque classe.

**Tableau 2.4** Composition chimique des fixations au sens de l'EN ISO 3506

Nuance	Composition chimique <sup>a</sup>										Autres éléments et notes	
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	N		
Austénitique	A1	0,12	1,0	6,5	0,020	0,15-0,35	16-19	0,7	5-10	1,75-2,25	—	b, c, d
	A2	0,10	1,0	2,0	0,050	0,03	15-20	— <sup>e</sup>	8-19	4	—	f, g
	A3	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	17-19	— <sup>e</sup>	9-12	1	—	5C ≤ Ti ≤ 0,8 et/ou 10C ≤ Nb ≤ 1,0
	A4	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	16-18,5	2,0-3,0	10-15	4	—	g, h
	A5	0,08	1,0	2,0	0,045	0,03	16-18,5	2,0-3,0	10,5-14	1	—	5C ≤ Ti ≤ 0,8 et/ou 10C ≤ Nb ≤ 1,0 h
	A8	0,03	1,0	2,0	0,040	0,03	19-22	6,0-7,0	17,5-26	1,5	—	—
Duplex	D2	0,04	1,0	6,0	0,040	0,030	19-24	0,10-1,0	1,5-5,5	3	0,05-0,20	Cr+3,3Mo+16N ≤24 <sup>i</sup>
	D4	0,04	1,0	6,0	0,040	0,030	21-25	0,10-2,0	1,0-5,5	3	0,05-0,30	24 < Cr+3,3Mo+16N <sup>j</sup>
	D6	0,03	1,0	2,0	0,040	0,015	21-26	2,5-3,5	4,5-7,5	—	0,08-0,35	—
	D8	0,03	1,0	2,0	0,035	0,015	24-26	3,0-4,5	6,0-8,0	2,5	0,20-0,35	W ≤ 1,0

Valeurs maximales sauf contre-indication.

Le sélénium peut être utilisé pour remplacer le Soufre, bien que les recommandations nationales devraient être prises en compte dans les régions ou pays concernés.

Si la teneur en nickel est en dessous de 8%, le taux minimum de Manganèse devrait être de 5%.

La teneur en cuivre n'est pas limitée pour autant que la teneur en nickel soit supérieure à 8%.

Le molybdène peut être présent dans la composition chez certains producteurs. Cependant, si pour certaines applications, la teneur en molybdène doit être limitée, il est nécessaire de le leur spécifier à l'avance.

Si la teneur en chrome est inférieure à 17 %, la teneur minimale en nickel devrait être de 12%.

Pour les nuances austénitiques possédant une teneur maximale en Carbone de 0,030%, le Nitrogène peut être ajouté mais en quantité n'excédant pas 0,22%.

La teneur en Carbone peut être plus élevée dans la composition chez certains producteurs afin d'obtenir les propriétés mécaniques voulues pour de larges diamètres, mais elle ne devrait pas excéder 0.12% pour les nuances austénitiques.

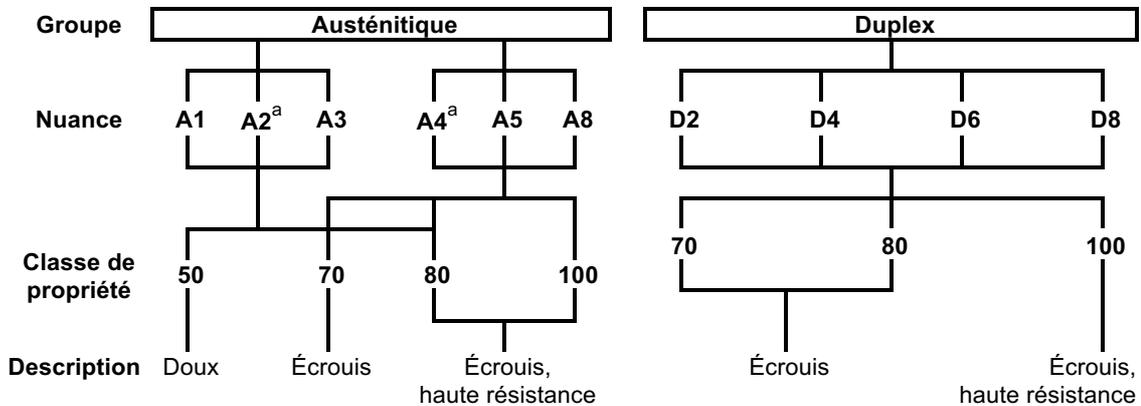
Cette formule est utilisée dans le but de classer les nuances duplex en accord avec la norme, elle n'est pas censée être utilisée dans le but de sélectionner la nuance appropriée en fonction de la résistance à la corrosion souhaitée.

**Tableau 2.5** Désignation des aciers inoxydables utilisés dans les fixations

Type	ISO 3506 classe	Désignation des aciers inoxydables utilisés dans les fixations	Commentaires
Austénitique	A1	1.4570, 1.4305	Pour usinage <sup>1</sup>
	A2	1.4301, 1.4307	Austénitique basique
	A3	1.4541, 1.4550	Austénitique basique stabilisé
	A4	1.4401, 1.4404	Austénitique avec molybdène
	A5	1.4571	Austénitique stabilisé avec molybdène
	A8	1.4529, 1.4547	Super austénitique
Duplex	D2	1.4482, 1.4362	« Lean duplex »
	D4	1.4162, 1.4062	« Lean duplex »
	D6	1.4462	Duplex standard
	D8	1.4410, 1.4501, 1.4507	Super duplex

<sup>1</sup> La teneur en soufre diminue la résistance à la corrosion en comparaison des nuances avec une teneur en Soufre normale. Il convient de la spécifier avec soin.

La Figure 2.4 illustre le système de dénomination et le degré de résistance (classe de propriété) pour les fixations austénitiques et duplex. Les propriétés mécaniques sont habituellement obtenues par écrouissage et dépendent du taux de celui-ci. Le Tableau 2.6 donne les propriétés mécaniques pour chaque classe de propriété. Les boulons austénitiques de la classe de propriété 50 sont non-magnétiques, mais ceux de classe de propriété plus élevée peuvent être caractérisés par un certain magnétisme.



a Les nuances austénitiques à basse teneur en carbone (inférieure à 0,030%) peuvent éventuellement être marquée d'un "L" après la nuance. Exemple : **A4L-80**.

**Figure 2.4** Système de dénomination pour les nuances d'acier inoxydable et classe de propriété pour les fixations

L'état de l'alliage des fixations de la classe 50 est doux. Les classes 70 (80) sont obtenues à partir de ronds (hautement) travaillés à froid. 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. Section 11.7.

La résistance à la corrosion des fixations doit être au moins équivalente aux matériaux joints, par exemple, un boulon de nuance A2 (ou mieux) peut être utilisé pour connecter les nuances 1.4301 cependant que les boulons de nuance A4 devraient être utilisés pour la nuance 1.4401.

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 la résistance minimale ultime spécifiée à la traction  $R_m$  du Tableau 2.6 correspondant à la classe de propriété considérée.

La fragilisation due à l'hydrogène ne se produit pas ni pour les nuances austénitiques, ni pour les duplex qui sont produites et utilisées en accord avec des mesures de contrôle de qualité standards. Les rares fois où ce phénomène s'est produit pour les nuances duplex, il a pu être associé à un contrôle discutable de la production ou des conditions d'exposition extraordinaires. Le risque de fragilisation dû à l'hydrogène devrait être étudié pour des produits à haute résistance tels que les boulons de classe de propriété supérieure à 80.

**Tableau 2.6** Caractéristiques mécaniques spécifiées minimales pour les boulons, vis et clous de nuances austénitiques et duplex

Famille	Nuance	Classe de propriété	Résistance ultime à la traction, $R_m$ MPa	Limite d'élasticité conventionnelle à 0.2%, $R_{pf}$ MPa	Élongation à la rupture mm
Austénitique	A1, A2, A3, A5	50	500	210	0,6 <i>d</i>
		70	700	450	0,4 <i>d</i>
		80	800	600	0,3 <i>d</i>
	A4	50	500	210	0,6 <i>d</i>
		70	700	450	0,4 <i>d</i>
		80	800	600	0,3 <i>d</i>
		100	1000	800	0,2 <i>d</i>
	A8	70	700	450	0,4 <i>d</i>
		80	800	600	0,3 <i>d</i>
		100	1000	800	0,2 <i>d</i>
Duplex	D2, D4 D6, D8	70	700	450	0,4 <i>d</i>
		80	800	600	0,3 <i>d</i>
		100	1000	800	0,2 <i>d</i>

### 2.3.4 Mécanique à la rupture

Les nuances austénitiques ne sont pas sujettes à la rupture fragile, leur ténacité diminue modérément avec la température. Ils sont d'application à des températures cryogéniques. Ils sont utilisables à des températures en service allant jusqu'à -40°C.

Les nuances duplex et ferritiques ont une température de transition du comportement fragile au comportement ductile. Les nuances « lean duplex » ont une ténacité adéquate à des températures en service allant jusqu'à -40°C. Les nuances duplex hautement alliées, quant à elles, comme par exemple le 1.4462s sont caractérisées par un meilleur comportement.

Les données expérimentales indiquent que les nuances ferritiques sont adéquates (comportement ductile) pour des environnements intérieurs. La microstructure de la nuance 1.4003 est telle qu'elle est caractérisée par une meilleure ténacité que les autres nuances ferritiques, elle peut donc être considérée comme l'option la plus adéquate pour les applications structurales à forte épaisseur. Il est préférable de ne pas utiliser la nuance 1.4016 dans des épaisseurs supérieures à 3mm si la température est inférieure à 0°C. Quant aux nuances 1.4509, 1.4521 et 1.4621, en dessous de 0°C, l'épaisseur maximale est de 2mm.

Il n'y a pas d'éléments probants suggérant la possibilité de rupture lamellaire dans les aciers inoxydables.

## 2.4 Propriétés physiques

Le Tableau 2.7 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 2.7** *Caractéristiques physiques à température ambiante, état recuit*

Famille	Nuance	Densité (kg/m <sup>3</sup> )	Dilatation thermique 20 – 100°C, 10 <sup>-6</sup> /°C	Conductivité thermique, W/m°C	Capacité thermique, J/kg°C
<b>Austénitique</b>	1.4301	7900	16	15	500
	1.4307	7900	16	15	500
	1.4401	8000	16	15	500
	1.4318	7900	16	15	500
	1.4404	8000	16	15	500
	1.4541	7900	16	15	500
	1.4571	8000	16,5	15	500
<b>Duplex</b>	1.4062	7800	13	15	480
	1.4162	7700	13	15	500
	1.4362	7800	13	15	500
	1.4482	7800	13	13	500
	1.4462	7800	13	15	500
	1.4662	7700	13	15	500
<b>Ferritique</b>	1.4003	7700	10,4	25	430
	1.4016	7700	10	25	460
	1.4509	7700	10	25	460
	1.4521	7700	10,4	23	430
	1.4621	7700	10	21	460
<b>Acier carbone</b>	S355	7850	12	53	440

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 carbone ( $12 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ). 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.

La conductivité thermique des nuances austénitique et duplex atteint environ 30% de celle des aciers au carbone. Les nuances ferritiques ont quant à elles une conductivité thermique plus élevée, égale à environ 50% de celle des aciers au carbone. Le coefficient de dilatation thermique des nuances ferritiques est beaucoup moins élevé de celui des nuances austénitiques et approximativement égal à celui des aciers au carbone.

Les nuances duplex et ferritique sont magnétiques cependant que les nuances austénitiques recuites sont fondamentalement 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. Ces métaux d'apport permettent d'obtenir une soudure 100% austénitique. 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.

## **2.5 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 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 8 couvre le calcul de la résistance au feu et il fournit les caractéristiques mécaniques et physiques à hautes températures.

## **2.6 Galvanisation et contact avec le zinc en fusion**

La galvanisation à chaud de l'acier inoxydable n'est pas possible puisque le contact avec le zinc en fusion cause la fragilisation de l'acier inoxydable. Il est donc conseillé de s'assurer qu'en cas d'incendie, du zinc fondu provenant d'un élément en acier galvanisé ne s'écoule sur un élément en acier inoxydable. Il existe par ailleurs un risque de fragilisation lorsque des éléments en acier inoxydable sont connectés à des éléments en acier galvanisé par la suite.

## **2.7 Disponibilité des formes de produits**

### **2.7.1 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 nuances ferritiques sont généralement disponibles dans des épaisseurs allant jusqu'à 4mm.

Les produits tubulaires sont disponibles dans les nuances austénitiques, mais aussi en acier duplex tels que les nuances 1.4462 (2205) et 1.4162. Ils sont aussi largement disponibles dans les nuances ferritiques 1.4003 et 1.4016. Les sections creuses profilées à froid sont généralement employées dans les structures, mais des sections creuses formées à chaud sont aussi disponibles. Les sections creuses rectangulaires peuvent aussi être fabriquées en soudant deux U (pliés) dos à dos.

Les sections ouvertes sont généralement profilées à froid, soudées (à l'arc ou au laser) ou extrudées. Une gamme de profilés tels que cornières, U, profilés en I et en T, de dimensions similaires aux profilés en acier carbone, sont disponibles (par exemple IPE, IPN etc.) ; les sections droites de petites dimensions sont laminées à chaud tandis que celles de dimensions plus larges sont soudées. Elles sont disponibles dans les nuances austénitiques standards 1.4301 et 1.4401; les nuances

duplex requièrent en général une commande spéciale. Les sections droites laminées à chaud sont disponibles dans les nuances 1.4301 et 1.4401.

Le software et les applications de dimensionnement proposent la gamme des profils creux et profils ouverts standards (disponibles en ligne à l'adresse [www.steel-stainless.org/designmanual](http://www.steel-stainless.org/designmanual)).

L'acier inoxydable écroui à froid est disponible en diverses formes et produits comprenant les plats, tôles, bobines, bandes, barres et sections creuses :

- Plaques, tôles, bobines, bandes (d'épaisseur typique 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 12 mm).

### **2.7.2 Formage à froid**

Étant donné que les aciers inoxydables exigent des puissances de formage plus élevées que les aciers au carbone et présentent des retours élastiques différents, 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 pour les tôles fortes laminées à chaud. 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. Cependant, leur résistance plus élevée facilite l'utilisation de tôles plus minces. En outre, en raison de la ductilité plus faible du matériau duplex, il convient d'utiliser des rayons de pliage plus généreux. Les sections tubulaires à parois minces sont souvent fabriquées par formage à froid et soudage. Les tôles laminées à chaud de nuances austénitiques peuvent être formées à froid pour obtenir des sections droites telles que des angles, jusqu'à une épaisseur de 13mm. Des informations supplémentaires sont données dans la Partie 11.5.2.

### **2.7.3 Laminage à chaud**

Les tôles fortes dont l'épaisseur ne permet pas le formage à froid sont chauffées et laminées jusqu'à obtenir la forme finale souhaitée. Cette méthode est généralement plus avantageuse économiquement lors de larges demandes de production. Une gamme large d'épaisseur et de largeur est employée pour produire des éléments structuraux de dimensions moyennes à importantes. Les angles et profilés en U sont habituellement produits par laminage à chaud. Cette méthode de production peut éventuellement être combinée au soudage de façon à produire des éléments structuraux. Par exemple, En soudant deux U on peut aisément obtenir une section droite en I. Les sections tubulaires d'épaisseur plus importante sont souvent fabriquées par laminage à chaud et soudage.

### **2.7.4 Extrusion**

Il est possible d'obtenir des sections droites par extrusion à chaud à partir de barres. Si la forme de la section droite est complexe, une large demande de production est généralement plus avantageuse économiquement. Les dimensions maximales varient d'un producteur à l'autre mais doivent être circonscrites à un cercle de 330mm de diamètre. Les éléments peuvent avoir une longueur maximale de 10m. En plus des sections de formes courantes, l'extrusion permet de produire des formes complexes « à la demande » qui, dans le cas contraire, demanderaient des efforts

importants de fabrication et de soudage. Il est conseillé de contacter les producteurs concernés au sujet des épaisseurs et rayons de courbures minimaux.

### **2.7.5 Profils soudés**

Cette méthode de fabrication est le plus souvent utilisée lors d'une petite demande de production., dans le cas de courbures importantes ou d'éléments biseautés, ou lorsque l'élément à des dimensions importantes. Si le projet requiert de petites quantités ou si les formes demandées sont extraordinairement larges ou complexes, elles sont généralement produites à partir de plats soudés via les méthodes standards.

Des profils en U, cornières, T, I et sections tubulaires soudées (au laser ou via des méthodes traditionnelles) de dimensions standards sont de stock. Cornières, I, U de largeur jusqu'à 400mm de nuances austénitiques sont couramment produits. Des dimensions plus importantes et d'autres nuances telles que duplex peuvent également être obtenues.

### **2.7.6 Finition de surface**

Pour certaines applications, le fini de surface et son uniformité sont des paramètres importants pour la résistance à la corrosion, les aspects esthétiques ou de maintenance (lavage). L'EN 10088-4 et -5 fournit une gamme de finis de surface standards, du fini mat au poli miroir. Chaque finition est dénommée par un chiffre (1 pour fini de laminage à chaud et 2 pour fini de laminage à froid) suivi d'une lettre. Les profils ouverts d'épaisseurs importantes sont habituellement fournis avec un fini de surface 1D (laminés à chaud, traités thermiquement et décapés<sup>1</sup>). Pour les applications architecturales, on préfère les tôles laminées à froid qui présentent un aspect poli, par exemple le fini standard économique 2B (laminées à froid, traitées thermiquement, décapées et dressées). Il existe aussi d'autres procédés de finition (plaquage, sablage, gravure, coloration et noircissement superficiel) habituellement utilisés dans les applications architecturales. Suivant le producteur, une certaine variabilité dans les finitions de surface existe. On conseille donc au distributeur et au client de s'accorder à l'avance sur un fini de référence. Les finitions brillantes révèlent modérément toute imperfections initiales de la tôle, au contraire des finitions mates. Chaque famille d'acier inoxydable possède sa propre couleur naturelle argentée et cela doit aussi être pris en compte lors du choix de la nuance.

### **2.7.7 Boulons**

Les boulons de nuances austénitiques de classe de propriété 70 au sens de l'EN ISO 3506 sont les plus courants. Il convient de se référer à l'EN ISO 3506 en ce qui concerne les limitations de longueur ou diamètre. Il est aussi possible d'obtenir des produits sur mesure conduisant à un certain avantage économique. Il existe différentes méthodes de production des boulons, par exemple usinage, étirage à froid, forgeage. Le formage à froid conduit à un écrouissage du corps du boulon ce qui induit une plus grande résistance que pour les boulons usinés. Par ailleurs, les contraintes résiduelles de compression introduites lors du formage à froid augmentent la résistance en fatigue et, dans certains cas, la résistance à la fissuration par corrosion sous tension. Ces boulons présentent aussi une meilleure résistance au grippage. Cette méthode de production est la plus répandue en boulonnerie et visserie, particulièrement pour les grands volumes de production de dimensions

---

<sup>1</sup> Une fine couche est décapée de la surface de l'acier inoxydable. Habituellement, cela est fait à l'aide d'une solution d'acide nitrique et fluorhydrique. Comme alternative, des solutions moins agressives sont toutefois disponibles chez des détaillants spécialisés.

usuelles. Pour des boulons de dimensions plus importantes (M36 et plus), et pour les nuances plus résistantes comme les duplex, les filets sont vraisemblablement usinés.

## **2.8 Analyse en cycle de vie et impacts environnementaux**

Il convient de souligner une prise de conscience grandissante du fait 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. L'expérience montre que l'utilisation de matériaux résistants à la corrosion peut conduire à un gain économique, et ce même si le coût initial est plus élevé, puisque les coûts de maintenance, d'immobilisation et de remplacement sont évités.

Le coût du cycle de vie tient compte :

- Des coûts initiaux,
- Des coûts de maintenance,
- Des coûts d'exploitation,
- De la valeur résiduelle,
- Des gains suite à la production moindre de déchets et au recyclage,
- De la durée de vie et de l'environnement considéré.

Le coût initial de l'acier inoxydable (en fonction de la nuance) est considérablement plus élevé que le coût initial de l'acier carbone. Il peut y avoir néanmoins un gain initial dû au fait qu'aucune protection particulière (revêtement) n'est nécessaire. Via l'utilisation de matériaux présentant une résistance plus élevée, on peut en outre optimiser le poids initial de la structure. Enfin, l'acier inoxydable ne requiert aucune maintenance particulière suite aux effets néfastes de la corrosion, ce qui conduit en général à des économies importantes sur le cycle de vie. En conclusion, la résistance à la corrosion excellente des nuances d'acier inoxydable conduit à des gains économiques importants sur le cycle de vie (pas d'inspection, pas ou très peu de coûts de maintenance) et à une durée de vie plus longue.

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). Grâce à cette forte valeur résiduelle, l'acier inoxydable est toujours recyclé en fin de vie. L'acier inoxydable est 100% recyclable, indéfiniment. Les producteurs utilisent autant de ferraille que possible lors de la production mais la longue durée de vie de l'acier inoxydable (en moyenne, 20 à 30 ans) limite la quantité de ferraille disponible sur le marché. Le contenu initial de matériaux recyclés en entrée de production avoisine les 60%.

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 Durabilité et sélection de la nuance

### 3.1 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 nuances duplex quant à elles, offrent une résistance à la corrosion plus élevée sans pour autant que leur coût le soit. Les austénitiques 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 à la durée de vie prévue en ce qui concerne la résistance à la corrosion sont les suivantes :

- [1] Une évaluation incorrecte de l'environnement ou une exposition à des conditions inattendues, par ex. contamination insoupçonnée par des ions chlorure,
- [2] La façon dont l'acier inoxydable a été travaillé ou traité (par exemple : soudé, traité thermiquement ou chauffé pendant la fabrication) ou la présence d'une contamination en surface peut entraîner un état qui n'a pas été envisagé lors de l'évaluation initiale,
- [3] Un fini de surface trop grossier ou orienté de façon erronée.

Cependant, bien que l'acier inoxydable puisse présenter des taches et des décolorations (souvent dues à une contamination par de l'acier carbone), l'intégrité structurelle n'est en général pas compromise. 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 du 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 11. 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.

## 3.2 Types de corrosion et performances des nuances d'acier

### 3.2.1 Corrosion par piqûres

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 propagation 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 que 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 ainsi que les endroits où sont déversés des sels de déverglaçage, 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, la présence d'agents polluants, l'acidité ou l'alcalinité, la teneur en agents oxydants et aussi la présence ou non d'oxygène. 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 :

$$\text{REP} = \% \text{ Cr} + 3,3 (\% \text{ Mo}) + 16 (\% \text{ N})$$

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. De petites différences peuvent facilement occulter l'importance d'autres paramètres dans l'analyse de la résistance à la corrosion par piqûres. Il convient donc de combiner ce facteur à d'autres facteurs lors de l'analyse.

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 environnements maritimes, aux endroits où sont déversés des sels de déverglaçage, ou non protégés des brouillards et embruns salins. La nuance 1.4301 peut également subir des niveaux inacceptables de piqûres en environnement industriel sévère. Pour ces environnements, il convient donc de lui préférer la nuance 1.4401 ou une nuance duplex telle que 1.4362 ou 1.4162. Si le degré de pollution ou d'exposition à un environnement salin est élevé, la nuance 1.4462 peut être utilisée.

### 3.2.2 Corrosion par crevasses

La corrosion par crevasses se produit dans des crevasses étroites, profondes, ouvertes et humides aussi bien à l'intérieur qu'à l'extérieur. La crevasse doit être suffisamment fine pour laisser l'eau y pénétrer sans pour autant que la diffusion des oxydants nécessaires à la conservation de la couche passive soit assurée.

Elle peut être évitée en assurant une bonne étanchéité des crevasses ou en les éliminant. La gravité d'une crevasse dépend fortement de sa géométrie : plus la crevasse est étroite et profonde, plus sévères sont les conditions de corrosion.

Les joints non-immergés doivent être protégés de l'humidité. Les nuances, telles que 1.4301 et 1.4401, sont sensibles à la corrosion par crevasses en présence de chlorures ou de sels. Les nuances austénitiques sont plus résistantes à la corrosion et les nuances duplex le sont moins, leur performance dépendra de plusieurs facteurs, notamment la température.

Le risque de corrosion dans les crevasses immergées est habituellement plus élevé que dans des environnements corrosifs non-immergés soumis à des cycles de séchage ou qui sont régulièrement soumis à l'humidité. Ceci est dû au fait que les crevasses étroites empêchent la diffusion des oxydants nécessaires à la conservation de la couche passive.

Les crevasses peuvent être initiées par un joint métal sur métal, un joint d'étanchéité, des attaques biologiques (par exemple : des particules, feuilles, débris), des dépôts et des 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.

### **3.2.3 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.

Les aciers inoxydables constituent en général la cathode dans un couple galvanique et ne souffrent donc pas de corrosion. Les aciers inoxydables et les alliages de cuivre sont proches sur l'échelle galvanique, ils peuvent généralement être en contact direct si l'atmosphère est modérément agressive.

Cette forme de corrosion est particulièrement en cause dans le cas de joints entre acier inoxydable et acier carbone, acier faiblement allié, acier patinable ou aluminium. Il est important de choisir des produits d'apport de soudage au moins aussi nobles que le métal de base (habituellement des aciers inoxydables). Dans le même ordre d'idée, il convient d'utiliser des fixations au moins aussi résistantes à la corrosion que le métal de base le plus résistant.

La corrosion galvanique n'est presque jamais un problème avec les aciers inoxydables et si elle l'est, c'est lorsque l'assemblage est complètement immergé.

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 7.1.1),
- 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 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 carbone). Il convient d'apporter un soin particulier à l'application de peintures ou autres revêtements sur l'acier carbone. S'il subsiste d'éventuels petits pores ou trous d'épingle dans le revêtement, la petite surface nue d'acier carbone entraîne un rapport de surface anode/cathode très élevé, et il peut survenir une attaque de piqûres sévère de l'acier carbone. Naturellement, cette attaque peut être très sévère en cas d'immersion. Pour cette raison, il est préférable de peindre l'acier inoxydable sur une distance d'au moins 75mm (à partir de là où les métaux sont en contact), 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 carbone dans les éléments en acier inoxydable car le rapport entre la surface de l'acier inoxydable et celle de l'acier carbone est important, et les fixations seraient soumises à une attaque agressive. Inversement, la vitesse de l'attaque d'un élément en acier 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.

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 *Commentaire sur la corrosion aux contacts bimétalliques et sa réduction*.

### **3.2.4 Fissuration par corrosion sous contrainte**

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. Les nuances ferritiques ne sont pas susceptibles à la FCC. 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). Les câbles soumis à des charges importantes en environnement riche en chlorures peuvent être sujets à la FCC, cela dépend de la nuance utilisée.

Des recommandations pour sélectionner la nuance adéquate dans le cas des piscines sont fournies en partie 3.5.3.

### **3.2.5 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.

### **3.2.6 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 (par exemple : 1.4541, 1.4571, 1.4509, 1.4521 ou 1.4621), 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.

Concernant les nuances austénitiques et duplex, une faible teneur en carbone (maximum 0,03%) doit être employée pour éviter la sensibilisation et la corrosion intergranulaire. Cependant, les techniques actuelles de fabrication assurent une teneur en carbone suffisamment basse que pour éviter ce problème.

Les nuances ferritiques sont plus sensibles à la sensibilisation due au soudage que les nuances austénitiques ; il est donc conseillé d'utiliser une nuance stabilisée pour les profils soudés.

## **3.3 Corrosion en fonction de l'environnement**

### **3.3.1 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 à la partie 3.5, 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 sels de déverglaçage, des processus industriels et chimiques (javel et acide chlorhydrique). Certains dépôts de particules (poussière, sable, végétation, débris), bien qu'inertes, sont capables d'absorber des sels, des éléments chimiques et des solutions faiblement acides provenant de pluies. Puisqu'ils retiennent l'humidité sur une période de temps plus longue, ils constituent un environnement corrosif localement.

L'aspect général de l'acier inoxydable exposé est affecté par le fini de surface (par exemple l'accumulation de saletés), les lavages réguliers par la pluie et le taux de corrosion (les finis de surface plus lisses sont plus résistants à la corrosion).

### **3.3.2 Eau de mer**

L'eau de mer, y compris l'eau saumâtre, contient de fortes proportions de chlorures et est donc très corrosive. 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.

Pour certaines applications, si la durée de vie est bien définie et que des périodes d'inspection sont prévues, la nuance duplex 1.4462 peut être employée. Pour les applications sur le long terme, les nuances super austénitique, super ferritique, ou super duplex doivent être employées. Les teneurs en chrome, nickel, molybdène, cuivre et azote sont particulièrement hautes pour ces nuances. Elles sont tellement résistantes à la corrosion qu'elles peuvent être employées dans des environnements sous-marins ou en atmosphère acide. Exemples de quelques nuances courantes super austénitiques : 1.4565, 1.4529 et 1.4547 ; et super duplex : 1.4410, 1.4501 et 1.4507.

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. Il est à noter que l'eau chargée en sels de déverglaçage peut causer des problèmes de corrosion dans les bassins d'orage.

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.

### **3.3.3 Autres eaux**

Les aciers inoxydables austénitiques et duplex se comportent en général de façon satisfaisante dans les eaux distillées, du réseau de distribution et de chaudières. Lorsque le pH est supérieur à 4, il est conseillé de se référer à l'avis d'un spécialiste pour le choix de la nuance.

L'eau de rivière, l'eau douce et l'eau provenant de processus industriels requièrent une attention particulière. Il est conseillé d'en faire une analyse chimique détaillée, incluant une mesure du pH, de son contenu solide et du niveau de chlorures. Sa température, l'activité biologique et microbiologique, la concentration et le type de composés chimiques corrosifs qu'elle contient est aussi importante. Si l'eau ne respecte pas les règles de conformité de l'eau potable, il est conseillé de se référer à l'avis d'un spécialiste pour le choix de la nuance.

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

### **3.3.4 Environnements chimiques**

Étant donné que l'acier inoxydable résiste à l'attaque de beaucoup de composants chimiques, il est souvent utilisé comme contenant. 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. Les environnements chimiques sortent néanmoins du cadre des recommandations de l'EN 1993-1-4 en ce qui concerne la sélection de la nuance. 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.

### 3.3.5 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 microbiologique 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 3.1 contient des recommandations de nuances convenables pour différentes conditions de sols.

**Tableau 3.1** Nuances d'acier inoxydables pour une utilisation dans différents types de sols

Localisation	Type de sol	Nuance d'acier inoxydable
À l'intérieur des terres	Cl < 500 ppm	1.4301, 1.4307 1.4401, 1.4404
	Résistivité >1000 ohm.cm	
	pH > 4,5	
Environnement marin (côte/sels de déverglaçage) hors zone de marnage	Cl < 1500 ppm	1.4401, 1.4404
	Résistivité >1000 ohm.cm	
	pH > 4,5	
Environnement marin (côte/sels de déverglaçage) dans la zone de marnage	Cl < 6000 ppm	1.4410, 1.4547, 1.4529
	Résistivité >500 ohm.cm	
	pH > 4,5	
NOTE : La nuance 1.4410 est une nuance duplex et les nuances 1.4547 et 1.4529 sont des nuances super-austénitiques. Elles ne sont généralement pas utilisées dans des applications pour la construction et sortent du cadre de ce guide.		

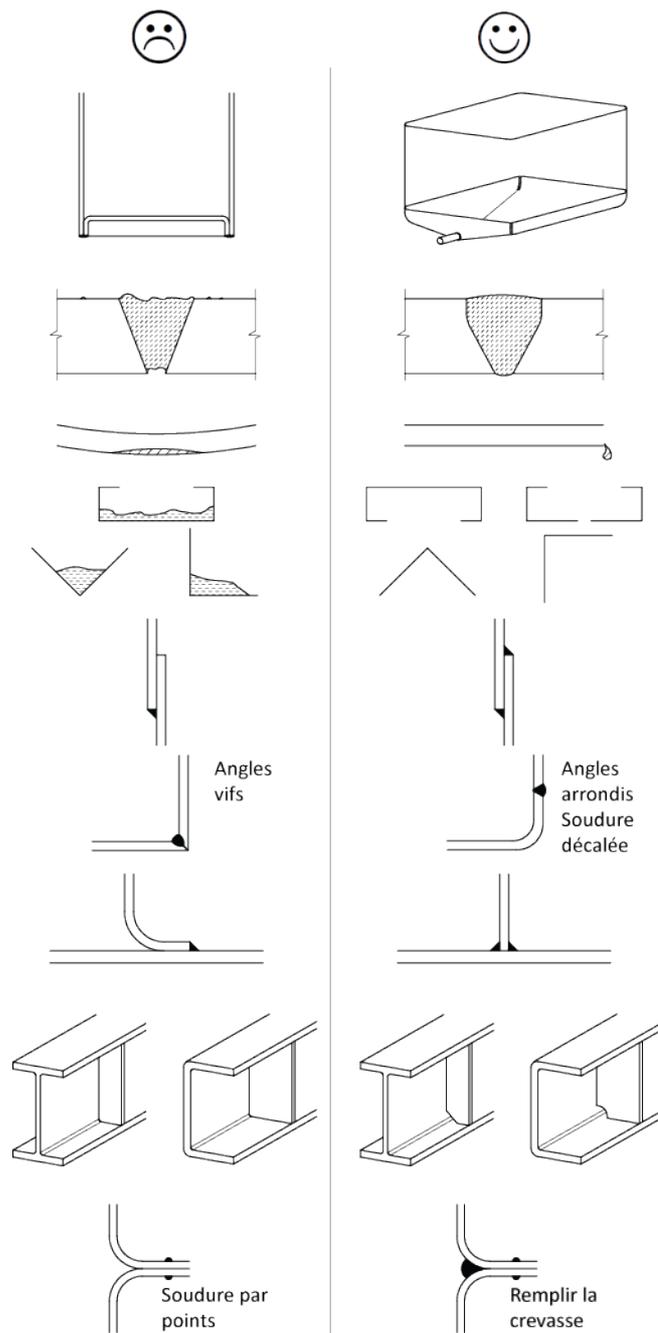
### **3.4 Dimensionnement en vue de la prévention de la corrosion**

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 3.2 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 3.1 illustre de bonnes et mauvaises dispositions constructives pour ce qui concerne la durabilité.

**Tableau 3.2 Dimensionnement et recommandations en vue de la prévention de la corrosion**

<p><b>Éviter d'emprisonner les impuretés, l'humidité et les dépôts corrosifs</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• orienter les cornières et les profils en U de sorte à réduire au minimum la possibilité de rétention d'impuretés ou l'humidité</li> <li>• prévoir des trous d'évacuation, en s'assurant que leur dimension est suffisante pour éviter qu'ils se bouchent</li> <li>• éviter les surfaces horizontales</li> <li>• spécifier une légère pente sur les raidisseurs en plat qui sont nominalement horizontaux</li> <li>• 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)</li> <li>• spécifier des finitions lisses, ou, si les surfaces au fini plus grossier sont inévitables, orienter le grain dans le sens vertical</li> </ul>
<p><b>Éviter ou combler les crevasses</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• utiliser des assemblages soudés plutôt que boulonnés</li> <li>• utiliser des soudures d'étanchéité ou des cordons de mastic</li> <li>• de préférence, profiler / rectifier les soudures afin d'obtenir une section droite lisse</li> <li>• prévenir les souillures biologiques</li> </ul>
<p><b>Réduire la possibilité d'apparition de fissuration par corrosion sous contraintes dans les environnements spécifiques où elle peut survenir (cf. Partie 3.2.4)</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• réduire au minimum les contraintes de fabrication en choisissant soigneusement les séquences de soudage</li> <li>• décapage au jet abrasif (mais éviter l'utilisation de grenaille en fer/acier pour ne pas créer d'inclusion de particules)</li> </ul>
<p><b>Réduire la possibilité d'apparition de piqûres (cf. Chapitre)</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• éliminer les éclaboussures de soudure</li> <li>• décalaminer chimiquement l'acier inoxydable afin d'éliminer les teintes 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. Le nettoyage mécanique ou le décapage au jet abrasif ou aux particules de verre, ou l'électrolyse locale peuvent être employés pour enlever toutes teintes indésirables provenant du soudage</li> <li>• éviter la contamination par des particules d'acier carbone (par ex. utiliser une zone de travail et des outils spécialement affectés à l'acier inoxydable)</li> <li>• suivre un programme d'entretien approprié</li> </ul>
<p><b>Réduire la possibilité de corrosion galvanique (cf. Partie 3.2.3)</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• utiliser une isolation électrique</li> <li>• utiliser des peintures de façon appropriée</li> <li>• réduire au minimum les périodes d'humidité</li> <li>• utiliser des métaux dont les potentiels électriques sont proches</li> </ul>



**Figure 3.1** *Bonnes et mauvaises dispositions constructives pour la durabilité*

### 3.5 Sélection de la nuance

#### 3.5.1 Introduction

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.

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. Par ailleurs, le concepteur devra déterminer le critère de ruine par

corrosion. Si seule l'intégrité structurelle de l'élément est importante et non son apparence, une nuance moins résistante à la corrosion peut être sélectionnée. Si, au contraire, les aspects esthétiques sont primordiaux, dans ce cas une nuance plus résistante, un fini de surface plus lisse voire un lavage régulier du produit peuvent être envisagés. 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. En plus de l'exposition à des atmosphères corrosives, les détails opérationnels et de dimensionnement, le climat ainsi que la durée de vie peuvent influencer la performance. Par exemple, dans les applications industrielles, la combinaison et le type de composé chimique, les durées d'exposition, l'accumulation de dépôts, le degré d'acidité et la régularité des lavages peuvent tous influencer la performance. Dans les applications extérieures, l'exposition à des pluies battantes (ou au contraire le degré de protection), le taux d'humidité, le niveau de pollution atmosphérique, l'exposition aux embruns salés (par exemple : rivage rocailleux), l'exposition à des brouillards salins ou tout autre facteur similaire doit être considéré.

Pour l'ensemble des applications, les détails de conception, les crevasses non étanches ou le contact avec d'autres métaux peut influencer la performance. Les possibles changements futurs ou réaffectations doivent aussi être envisagés. Il faut souligner que des structures peuvent aussi être très proches et pourtant avoir des degrés d'exposition différents.

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. 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.

### **3.5.2 Procédure de sélection de la nuance au sens de l'EN 1993-1-4 – nuances austénitiques et duplex**

La procédure de sélection de la nuance appropriée est fournie à l'annexe A de l'EN 1993-1-4 pour les applications structurelles. Elle est applicable aux constructions métalliques et les recommandations de choix de nuances pour les fixations au béton ou aux maçonneries sont respectivement fournies dans les codes EN 1992 et EN 1996. L'annexe A reste informative dans l'annexe nationale Belge.

La procédure ne prend pas en compte :

- La disponibilité des nuances/produits,
- La finition de surface, par exemple pour des raisons architecturales ou hygiéniques,
- Les méthodes de connexion.

La procédure considère que les critères suivants sont respectés :

- L'environnement de service est proche du pH neutre (pH 4 à 10),
- Les parties structurelles ne sont pas directement exposées à un flux chimique,
- L'environnement de service n'est pas immergé dans l'eau de mer, soit de façon permanente soit fréquemment.

Si ces conditions ne sont pas respectées, il convient de requérir l'avis d'un expert.

La procédure est applicable à des environnements Européens. Elle peut conduire à des conclusions erronées pour certaines parties du monde comme en Amérique centrale, Moyen-Orient et Extrême-Orient.

Elle inclut les étapes suivantes :

- Détermination du Facteur de Résistance à la Corrosion (**Corrosion Resistance Factor (CRF)**) pour l'environnement considéré (Tableau 3.3);
- Détermination de la Classe de Résistance à la Corrosion (**Corrosion Resistance Class (CRC)**) pour l'environnement considéré (Tableau 3.4).

Le Tableau 3.5 fournit les nuances adéquates à chaque CRC. Ce choix dépend de plusieurs facteurs en plus de la résistance à la corrosion, tels que la résistance mécanique et la disponibilité du produit dans la nuance souhaitée. Spécifier la nuance à l'aide de la CRC et de la résistance mécanique requise tel que, par exemple, CRC II et  $f_y = 450 \text{ N/mm}^2$ , est suffisant pour que le distributeur détermine la nuance adéquate.

La procédure est applicable aux éléments en environnement externe. Pour les éléments en environnement interne contrôlé, le CRF vaut 1,0. Un environnement interne étant soit assujéti à l'air-conditionné, chauffé ou protégé par des portes fermées. Un parking multi-étagé ou toute autre structure avec de larges ouvertures sur l'extérieur rentre dans la catégorie des environnements extérieurs. Les piscines constituent un cas à part d'environnement interne (Partie 3.5.3).

Le CRF dépend de la sévérité de l'environnement et est calculé comme suit :

$$\text{CRF} = F_1 + F_2 + F_3$$

où

$F_1$  = Risque d'exposition aux chlorures d'eaux salées ou aux sels de déverglaçage ;

$F_2$  = Risque d'exposition au dioxyde de soufre ;

$F_3$  = Fréquence de nettoyage ou exposition à la pluie.

La valeur de  $F_1$  pour les applications proches de la côte dépend de la localisation en Europe et dérive de règles de bonnes pratiques basées sur l'expérience, de données expérimentales et de données sur le taux de chlorures. Etant donné la gamme étendue d'environnements en Europe, dans certains cas, la procédure de sélection peut être conservative.

Les annexes nationales peuvent parfois spécifier un CRF moins conservatif lorsqu'il est validé par des exemples de réalisation ou des tests expérimentaux. L'annexe nationale du Royaume-Uni permet de prendre en compte un CRF moins élevé lorsqu'il est validé par un exemple de réalisation pour lequel au moins 5 ans d'utilisation ont démontré l'aptitude de la nuance choisie, dans la CRC adjacente. Néanmoins, au maximum, le CRF ne peut être augmenté de plus de 5 points. Les données de performance doivent être obtenues à partir d'un site situé à moins de 5 km du site proposé et, pour les environnements côtiers, à moins de 1 km vers l'intérieur des terres. Cette évaluation doit considérer la nuance, la qualité du fini de surface, l'orientation des éléments considérés et l'exposition à des polluants atmosphériques (particulièrement les chlorures) pour assurer que la comparaison avec la conception proposée est valide.

Des parties différentes d'une même structure ont parfois des conditions d'exposition différentes, par exemple, une partie peut être totalement exposée tandis que l'autre est totalement protégée. Il convient d'étudier chaque cas séparément.

Les recommandations de l'EN 1090-2 sont supposées remplies en ce qui concerne les procédures de soudage et de traitement des surfaces après soudage, de décontamination ou nettoyage des surfaces après toute coupe (mécanique ou thermique). Dans le cas contraire, la résistance à la corrosion des parties soudées peut en être réduite.

### **3.5.3 Piscine intérieure**

Afin d'éviter le risque de fissuration par corrosion sous contrainte dans les piscines, seules les nuances données au Tableau 3.6 devraient être prescrites pour les éléments porteurs directement exposés aux environnements intérieurs des piscines. Dans l'Annexe Nationale, il peut être indiqué si un nettoyage moins fréquent est permis. Cela n'est pas permis dans l'Annexe nationale du Royaume-Uni.

**Tableau 3.3 Évaluation du Facteur de résistance à la corrosion - CRF**

$$CRF = F_1 + F_2 + F_3$$

<b>F<sub>1</sub> Risque d'exposition aux chlorures d'eaux salées ou aux sels de déverglaçage</b>		
NOTE : M est la distance jusqu'à la mer et S la distance à une route soumise aux sels de déverglaçage.		
1	Environnement interne contrôlé	
0	Risque d'exposition bas	M > 10 km ou S > 0,1 km
-3	Risque d'exposition moyen	1 km < M ≤ 10 km ou 0,01 km < S ≤ 0,1 km
-7	Risque d'exposition haut	0,25 km < M ≤ 1 km ou S ≤ 0,01 km
-10	Risque d'exposition très haut	Tunnels routiers avec des sels de déverglaçage ou où des véhicules transportant ces sels peuvent rouler
-10	Risque d'exposition très haut	M ≤ 0,25 km
		Mer du Nord en Allemagne ou toutes zone côtière baltique
-15	Risque d'exposition très haut	M ≤ 0,25 km
		Côte atlantique portugaise, espagnole et française. Manche, zone côtière de la mer du Nord au Royaume-Uni, France, Belgique, Pays-Bas et Sud de la Suède. Toute autre zone côtière du Royaume-Uni, Norvège, Danemark et Irlande. Côte méditerranéenne.
<b>F<sub>2</sub> Risque d'exposition au dioxyde de Soufre</b>		
NOTE Pour les environnements côtiers Européens, la concentration en dioxyde de soufre est habituellement bas. Pour les environnements dans les terres, il est soit bas soit moyen. La classification "haute" est habituellement rare et associée à des environnements industriels lourds ou très spécifiques comme les tunnels routiers. La concentration en dioxyde de soufre peut être évaluée suivant la norme ISO 9225.		
0	Risque d'exposition bas	<10 µg/m <sup>3</sup> concentration moyenne en gaz
-5	Risque d'exposition moyen	10 - 90 µg/m <sup>3</sup> concentration moyenne en gaz
-10	Risque d'exposition haut	90 - 250 µg/m <sup>3</sup> concentration moyenne en gaz
<b>F<sub>3</sub> Fréquence de nettoyage ou exposition à la pluie. (if F<sub>1</sub> + F<sub>2</sub> ≥ 0, then F<sub>3</sub>=0)</b>		
0	Complètement exposé au lavage par l'eau de pluie	
-2	Soumis à un régime de nettoyage spécifique	
-7	Pas de lavage par la pluie et pas de régime spécifique de nettoyage	
NOTE : Si l'élément est régulièrement inspecté pour tout signe de corrosion et nettoyé, cela doit être clairement spécifié à l'utilisateur par écrit. L'inspection, la méthode de lavage et sa fréquence doivent être renseignées. Plus la surface est lavée, plus grand sera le bénéfice. Cette fréquence ne devrait pas être inférieure à une fois par trimestre. Lorsqu'il y a lieu de spécifier un nettoyage, il devrait être prescrit à l'ensemble de la structure et non pas seulement aux parties visibles et facilement accessibles.		

**Tableau 3.4** Détermination des Classes de Résistance à la Corrosion - CRC

Facteur de résistance à la corrosion (CRF)	Classe de Résistance à la Corrosion (CRC)
CRF = 1	I
$0 \geq \text{CRF} > -7$	II
$-7 \geq \text{CRF} > -15$	III
$-15 \geq \text{CRF} \geq -20$	IV
CRF < -20	V

**Tableau 3.5** Nuances pour chaque Classe de Résistance à la Corrosion - CRC

Classe de Résistance à la Corrosion (CRC)				
I	II	III	IV	V
1.4003	1.4301	1.4401	1.4439	1.4565
1.4016	1.4307	1.4404	1.4462	1.4529
1.4512	1.4311	1.4435	1.4539	1.4547
	1.4541	1.4571		1.4410
	1.4318	1.4429		1.4501
	1.4306	1.4432		1.4507
	1.4567	1.4162		
	1.4482	1.4662		
		1.4362		
		1.4062		
		1.4578		

NOTE 1 : Les Classes de Résistance à la Corrosion sont uniquement utilisables dans le cadre de cette procédure de sélection et seulement pour les applications structurales.

NOTE 2 : Une nuance d'une classe plus élevée peut être utilisée à la place de celle indiquée par le facteur de résistance à la corrosion.

**Tableau 3.6** Nuances appropriées aux piscines intérieures

Éléments porteurs en piscine intérieure	Classe de résistance à la corrosion - CRC
Éléments porteurs régulièrement nettoyés <sup>1</sup>	CRC III ou CRC IV (Sauf les nuances 1.4162, 1.4662, 1.4362 et 1.4062)
Éléments porteurs n'étant pas régulièrement nettoyés	CRC V (Sauf les nuances 1.4410, 1.4501 et 1.4507)
Fixations, attaches, et visseries	CRC V (Sauf les nuances 1.4410, 1.4501 et 1.4507)

NOTE : Si l'élément est régulièrement inspecté pour tout signe de corrosion et nettoyé, cela doit être clairement spécifié à l'utilisateur par écrit. L'inspection, la méthode de lavage et sa fréquence doivent être renseignées. Plus la surface est lavée, plus grand sera le bénéfice. Cette fréquence ne devrait pas être inférieure à une fois par trimestre. Lorsqu'il y a lieu de spécifier un nettoyage, il devrait être prescrit à l'ensemble de la structure et non pas seulement aux parties visibles et facilement accessibles.

### 3.5.4 Sélection de la nuance pour les aciers inoxydables ferritiques

Les nuances ferritiques sont appropriées aux atmosphères relativement peu corrosives caractérisées par une exposition limitée aux polluants et aux chlorures. Dans un certain nombre d'environnements, il existe un risque d'apparition de taches sur ces nuances. Mais ces taches n'affectent pas l'intégrité de l'élément, elles peuvent néanmoins être disgracieuses. Le Tableau 3.7 donne une procédure conservatrice de sélection pour quatre nuances.

**Tableau 3.7** Sélection des nuances pour les aciers inoxydables ferritiques

<b>Sélection de la nuance dans le cas d'un fini de surface de haute qualité (i.e. aucune tâche sur la surface visible n'est tolérée)</b>					
Nuance	C1	C2	C3	C4	C5
1.4003	✓	✗	✗	Aucune recommandation dû au manque de données expérimentales	
1.4509	✓	✗	✗		
1.4621, 1.4521	✓	✓	✗		
<b>Sélection de la nuance avec une certaine tolérance sur le fini de surface (i.e. taches et piqures modérées sont tolérées, mais n'affectent pas l'intégrité structurelle)</b>					
Nuance	C1	C2	C3	C4	C5
1.4003	✓	(✓)	✗	Aucune recommandation dû au manque de données expérimentales	
1.4509	✓	✓	(✓)		
1.4621, 1.4521	✓	✓	✓		
Les catégories de corrosion proviennent de l'EN ISO 12944-2:2009 et sont définies comme suit:					
Catégories de corrosion et risque	Exemples d'environnements typiques en climat tempéré.				
	Extérieur		Intérieur		
C1 Très bas			Bâtiments chauffés à atmosphères propres, par exemple : bureaux, magasins, écoles, hôtels		
C2 Bas	Atmosphères à bas taux de pollution. Principalement les zones rurales.		Bâtiments non chauffés où de la condensation peut apparaître, par exemple : hangars, halls omnisports.		
C3 Moyen	Atmosphères urbaines ou industrielles, avec un taux modéré de pollution au dioxyde de soufre.		Lieux de productions avec un taux élevé d'humidité, par exemple : usine de transformation d'aliments, blanchisseries, brasseries, filière laitière.		
C4 Haut	Zones industrielles et côtières avec salinité modérée.		Industries chimiques, piscines, bâtiments, navires côtiers et chantiers navals		
C5 Très haut	Zones industrielles avec taux d'humidité élevé et atmosphère agressive. Zones côtières et offshore (au large) avec salinité haute.		Bâtiments et zones avec condensation permanente et pollution haute.		
NOTES :					
✓ Indique lorsque la nuance est appropriée à la classe environnementale.					
✗ Indique lorsque la nuance n'est pas appropriée à la classe environnementale.					
(✓) Indique que des précautions sont à prendre lorsque la nuance est utilisée dans cette classe environnementale. Il y a un risque de taches ou de corrosion localisée au niveau des soudures exposées et des fixations. Le risque augmente en présence d'eau stagnante et/ou de polluants atmosphériques (en particulier les chlorures).					
1. Pour la classification C1, l'environnement est supposé intérieur et sans exposition directe aux conditions météorologiques ou aux chlorures. Elle inclut les zones des bâtiments telles que espaces de, murs périphériques ou l'acier situé à l'arrière d'un bardage.					

2. Les soudures et les fixations sont plus sensibles à la corrosion par crevasse, sur les zones exposées. Le risque augmente en présence d'eau stagnante et/ou de polluants atmosphériques.
3. La classification selon la norme ISO intègre les chlorures déplacés par le vent, provenant de la mer mais pas ceux provenant de sels de déverglaçage. Il est conseillé à l'utilisateur de prendre ce facteur en compte si la structure se trouve près d'une route sur laquelle peuvent être déversés de tels sels.

## 4 BASES DE CALCUL

### 4.1 Exigences générales

Il convient qu'une structure soit dimensionnée et fabriquée de manière 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.

### 4.2 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.

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

$$E_d \leq R_d \quad (4.1)$$

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, 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  $R_k/\gamma_M$  où  $R_k$  représente une résistance caractéristique et  $\gamma_M$  un coefficient partiel. Le coefficient partiel  $\gamma_M$  peut prendre différentes valeurs. Le Tableau 4.1 donne les valeurs de  $\gamma_M$  à utiliser avec ce guide. Elles sont tirées de l'EN 1993-1-4 et de l'EN 1993-1-8. Ces valeurs de  $\gamma_M$  devraient aussi être utilisées lors du dimensionnement d'éléments en acier inoxydable, qui utiliseraient d'autres parties de l'EN 1993, par exemple dans le cas des ponts (EN 1993-2), tours, mâts et cheminées (EN 1993-3), prévalant sur les valeurs de  $\gamma_M$  recommandées dans ces parties du code.

Il convient de se référer aussi à l'Annexe Nationale 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  $\gamma_M$  qui devraient être utilisées au lieu de celle données dans le Tableau 4.1. Les Annexes Nationales du Royaume-Uni à l'EN 1993-1-4 et à l'EN 1993-1-8 adoptent les valeurs recommandées au Tableau 4.1. (Si une Annexe Nationale n'est pas disponible, il convient de convenir des coefficients  $\gamma_M$  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 10).

**Tableau 4.1** Valeurs de  $\gamma_M$  recommandées

<b>Pour la résistance :</b>	<b>Symbole</b>	<b>Valeur (EN 1993-1-4)</b>
Des sections transversales (toutes classes confondues)	$\gamma_{M0}$	1,10
Des barres aux instabilités, évaluée par vérification de barres	$\gamma_{M1}$	1,10
Des sections droites en traction jusqu'à rupture	$\gamma_{M2}$	1,25
Des éléments de fixation, soudures, axes d'articulation, plaques en pression diamétrale	$\gamma_{M2}$	1,25

Pour les nuances d'acier inoxydable qui ne sont pas incluses dans le Tableau 2.1 de l'EN 1993-1-4, les valeurs de  $\gamma_M$  doivent être majorées de 10 %.

### 4.3 Charges

Le chargement appliqué à une structure en acier inoxydable doit être déterminé conformément à l'EN 1991, de la même façon que pour les structures en acier carbone.

## 5 CARACTERISTIQUES DES SECTIONS

### 5.1 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 5.2.

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 5.3.

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 5.4.1.

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)).

### 5.2 Rapports largeur-épaisseur maximum

Le Tableau 5.1 donne les rapports largeur-épaisseur maximum recommandés pour les éléments en acier inoxydable.

### 5.3 Classification des sections transversales

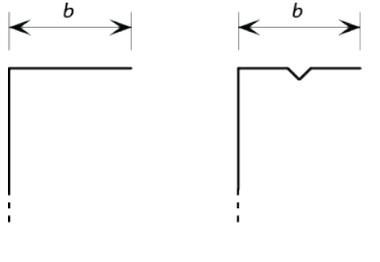
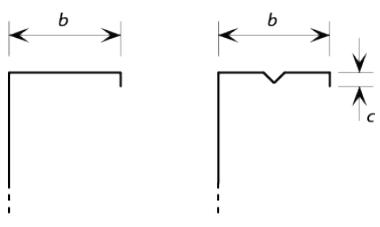
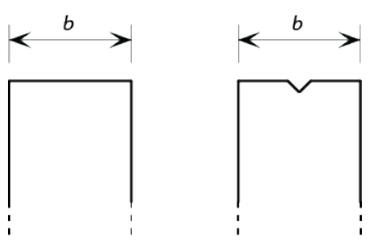
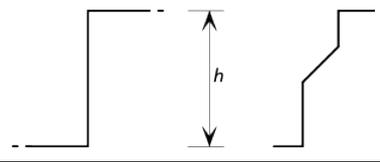
#### 5.3.1 Généralités

En principe, les sections transversales en acier inoxydable peuvent être classifiées de la même façon que celles en acier 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.

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.

**Tableau 5.1** *Rapports largeur-épaisseur maximum*

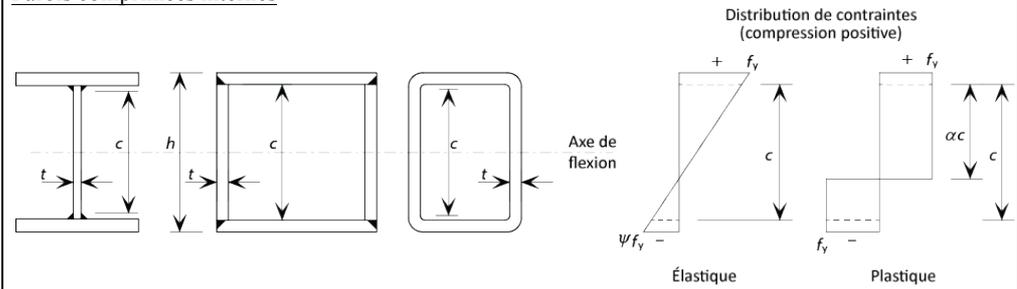
a) Élément plan ou élément comportant un raidisseur intermédiaire assemblé à une âme sur un bord et dont l'autre bord n'est pas appuyé :	$b/t \leq 50$	
b) Élément plan ou élément comportant un raidisseur intermédiaire assemblé à une âme sur un bord et dont l'autre bord comporte un petit retour simple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

### 5.3.2 Classification des parois des sections transversales

Les sections sont classifiées en Classes 1, 2, ou 3 selon les limites indiquées dans le Tableau 5.2. Les sections qui ne satisfont pas les critères donnés pour les sections de Classe 3 sont classifiées en Classe 4.

**Tableau 5.2** Rapport largeur-épaisseur maximum pour les parois comprimées

Parois comprimées internes



Classe	Paroi fléchie	Paroi comprimée	Paroi fléchie et comprimée	
1	$c/t \leq 72,0\varepsilon$	$c/t \leq 33,0\varepsilon$	Lorsque $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq 396,0 \frac{\psi}{\alpha}$ (Axe de flexion) Lorsque $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq 36,0\varepsilon/\alpha$	
2	$c/t \leq 76,0\varepsilon$	$c/t \leq 35,0\varepsilon$	Lorsque $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq 420,0\varepsilon/(13\alpha - 1)$ Lorsque $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq 38,0\varepsilon/\alpha$	
3	$c/t \leq 90,0\varepsilon$	$c/t \leq 37,0\varepsilon$	$c/t \leq 18,5\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ Pour $k_\sigma$ voir 5.4.1	
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Grade	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698

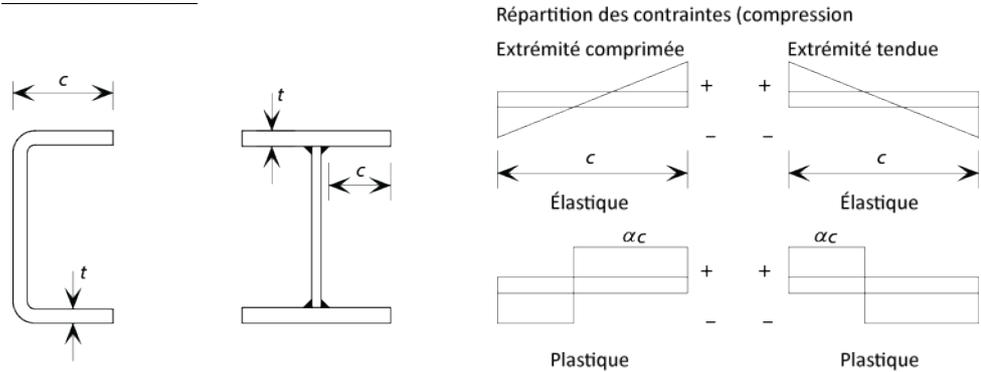
NOTES :

Pour les sections creuses, c peut être pris égal à (h – 3t) ou (b – 3t) en toute sécurité  
 $E = 200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup>

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

**Tableau 5.2 (suite) Rapport largeur-épaisseur maximum pour les parois comprimées**

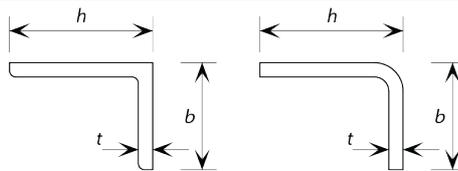
Semelles en console



Classe	Paroi fléchie	Paroi comprimée	Paroi fléchie et comprimée	
			Extrémité comprimée	Extrémité tendue
1	Formé à froid et 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 et soudé	$c/t \leq 10,0\varepsilon$	$c/t \leq \frac{10,0\varepsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{10,0\varepsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
3	Formé à froid et soudé	$c/t \leq 14,0\varepsilon$	$c/t \leq 21,0\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ Pour $k_\sigma$ voir 5.4.1	

Cornières

Voir également les parois en console



Ne s'applique pas aux cornières en contact continu avec d'autres composants

Classe	Section comprimée			
3	$\frac{h}{t} \leq 15,0\varepsilon ; \frac{b+h}{2t} \leq 11,5\varepsilon$			
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Nuance	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698

NOTES :

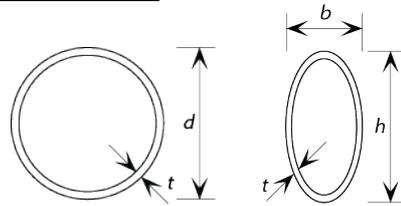
Pour les cornières formées à froid, une approche conservatrice consiste à prendre  $c = b_p$ ,  $b_p$  étant la distance de l'extrémité de la semelle au centre du rayon de courbure du coin (cf. 5.5)

$E = 200 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$

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

**Tableau 5.2 (suite) Rapport largeur-épaisseur maximum pour les parois comprimées**

Sections tubulaires



Classe	Section fléchie	Section comprimée		
1	$d_e/t \leq 50\varepsilon^2$	$d_e/t \leq 50\varepsilon^2$		
2	$d_e/t \leq 70\varepsilon^2$	$d_e/t \leq 70\varepsilon^2$		
3	$d_e/t \leq 280\varepsilon^2$ Pour $d_e > 240$ mm et/ou $d_e/t > 280\varepsilon^2$ , cf. EN 1993-1-6	$d_e/t \leq 90\varepsilon^2$ Pour $d_e/t > 90\varepsilon^2$ , cf. EN 1993-1-6		
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Nuance	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698

NOTES :

$$E = 200 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$$

$d_e$  est le diamètre équivalent. Pour les tubes circulaires (CHS)  $d_e = d$ .

Pour les tubes elliptiques (EHS)  $d_e$  varie selon le mode de chargement :

Section comprimée :

$$d_e = h \left[ 1 + \left\{ 1 - 2,3 \left( \frac{t}{h} \right)^{0,6} \right\} \left( \frac{h}{b} - 1 \right) \right] \quad \text{ou, de façon conservative:} \quad d_e = \frac{h^2}{b}$$

Section fléchie par rapport à l'axe de grande inertie (y-y):

$$\text{Lorsque } \frac{h}{b} \leq 1,36 \quad d_e = \frac{b^2}{h}$$

$$\text{Lorsque } \frac{h}{b} > 1,36 \quad d_e = 0,4 \frac{h^2}{b}$$

Section fléchie par rapport à l'axe de petite inertie (z-z) ou comprimée et fléchie par rapport à l'axe de petite inertie :

$$d_e = \frac{h^2}{b}$$

Pour les sections comprimées et fléchies par rapport à l'axe de grande inertie,  $d_e$  peut être calculé par interpolation linéaire entre  $d_e$  pour une section comprimée et  $d_e$  pour une section fléchie, en utilisant  $\alpha$  pour les Classe 1 et 2 et  $\psi$  pour les Classes 3 et 4.

## 5.4 Largeurs efficaces

### 5.4.1 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 10.

L'aire efficace d'une section de Classe 4 entièrement ou partiellement comprimée,  $A_{\text{eff}}$ , représente l'aire brute de la section transversale moins la somme des parties non efficaces de chacune de ses parois constitutives élancées. L'aire efficace de chaque paroi de Classe 4 est sa largeur efficace  $b_{\text{eff}}$  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  $I_{\text{eff}}$  et le module de section efficace  $W_{\text{eff}}$ .

Les largeurs efficaces des parois entièrement ou partiellement comprimées peuvent être prises dans le Tableau 5.3 pour les parois internes, et dans le Tableau 5.4 pour les parois en console.

Les largeurs efficaces des parois de semelle comprimées peuvent être basées sur le est défini dans les Tableau 5.3 et Tableau 5.4). Il convient que la largeur efficace 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  $\rho$  peut être calculé de la façon suivante :

Parois internes formées à froid ou soudées :

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ but } \leq 1,0 \quad (5.1)$$

Parois en console formées à froid ou soudées :

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ but } \leq 1,0 \quad (5.2)$$

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

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (5.3)$$

où :

$t$  est l'épaisseur appropriée

$k_\sigma$  est le coefficient de voilement correspondant au rapport de contraintes  $\psi$  tiré du Tableau 5.3 ou Tableau 5.4 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  $h - 3t$

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

$\bar{b} = \bar{b} =$  largeur de paroi pour les semelles des RHS, qui peut être prise égale à  $h - 3t$

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

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

$\varepsilon$  est le coefficient de matériau défini dans le Tableau 5.2.

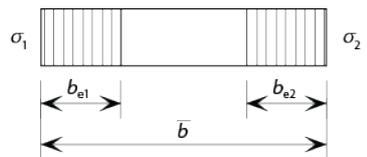
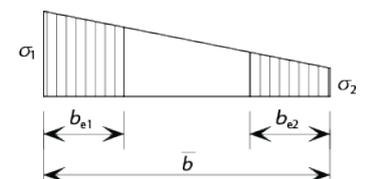
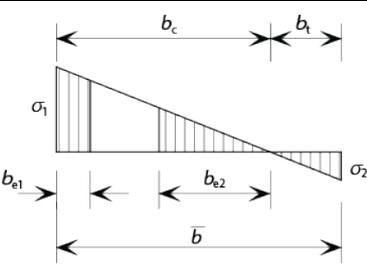
L'EN 1993-1-4 recommande les formules conservatives  $h - 2t$  et  $b - 2t$  pour  $\bar{b}$ , dans, respectivement, les âmes et les semelles des sections creuses rectangulaires. Dans la prochaine révision de l'EN 1993-1-4, ces formules seront vraisemblablement remplacées par  $h - 3t$  et  $b - 3t$ , ce qui est en accord avec l'EN 1993-1-5.

Pour les sections ouvertes formées à froid, une approche moins conservatrice consiste à prendre  $\bar{b} = b_p$ , où  $b_p$  est la largeur de paroi appropriée définie comme la distance en les deux centres du rayon de courbure des coins adjacents. (cf. 5.5)

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. Figure 5.1 et Figure 5.2. Il convient d'en tenir compte lors du calcul des caractéristiques de la section transversale efficace.

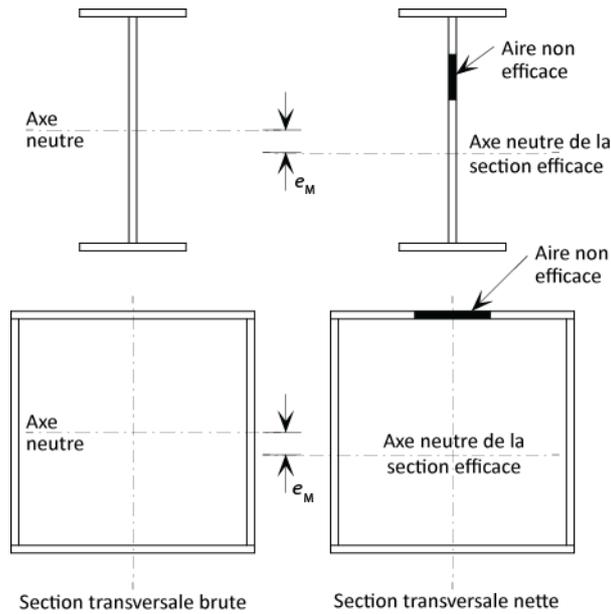
Lorsque la section transversale est soumise à une compression axiale, les recommandations de la Partie 6.5.2 tiennent compte du moment additionnel  $\Delta M_{Ed}$  donné par  $\Delta M_{Ed} = N_{Ed} e_N$ , où  $e_N$  est le décalage de l'axe neutre lorsque la section transversale est soumise à une compression uniforme, cf. Figure 5.2.

**Tableau 5.3** *Parois comprimées internes*

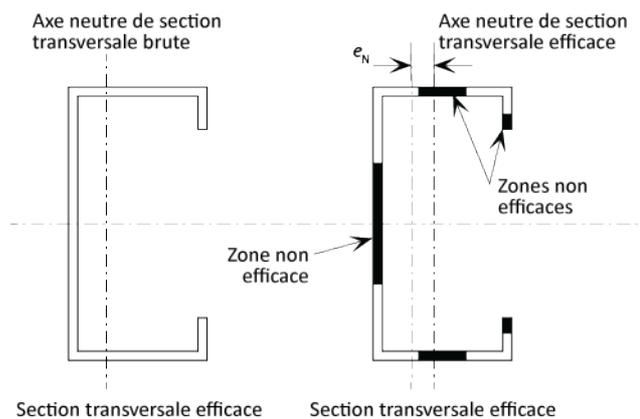
Répartition des contraintes (compression positive)				Largeur efficace $b_{eff}$		
				$\psi = 1:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5 b_{eff}$		
				$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2 b_{eff}}{5 - \psi}$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6 b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi \geq -3$
Coefficient de voilement $k_\sigma$	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 5.4** *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 $k_\sigma$	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$	
			$1 > \psi \geq 0:$ $b_{eff} = \rho b_c$		
			$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Coefficient de voilement $k_\sigma$	0,43	$0,578 / (\psi + 0,34)$	1,70	$1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8



**Figure 5.1** Section transversale de Classe 4 soumise à un moment fléchissant



**Figure 5.2** Section transversale de Classe 4 comprimée

#### 5.4.2 Effets du traînage de cisaillement

Les effets du traînage de cisaillement 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 cisaillement 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 cisaillement soit pris en compte à la fois pour l'état limite ultime et pour l'état limite de service.

#### 5.4.3 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 la déformation transversale des semelles. Si nécessaire, les recommandations de l'EN 1993-1-3 pour l'acier carbone restent valables.

## 5.5 Parois raidies

### 5.5.1 Raidisseurs de bord

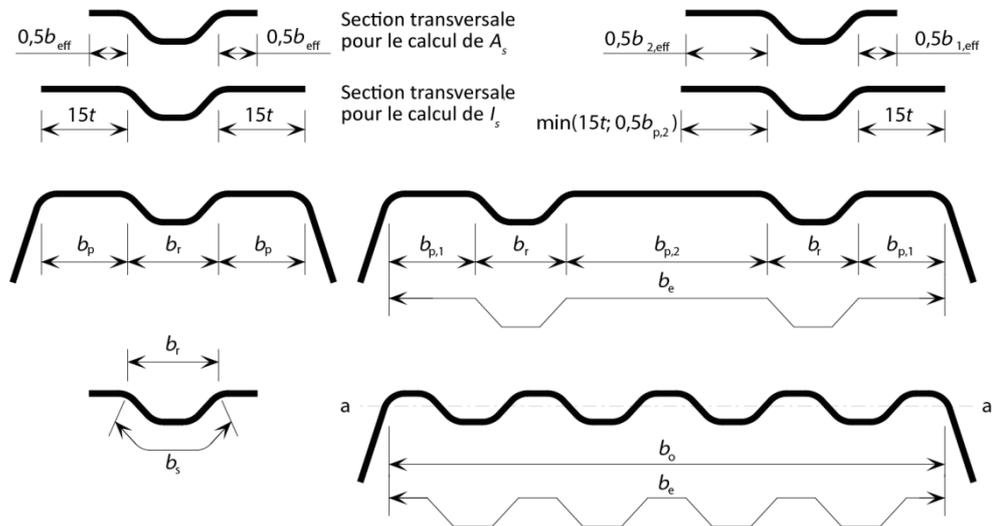
Les recommandations de l'EN 1993-1-3 pour l'acier carbone sont applicables.

### 5.5.2 Raidisseurs intermédiaires

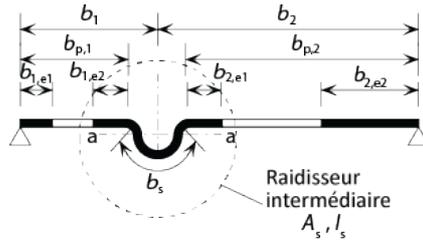
Les recommandations de l'EN 1993-1-3 pour l'acier carbone sont applicables.

### 5.5.3 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 plage 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 5.3 et Figure 5.4.



**Figure 5.3** Semelle comprimée avec un, deux ou des raidisseurs multiples



**Figure 5.4** *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 :

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{4b_p^2(2b_p + 3b_s)}} \quad (5.4)$$

où:

- $b_p$  est la largeur de référence de la paroi
- $b_s$  est la largeur développée du raidisseur
- $A_s$  est l'aire de la section transversale du raidisseur
- $I_s$  est le moment d'inertie du raidisseur

Ces paramètres sont indiqués aux Figure 5.3, Figure 5.4 et Figure 5.5.

$k_w$  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 :

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2k_w E}{A_s} \sqrt{\frac{I_s t^3}{8b_1^2(3b_e - 4b_1)}} \quad (5.5)$$

avec:

$$b_e = 2b_{p,1} + b_{p,2} + 2b_s \quad (5.6)$$

$$b_1 = b_{p,1} + 0,5b_r \quad (5.7)$$

où:

- $b_{p,1}$  est la largeur de référence d'une paroi extérieure, cf. Figure 5.4,
- $b_{p,2}$  est la largeur de référence de la paroi centrale, cf. Figure 5.4
- $b_r$  est la largeur hors-tout d'un raidisseur, cf. Figure 5.3.

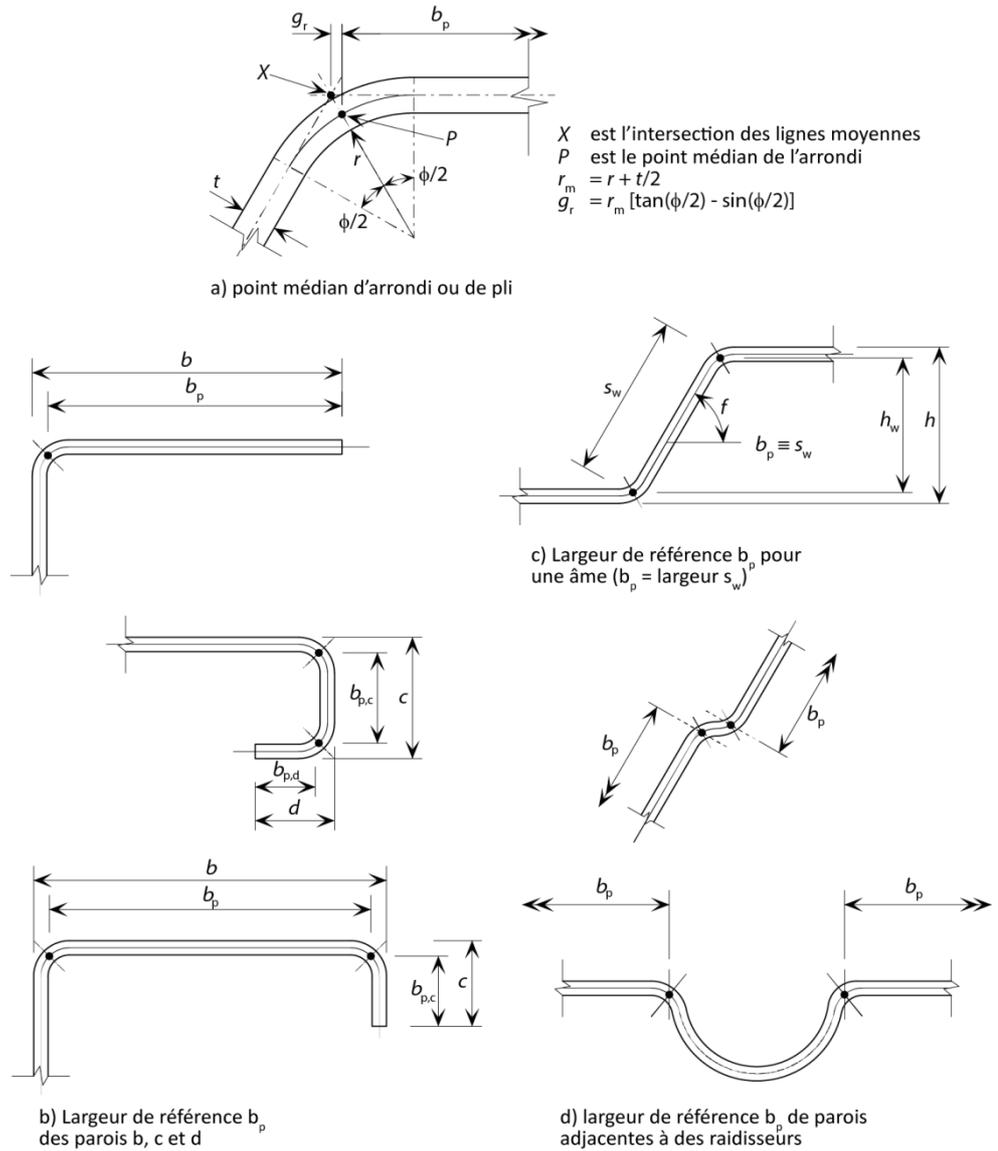
La valeur de  $k_w$  peut être déterminée, à partir de la longueur d'onde  $l_b$  de flambement de la plage comprimée, de la façon suivante :

$$\frac{l_b}{s_w} \geq 2, \quad k_w = k_{w0} \quad (5.8)$$

$$\frac{l_b}{s_w} < 2, \quad k_w = k_{w0} - (k_{w0} - 1) \left[ \frac{2l_b}{s_w} - \left( \frac{l_b}{s_w} \right)^2 \right] \quad (5.9)$$

où:

$s_w$  est la largeur de l'âme, cf. Figure 5.5.



**Figure 5.5** 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 :

$$l_b = 3,07 \sqrt[4]{\frac{I_s b_p^2 (2b_p + 3b_s)}{t^3}} \quad (5.10)$$

$$k_{wo} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} \quad (5.11)$$

$$b_d = 2b_p + b_s \quad (5.12)$$

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

$$l_b = 3,65 \sqrt[4]{\frac{I_s b_1^2 (3b_e - 4b_1)}{t^3}} \quad (5.13)$$

$$k_{wo} = \sqrt{\frac{(2b_e + s_w)(3b_e - 4b_1)}{b_1(4b_e - 6b_1) + s_w(3b_e - 4b_1)}} \quad (5.14)$$

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

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_y / \gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} \text{ but } A_{s,red} \leq A_s \quad (5.15)$$

où:

$\sigma_{com,Ed}$  est la contrainte de compression dans le raidisseur (calculée sur la base de la section transversale efficace).

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

$$\bar{\lambda}_d \leq 0,65 \quad \chi_d = 1,0 \quad (5.16)$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d \quad (5.17)$$

$$\bar{\lambda}_d \geq 1,38 \quad \chi_d = \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} \quad (5.18)$$

$$\text{où } \bar{\lambda}_d = \sqrt{f_y / \sigma_{crs}}$$

Si les âmes sont aussi raidies, il convient de se rapporter à 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  $A_{s,x}$

## 5.6 Calcul des caractéristiques des sections

### 5.6.1 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.

### 5.6.2 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 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 5.6, au moyen des expressions approchées suivantes :

$$A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) \quad (5.19)$$

$$I_g = I_{g,sh} (1 - 2\delta) \quad (5.20)$$

$$I_w = I_{w,sh} (1 - 4\delta) \quad (5.21)$$

Dans lesquelles:

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} \quad (5.22)$$

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

$\varphi_j$  est l'angle entre deux parois planes

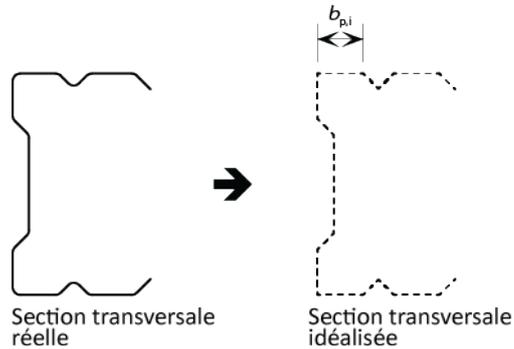
$m$  est le nombre de parois planes

$n$  est le nombre de parois courbes

$r_j$  est la 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 5.6** Section transversale réelle et idéalisée

### 5.6.3 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.

### 5.6.4 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 5.7).

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 :

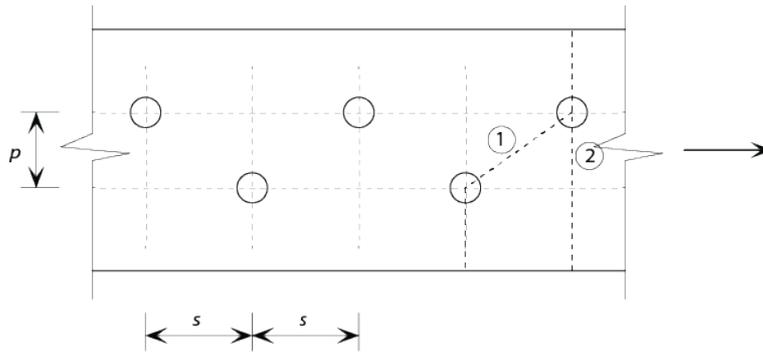
- l'aire déduite pour les trous non disposés en quinconce
- $t \left( nd_0 - \sum \left[ \frac{s^2}{4p} \right] \right)$

où :

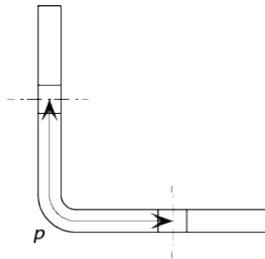
- $s$  est le pas en quinconce, l'entraxe de deux trous consécutifs dans la ligne, mesuré parallèlement à l'axe de la barre
- $p$  est l'entraxe des deux mêmes trous mesuré perpendiculairement à l'axe de la barre
- $t$  est l'épaisseur
- $n$  est le nombre de trous situés sur toute la ligne diagonale ou en zigzag s'étendant progressivement sur la largeur de la barre ou partie de la barre, voir Figure 5.7
- $d_0$  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 5.8.

Pour les cornières assemblées par une seule aile, voir Section 7.2.



**Figure 5.7** Trous en quinconce et lignes de rupture critiques 1 et 2



**Figure 5.8** Espacement pour une cornière comportant des trous dans les deux ailes

## 5.7 Résistances des sections transversales

### 5.7.1 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 6. Les coefficients  $\gamma_M$  utilisés dans cette partie sont donnés dans le Tableau 4.1.

L'écroûissage associé aux opérations de formage à froid (cf. Partie 2.2.1) augmente en général la résistance de la section transversale. Lorsqu'il est prévu d'exploiter les avantages de l'écroûissage, il est suggéré d'utiliser l'ANNEXE B.

L'augmentation de la résistance des sections droites en service due au comportement non linéaire de la courbe contrainte-déformation peut être prise en compte en utilisant la Continuous Strength Method, comme indiqué à l'ANNEXE D. Cette augmentation peut, par ailleurs, être démontrée par des tests (cf. Section 10).

### 5.7.2 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

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} \quad (5.23)$$

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

$$N_{u,Rd} = \frac{k A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (5.24)$$

où:

$A_g$  est l'aire brute

$A_{net}$  est l'aire nette ou l'aire nette efficace (cf. Section 5.6.4)

$f_y$  est la limite d'élasticité caractéristique (généralement prise comme la plus petite limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 %, cf. Tableau 2.2)

$f_u$  est la résistance caractéristique ultime à la traction (généralement prise comme la plus petite valeur spécifiée, cf. Tableau 2.2)

$k$  est un facteur qui dépend du procédé de fabrication utilisé pour le trou et le mode de chargement

$k = 1,0$  pour les trous dont les parois sont lisses (trous sans entailles), par exemple les trous fabriqués avec forets ou par découpe au jet d'eau

$k = 0,9$  pour les trous dont les parois sont rugueuses (trous avec entailles), par exemple les trous fabriqués par poinçonnage ou par découpe au chalumeau

$k = 0,9$  pour les structures soumises à la fatigue

L'équation (5.24) devrait être introduite dans la nouvelle version de l'EN 1993-1-1 pour l'acier carbone et s'applique aussi aux aciers inoxydables. L'EN 1993-1-4 utilise, pour le moment, les expressions conservatives suivantes, provenant de l'EN 1993-1-3:

$$N_{u,Rd} = \frac{k_r A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (5.25)$$

Dans laquelle :

$$k_r = [1 + 3r(d_0/u - 0,3)] \quad (5.26)$$

où :

$r$  = [nombre de boulons au droit de la section]/[nombre total de boulons dans l'assemblage]

$d_0$  est le diamètre nominal du trou

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

$e_2$  la valeur minimale de la pince transversale (distance du centre du trou jusqu'au bord adjacent), i.e. mesuré perpendiculairement au sens de l'effort

$p_2$  L'entraxe (distance entre deux trous, mesurée de centre à centre) mesuré perpendiculairement au sens de l'effort.

### 5.7.3 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

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1,2 ou 3} \quad (5.27)$$

$$N_{c,Rd} = A_{eff} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (5.28)$$

Note: Dans le cas de sections de Classe 4 asymétriques il convient d'utiliser la méthode donnée dans la Partie 5.7.6 pour prendre en compte le moment additionnel  $\Delta M_{Ed}$  résultant de l'excentrement de l'axe neutre de la section efficace, cf. Partie 5.4.1.

#### 5.7.4 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 :

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1 ou 2} \quad (5.29)$$

$$M_{c,Rd} = W_{el,min} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 3} \quad (5.30)$$

$$M_{c,Rd} = W_{eff,min} f_y / \gamma_{M0} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (5.31)$$

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 5.1)

$W_{eff,min}$  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 5.1).

Pour les sections transversales soumises à une flexion biaxiale, cf. Partie 6.4.3.

#### 5.7.5 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 :

$$V_{pl,Rd} = \left( \frac{A_v (f_y / \sqrt{3})}{\gamma_{M0}} \right) \quad (5.32)$$

où

$A_v$  est l'aire de cisaillement, cf. Tableau 5.5.

**Tableau 5.5 Aire de cisaillement  $A_v$  pour différentes sections**

Section droite	Aire de cisaillement $A_v$
Sections laminées en I et H, charge parallèle à l'âme	$A - 2bt_f + (t_w + 2r)t_f$ mais pas moins que $\eta h_w t_w$
Sections laminées en U, charge parallèle à l'âme	$A - 2bt_f + (t_w + r)t_f$
Sections laminées en T, charge parallèle à l'âme	Laminées : $A - bt_f + (t_w + 2r)\frac{t_f}{2}$ Soudées : $t_w/(h - \frac{t_f}{2})$
Sections soudées en I, H ou en caisson, charge parallèle à l'âme	$\eta \sum(h_w t_w)$
Sections soudées en I, H, U ou en caisson, charge parallèle aux semelles	$A - \sum(h_w t_w)$
Sections creuses rectangulaires d'épaisseur uniforme	Charge parallèle à la hauteur : $Ah/(b + h)$ Charge parallèle à la largeur : $Ab/(b + h)$
Sections creuses circulaires d'épaisseur uniforme	$2A/\pi$
Tubes elliptiques d'épaisseur uniforme, charge parallèle à la hauteur	$2(h - t)/t$
Tubes elliptiques d'épaisseur uniforme, charge parallèle à la largeur	$2(b - t)/t$

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).
- $\eta$  cf. EN 1993-1-5. (EN 1993-1-4 recommande  $\eta = 1,20$ .)

Note : Il convient d'utiliser la même valeur de  $\eta$  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 6.4.3.

### 5.7.6 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 :

$$M_{Ed} \leq M_{N,Rd} \quad (5.33)$$

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 :

$$N_{Ed} \leq 0,25N_{pl,Rd} \quad (5.34)$$

$$N_{Ed} \leq 0,5h_w t_w f_y / \gamma_{M0} \quad (5.35)$$

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 :

$$\sigma_{x,Ed} \leq f_y / \gamma_{M0} \quad (5.36)$$

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, comme alternative au critère proposé dans (5.36), le critère simplifié suivant peut être utilisé :

$$\frac{N_{Ed}}{A_{eff} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{M_{yEd} + N_{Ed} e_{Ny}}{W_{eff,y,min} f_y / \gamma_{M0}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{W_{eff,z,min} f_y / \gamma_{M0}} \leq 1 \quad (5.37)$$

où:

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

$W_{eff,y,min}$  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  $V_{pl,Rd}$ , 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  $\rho = (2V_{Ed} / V_{pl,Rd} - 1)^2$ .

## 6 DIMENSIONNEMENT DES BARRES

### 6.1 Introduction

Les vérifications de dimensionnement exigées pour les barres en acier inoxydable sont similaires à celles exigées pour les barres en acier 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 5, 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 carbone. L'hypothèse de niveaux d'imperfections géométriques et dues aux contraintes résiduelles similaires pour les barres en acier carbone et pour celles en acier inoxydable donne en général des résultats satisfaisants lorsqu'elle est basée sur les vérifications validées pour l'acier 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 réalisé 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.

### 6.2 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 5.7.2, et sur la résistance de leurs assemblages, voir Chapitre 7.

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

$$N_{t,Rd} = N_{pl,Rd} \leq N_{u,Rd} \quad (6.1)$$

où les paramètres sont définis à la Partie 5.7.2,  $N_{u,Rd}$  étant déterminé à la partie 7.2.3.

### 6.3 Barres comprimées

#### 6.3.1 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 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.

### 6.3.2 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 6.5., il convient de prendre en compte le moment additionnel  $\Delta M_{Ed}$  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.

### 6.3.3 Flambement par flexion

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

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1, 2 et 3} \quad (6.2)$$

$$N_{b,Rd} = \chi A_{eff} f_y / \gamma_{M1} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (6.3)$$

où:

$A$  est l'aire de la section brute

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

$\chi$  le coefficient de réduction pour le mode de flambement, est donné par:

$$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1 \quad (6.4)$$

dans lequel:

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) \quad (6.5)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1, 2 et 3} \quad (6.6)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff}f_y}{N_{cr}}} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y \frac{A_{eff}}{A}}{E}} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (6.7)$$

où:

$\alpha$  est le facteur d'imperfection défini dans le Tableau 6.1

$N_{cr}$  est l'effort normal critique pour le mode de flambement approprié fondé sur les caractéristiques de la section transversale brute

$\bar{\lambda}_0$  est l'élanement réduit limite défini dans le Tableau 6.1

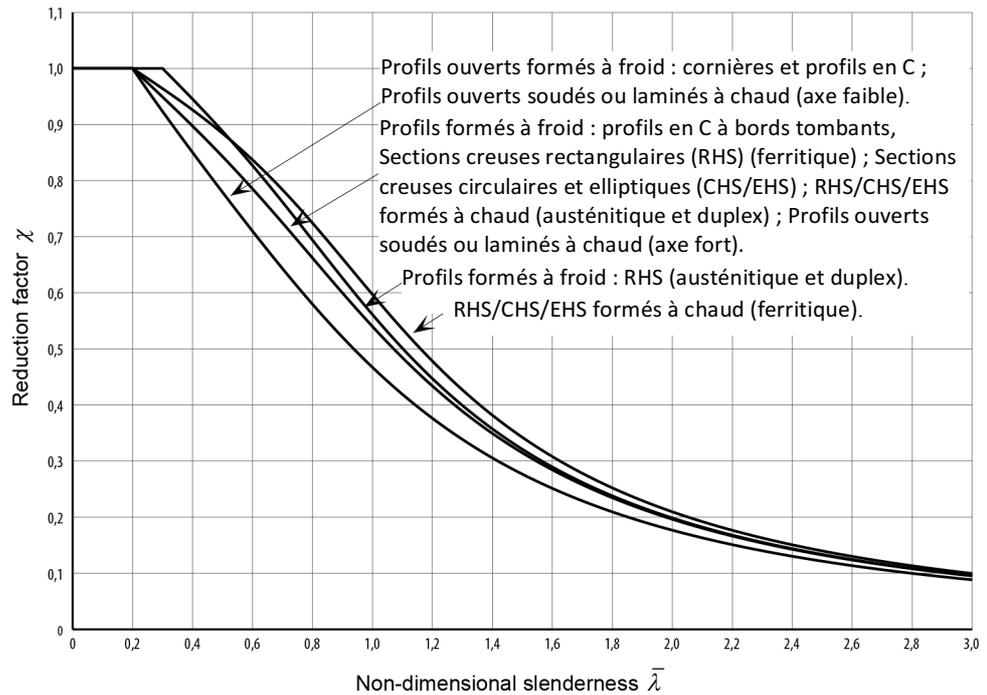
$L_{cr}$  est la longueur de flambement dans le plan de flambement considéré, déterminé en tenant compte des conditions aux limites.

$i$  est le rayon de giration selon l'axe de flambement approprié, déterminé en utilisant les caractéristiques de la section transversale brute.

**Tableau 6.1** Valeurs de  $\alpha$  et  $\bar{\lambda}_0$  pour le flambement par flexion

Type de section	Axe de flambement	Austénitique et duplex		Ferritique	
		$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
Cornières et U formés à froid	-	0,76	0,2	0,76	0,2
U avec retours formés à froid	-	0,49	0,2	0,49	0,2
RHS formés à froid	-	0,49	0,3	0,49	0,2
CHS/ EHS formés à froid	-	0,49	0,2	0,49	0,2
RHS laminés à chaud	-	0,49	0,2	0,34	0,2
CHS/EHS laminés à chaud	-	0,49	0,2	0,34	0,2
Profils ouverts soudés	Fort	0,49	0,2	0,49	0,2
	Faible	0,76	0,2	0,76	0,2

Les courbes de flambement par flexion sont données à la Figure 6.1.



**Figure 6.1** Courbes de flambement pour le flambement par flexion

Les effets du flambement peuvent être négligés et seules les vérifications de section transversale s'appliquent, pour les élancements satisfaisants :

$$\bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0 \text{ or } \frac{N_{Ed}}{N_{cr}} \leq \bar{\lambda}_0^2$$

Les courbes de flambement des Figure 6.1 et Tableau 6.1 sont plus conservatives que celles proposées par l'EN 1993-1-4 (dont les valeurs de  $\alpha$  et  $\bar{\lambda}_0$  sont données ci-dessous au Tableau 6.2). Cette différence provient du fait que les recherches expérimentales ont démontré que les courbes de flambement pour les profils formés à froid, ouverts ou fermés, de l'EN 1993-1-4 sont trop optimistes, et qu'il existe une différence de comportement entre les sections creuses rectangulaires formées à froid de nuance ferritique et celles de nuances austénitique et duplex. Les courbes de flambement des Figure 6.1 et Tableau 6.1 seront vraisemblablement publiées dans la prochaine révision de l'EN 1993-1-4.

**Tableau 6.2** Valeurs de  $\alpha$  et  $\bar{\lambda}_0$  recommandées par l'EN 1993-1-4 pour le flambement par flexion et torsion

Mode de flambement	Type de sections	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
Par flexion	Profils ouverts formés à froid	0,49	0,4
	Sections creuses (soudées ou non)	0,49	0,4
	Profils ouverts soudés (axe fort)	0,49	0,2
	Profils ouverts soudés (axe faible)	0,76	0,2

Les valeurs de  $\alpha$  et  $\bar{\lambda}_0$  ne s'appliquent pas aux sections creuses qui sont recuites après fabrication (ce qui est rarement le cas).

### 6.3.4 Flambement par torsion et par flexion-torsion

La résistance à ces modes de flambement peut être déterminée conformément à la partie 6.3.3 mais en remplaçant  $\bar{\lambda}$  par  $\bar{\lambda}_T$ , comme donné dans les équations (6.8) et (6.9), et en prenant  $\alpha = 0,34$  et  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ .

$$\bar{\lambda}_T = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} \quad \text{pour les sections transversales de Classes 1, 2 et 3} \quad (6.8)$$

$$\bar{\lambda}_T = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} \quad \text{pour les sections transversales de Classe 4} \quad (6.9)$$

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:

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_o^2} \left( GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{l_T^2} \right) \quad (6.10)$$

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

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

$$N_{cr,TF} = \frac{N_{cr,y}}{2\beta} \left[ 1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} - \sqrt{\left( 1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} \right)^2 + 4 \left( \frac{y_o}{i_o} \right)^2 \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}} \right] \quad (6.11)$$

où :

$$i_o^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_o^2 + z_o^2 \quad (6.12)$$

$i_y$  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

$$N_{crTF} = N_{crT} \text{ pour autant que } N_{crT} < N_{cr,y} \text{ et } N_{crT} < N_{cr,z}$$

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  $v$ .

## 6.4 Barres fléchies

### 6.4.1 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 5.7)
- Voilement local (sections transversales de Classe 4 seulement – voir Partie 5.7)
- Déversement (voir Partie 6.4.2)
- Voilement par cisaillement (voir Partie 6.4.3)
- Résistance locale aux charges localisées ou aux réactions d'appuis (voir Partie 6.4.4).

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 5.4.2 et 5.4.3.

La flexion biaxiale peut être traitée conformément aux dispositions de la Partie 6.5.2.

### 6.4.2 Déversement

Une barre fléchie selon l'axe de grande inertie et non maintenue latéralement doit être vérifiée au 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 par un contreventement approprié sur toute leur longueur
- Poutres avec un élancement réduit pour le déversement qui répond à :  
$$\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4 \text{ or } \frac{M_{Ed}}{M_{cr}} \leq 0,16$$
- Par ailleurs, il est à noter que les barres dont la section transversale possède certaines caractéristiques, telles que les sections tubulaires carrées ou circulaires, ne sont pas susceptibles de déverser.

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

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1} \quad (6.13)$$

où:

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

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

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

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

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + [\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{0,5}} \leq 1 \quad (6.14)$$

Dans laquelle :

$$\phi_{LT} = 0,5 \left( 1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) \quad (6.15)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} \quad (6.16)$$

$\alpha_{LT}$  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 E).

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 6.2.

L'effet de la distribution du moment entre deux restraints latérales peut être pris en compte via un coefficient de réduction pour le déversement modifié  $\chi_{LT}$  où :

$$\chi_{LT\text{mod}} = \frac{\chi_{LT}}{f} \quad \text{mais } \chi_{LT\text{mod}} \leq 1,0 \quad \text{et} \quad \chi_{LT\text{mod}} \leq \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} \quad (6.17)$$

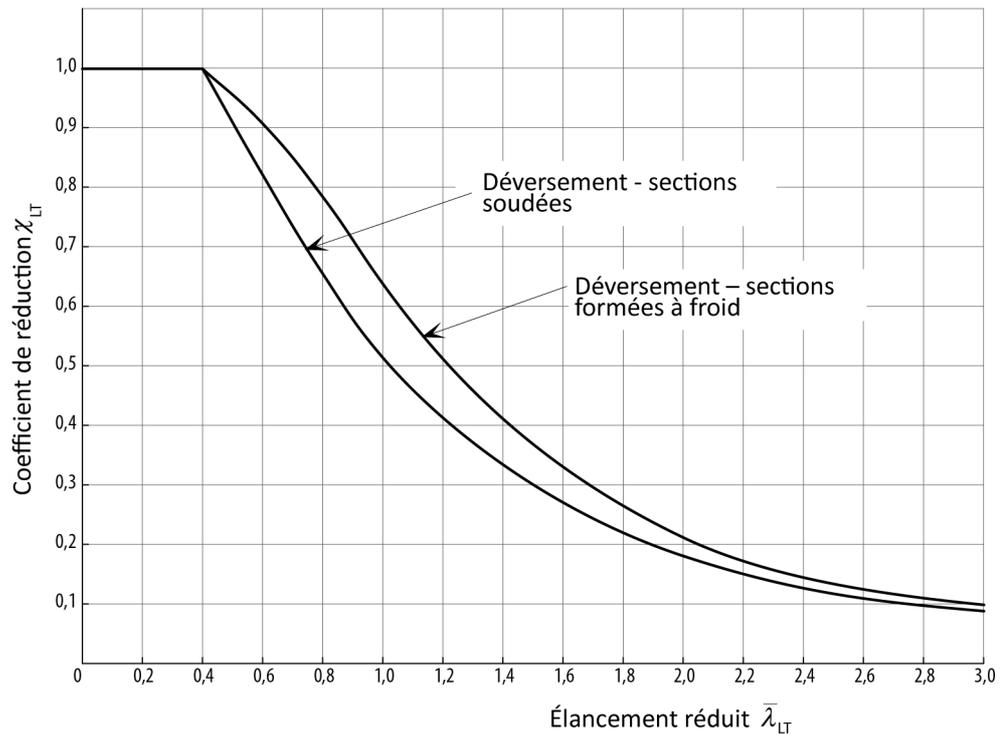
dans lequel la valeur minimale suivante de  $f$  est recommandée:

$$f = 1 - 0,5(1 - k_c)[1 - 2,0(\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2] \quad \text{mais } f \leq 1,0 \quad (6.18)$$

et

$$k_c = \frac{1}{\sqrt{C_1}} \quad (6.19)$$

Les valeurs de  $C_1$  sont fournies à l'ANNEXE E.



**Figure 6.2** Courbes de flambement pour le déversement

### 6.4.3 Résistance au cisaillement

La résistance au cisaillement est limitée soit par la résistance au cisaillement plastique (cf. 5.7.5) ou par la résistance au voilement par cisaillement.

La résistance au voilement par cisaillement n'exige une vérification que lorsque :

$$\frac{h_w}{t} \geq \frac{56,2\varepsilon}{\eta} \quad \text{pour une âme non raidie} \quad (6.20)$$

$$\frac{h_w}{t} \geq \frac{24,3\varepsilon \sqrt{k_\tau}}{\eta} \quad \text{pour une âme raidie} \quad (6.21)$$

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

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (6.22)$$

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

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (6.23)$$

où:

$h_w$  est la hauteur libre de l'âme entre semelles (Figure 6.3)

$\varepsilon$  est défini dans le Tableau 5.2

$k_{\tau}$  est le coefficient de voilement

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

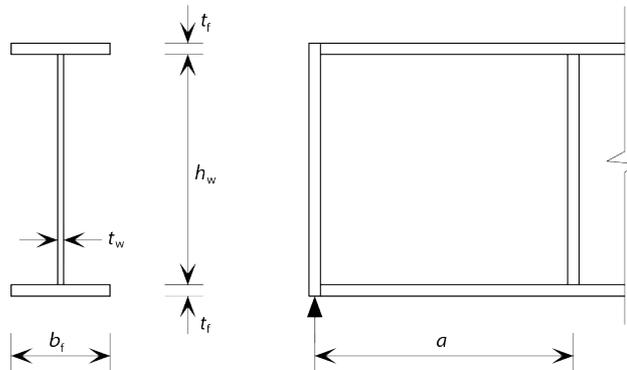
$V_{bf,Rd}$  est la contribution des semelles à la résistance au voilement

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

$\eta$  cf. EN 1993-1-5 (EN 1993-1-4 recommande  $\eta = 1,20$ .)

L'Annexe Nationale du Royaume-Uni recommande  $\eta = 1,20$  lorsque la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% ne dépasse pas 460 MPa et quand la température de l'acier n'excède pas 400°C. Une valeur de  $\eta = 1,0$  devrait être prise en compte lorsque la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% dépasse 460 MPa et/ou que la température de l'acier excède 400°C. Dans l'annexe nationale Belge, la valeur recommandée est  $\eta = 1,20$ .

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



**Figure 6.3** 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  $\chi_w$  est fournie dans le Tableau 6.3.

**Tableau 6.3** Facteur de réduction  $\chi_w$  pour le panneau d'âme

	$\chi_w$ pour raidisseurs d'extrémités rigides	$\chi_w$ pour raidisseurs d'extrémités non rigides
$\bar{\lambda}_w \leq \frac{0,65}{\eta}$	$\eta$	$\eta$
$\frac{0,65}{\eta} < \bar{\lambda}_w < 0,65$	$\frac{0,65}{\bar{\lambda}_w}$	$\frac{0,65}{\bar{\lambda}_w}$
$\bar{\lambda}_w \geq 0,65$	$\frac{1,56}{(0,91 + \bar{\lambda}_w)}$	$\frac{1,19}{(0,54 + \bar{\lambda}_w)}$

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 :

$$\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{86,4 t_w \varepsilon} \right) \quad (6.24)$$

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

$$\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \right) \quad (6.25)$$

où  $k_\tau$  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,  $k_\tau$  peut être obtenu de la manière suivante

$$k_\tau = 5,34 + 4,00(h_w/a)^2 + k_{\tau st} \quad \text{quand } a/h_w \geq 1 \quad (6.26)$$

$$k_\tau = 4,00 + 5,34(h_w/a)^2 + k_{\tau st} \quad \text{quand } a/h_w < 1 \quad (6.27)$$

où:

$$k_{\tau st} = 9(h_w/a)^2 \sqrt[4]{\left(\frac{I_{sl}}{t^3 h_w}\right)^3} \quad \text{mais pas inférieur à} \quad \frac{2,1}{t} \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{h_w}} \quad (6.28)$$

où:

$a$  est la distance entraxe des raidisseurs transversaux, voir Figure 6.3.

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

Les Equations (6.26) et (6.27) s'appliquent 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  $\chi_f$  des semelles peut être négligée. Cependant, si leur résistance n'est pas entièrement mobilisée pour équilibrer le moment ( $M_{Ed} < M_{f,Rd}$ ), alors la contribution des semelles peut être obtenue par

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f t_f^2 f_{yf}}{c \gamma_{M1}} \left[ 1 - \left( \frac{M_{Ed}}{M_{f,Rd}} \right)^2 \right] \quad (6.29)$$

où:

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

$M_{f,Rd}$  est le moment résistant de la section transversale limitée à l'aire efficace des semelles,  $M_{f,Rd} = M_{f,k}/\gamma_{M0}$

$$c = a \left( 0,17 + \frac{3,5 b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w h_w^2 f_{yw}} \right) \quad \text{et} \quad \frac{c}{a} \leq 0,65 \quad (6.30)$$

$f_{yf}$  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:

$$\left[ 1 - \frac{N_{Ed}}{(A_{f1} + A_{f2})f_{yf}} \right] \gamma_{M0} \quad (6.31)$$

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 :

$$\eta_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (6.32)$$

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:

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{yN}}{f_y W_{y,eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{zN}}{f_y W_{z,eff} / \gamma_{M0}} \leq 1,0 \quad (6.33)$$

où:

$A_{eff}$  est l'aire de la section transversale efficace (Partie 5.4.1)

$e_{y,N}$  est le décalage de l'axe neutre par rapport à l'axe y (Partie 5.4.1)

$e_{z,N}$  est le décalage de l'axe neutre par rapport à l'axe z (Partie 5.4.1)

$M_{y,Ed}$  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 5.4.1)

$W_{z,eff}$  est le module de la section efficace par rapport à l'axe z (Partie 5.4.1).

Il convient, si nécessaire, que les effets des actions  $M_{Ed}$  et  $N_{Ed}$  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 :

$$\bar{\eta}_1 + \left( 1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 \leq 1,0 \quad \text{pour} \quad \bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \quad (6.34)$$

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.

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \quad (6.35)$$

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \quad (6.36)$$

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

Il convient de vérifier le critère donné par l'équation (6.34) 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  $N_{Ed}$  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 (6.31). 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.

#### 6.4.4 Écrasement, fossettage et voilement de l'âme

Sous réserve que les semelles soient latéralement encastées, 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 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 telle que :

$$F_{Rd} = f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1} \quad (6.37)$$

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  $L_{eff} = \chi_F l_y$

dans laquelle:

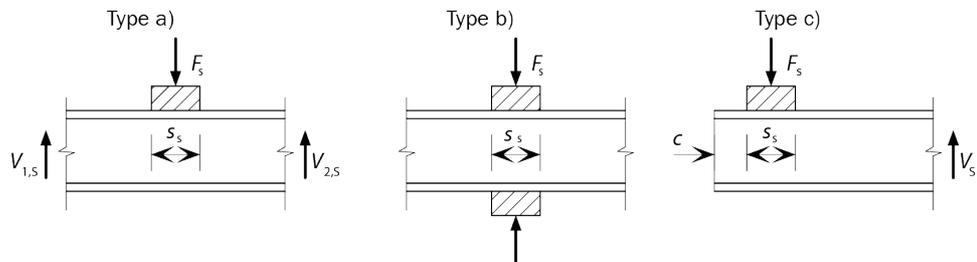
$l_y$  est la longueur chargée efficace fonction de la longueur d'appui rigide  $s_s$

$\chi_F$  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 6.4a)
- Efforts appliqués sur une semelle et transmis par l'intermédiaire de l'âme directement à l'autre semelle (Figure 6.4b)
- Efforts appliqués par l'intermédiaire d'une semelle à proximité d'une extrémité non raidie (Figure 6.4c)



$$k_F = 6 + 2 \left[ \frac{h_w}{a} \right]^2$$

$$k_F = 3,5 + 2 \left[ \frac{h_w}{a} \right]^2$$

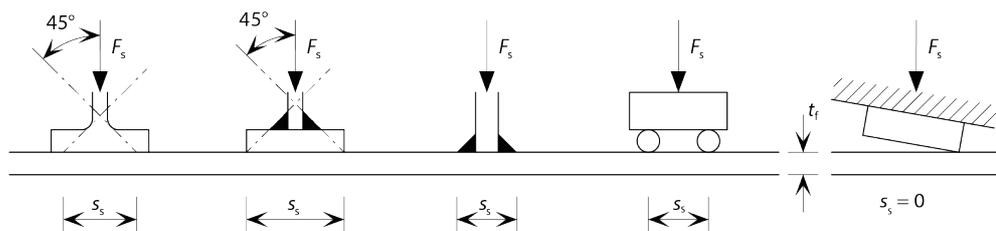
$$k_F = 2 + 6 \left[ \frac{s_s + c}{h_w} \right] \leq 6$$

*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 6.5. 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 6.5** 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

$$m_1 = \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} \quad (6.38)$$

$$m_2 = 0,02 \left( \frac{h_w}{t_f} \right)^2 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_F > 0,5 \quad (6.39)$$

$$m_2 = 0 \quad \text{pour } \bar{\lambda}_F \leq 0,5 \quad (6.40)$$

Pour les cas a) et b) de la Figure 6.4, il convient de calculer  $l_y$  ainsi

$$l_y = s_s + 2t_f(1 + \sqrt{m_1 + m_2}) \quad (6.41)$$

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 (6.42) et (6.43). Toutefois, il convient de prendre la valeur  $s_s$  de l'équation (6.44),  $s_s$  égale à zéro si la structure qui introduit la force ne suit pas la pente de la poutre, cf. Figure 6.5.

$$l_y = l_e + t_f \left[ \sqrt{\frac{m_1}{2} + \left( \frac{l_e}{t_f} \right)^2} + m_2 \right] \quad (6.42)$$

$$l_y = l_e + t_f \sqrt{m_1 + m_2} \quad (6.43)$$

où  $l_e$  est donné par:

$$l_e = \frac{k_F E t_w^2}{2 f_{yw} h_w} \leq s_s + c \quad (6.44)$$

### **Longueur de résistance efficace**

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

$$L_{\text{eff}} = \chi_F l_y \quad (6.45)$$

avec

$$\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1.0 \quad (6.46)$$

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y t_w f_{yw}}{F_{cr}}} \quad (6.47)$$

$$F_{cr} = 0,9k_F E \frac{t_w^3}{h_w} \quad (6.48)$$

où :

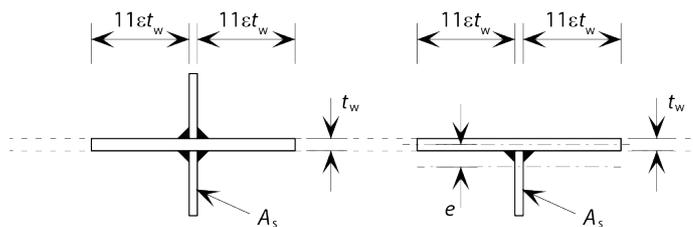
$k_F$  est le coefficient de flambement pour différents types d'application des charges (Figure 6.4).

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  $m_2$ .

#### 6.4.5 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 6.6. 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 6.6** Section transversale efficace des raidisseurs pour le flambement

La résistance au flambement  $N_{b,Rd}$  de raidisseurs symétriques peut être déterminée selon la Partie 6.3.3 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 6.5.2.

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  $N_{Ed}$  exercé dans le raidisseur peut être calculé de la manière suivante:

$$N_{Ed} = V_{Ed} - \frac{1}{\bar{\lambda}_w^2} \frac{f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} \quad (6.49)$$

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 soit retiré.

Il convient que le moment d'inertie de flexion d'un raidisseur intermédiaire,  $I_{st}$ , satisfasse les conditions suivantes :

$$\frac{a}{h_w} < \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq \frac{1,5 h_w^3 t^3}{a^2} \quad (6.50)$$

$$\frac{a}{h_w} \geq \sqrt{2}, \quad I_{st} \geq 0,75 h_w t^3 \quad (6.51)$$

#### 6.4.6 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 peut être évalué comme suit :

$$E_S = \frac{(E_{S1} + E_{S2})}{2} \quad (6.52)$$

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 la contrainte de calcul de service peuvent être estimées au moyen de l'équation suivante :

$$E_{S,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} \quad \text{et } i = 1,2 \quad (6.53)$$

Où :

$\sigma_{i,Ed,ser}$  est la contrainte de calcul de service dans la semelle tendue ou la semelle comprimée

$E$  est le module de Young =  $200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup>

$n$  est le paramètre de Ramberg Osgood

Le paramètre  $n$  est obtenu à partir de la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % et correspond donc à une mesure du degré de non linéarité de la courbe contrainte-déformation, les valeurs faibles indiquant un degré de non linéarité élevé. Les valeurs du paramètre  $n$  dépendent de la famille de nuances considérée, du procédé de fabrication, du degré de formage à froid et de la direction de chargement (traction ou compression) et son domaine de variation est large. Les valeurs recommandées sont fournies au Tableau 6.4.

**Tableau 6.4** Valeurs de  $n$  en vue de déterminer le module sécant

Famille	Coefficient $n$
Ferritique	14
Austénitique	7
Duplex	8

Actuellement, dans l'EN 1993-1-4, les valeurs de  $n$  dépendent de la nuance et de l'orientation par rapport au sens de laminage (Tableau 6.5). Cependant, les valeurs de  $n$  pour les nuances duplex sont basées sur trop peu de données expérimentales et sont à présent trop faibles. Elles seront vraisemblablement remplacées par celles du Tableau 6.4 dans la prochaine révision de l'EN 1993-1-4.

**Tableau 6.5** Valeurs de  $n$  en vue de déterminer le module sécant

Famille	Nuance	Coefficient $n$	
		Direction longitudinale	Direction transversale
Ferritique	1.4003	7	11
	1.4016	6	14
	1.4512	9	16
Austénitique	1.4301, 1.4306, 1.4307, 1.4318, 1.4541	6	8
	1.4401, 1.4404, 1.4432, 1.4435, 1.4539, 1.4571,	7	9
Duplex	1.4462, 1.4362	5	5

NOTE: Si l'orientation de l'élément est inconnue ou ne peut être garantie, il est conservatif d'utiliser les valeurs proposées pour la direction longitudinale.

Étant donné le caractère non linéaire de la courbe contrainte-déformation de l'acier inoxydable, le module d'élasticité varie dans la section droite et le long de l'élément considéré. Par conséquent, une méthode de calcul complexe et non linéaire est nécessaire pour déterminer les flèches.

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,  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$ ) peut être utilisée pour toute sa longueur. 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 %. À 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 5.4.1 et/ou 5.4.2. 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  $\varepsilon$  de la Partie 5.4.1 (mais pas de la Partie 5.4.2) égal à :

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{\sigma} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} \quad (6.54)$$

où :

$\sigma$  est la contrainte réelle exercée dans l'élément de la section transversale efficace associée.

## 6.5 Barres soumises à des combinaisons de charges axiales et de moments fléchissant

### 6.5.1 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 6.4.2 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 :

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{yEd}}{M_{yRd}} + \frac{M_{zEd}}{M_{zRd}} \leq 1 \quad (6.55)$$

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 5.7.4)

$M_{z,Rd}$  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 5.7.4).

### 6.5.2 Flexion et compression axiale

Outre la satisfaction des exigences concernant la résistance de section transversale (cf. Partie 5.7.6) au niveau de chaque point de la longueur de la barre et des exigences générales concernant les éléments de poutres (cf. Partie 6.4), 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:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min}} + k_y \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.56)$$

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

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min1}} + k_{\Gamma} \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{M_{b,Rd}} \right) \leq 1 \quad (6.57)$$

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

Pour prévenir le flambement prématuré selon l'axe faible:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min}} + k_z \left( \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.58)$$

**Compression axiale et moments bi-axiaux:**

Il convient que toutes les barres satisfassent la condition:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min}} + k_y \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) + k_z \left( \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.59)$$

Les barres susceptibles de déverser doivent également vérifier:

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{min1}} + k_{LT} \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{M_{b,Rd}} \right) + k_z \left( \frac{M_{z,Ed} + N_{Ed} e_{Nz}}{\beta_{W,z} W_{pl,z} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1 \quad (6.60)$$

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 par flexion autour de l'axe y, flambement par flexion autour de l'axe z, flambement par torsion et flambement par flexion-torsion (voir Parties 6.3.3 et 6.3.4)

$(N_{b,Rd})_{min1}$  est la plus petite valeur de  $N_{b,Rd}$  pour les trois modes de flambement suivants : flambement par flexion autour de l'axe z, flambement par flexion autour de l'axe y, flambement par torsion et flambement par flexion-torsion (voir Parties 6.3.3 et 6.3.4)

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

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

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

$M_{b,Rd}$  est la résistance de déversement (cf. 6.4.2)

Les facteurs d'interaction  $k_y$ ,  $k_z$  et  $k_{LT}$  pour les sections ouvertes peuvent être obtenues comme suit :

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \quad \text{mais} \quad 1,2 \leq k_y \leq 1,2 + 2 \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \quad (6.61)$$

$$k_z = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_z - 0,5) \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} \quad \text{mais} \quad 1,2 \leq k_z \leq 1,2 + 2 \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min 1}} \quad (6.62)$$

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

Les facteurs d'interaction  $k_y$  et  $k_z$  pour les sections fermées rectangulaires ou circulaires peuvent être obtenues comme suit:

$$k_y = 1 + D_1 (\bar{\lambda}_y - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \leq 1 + D_1 (D_3 - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \quad (6.63)$$

$$k_z = 1 + D_1 (\bar{\lambda}_z - D_2) \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd,y})_{\min 1}} \leq 1 + D_1 (D_3 - D_2) \frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd,y})_{\min 1}} \quad (6.64)$$

Où les valeurs de  $D_1$ ,  $D_2$  et  $D_3$  sont données au Tableau 6.6.

**Tableau 6.6** Valeurs de  $D_1$ ,  $D_2$  et  $D_3$

Section droite	Famille	$D_1$	$D_2$	$D_3$
RHS	Ferritique	1,3	0,45	1,6
	Austénitique	2,0	0,30	1,3
	Duplex	1,5	0,40	1,4
CHS	Ferritique	1,9	0,35	1,3
	Austénitique	2,5	0,30	1,3
	Duplex	2,0	0,38	1,3

Seules les équations (6.61) et (6.62) sont actuellement proposées dans l'EN 1993-1-4:2015. Ces expressions mènent à des valeurs très conservatives pour les sections creuses. Les nouvelles équations (6.63) et (6.64) seront donc vraisemblablement incluses dans la nouvelle révision de l'EN 1993-1-4.

Soulignons que les Annexes Nationales peuvent donner d'autres formules d'interaction alternatives aux équations ci-dessus. L'Annexe National du Royaume-Uni ne donne aucune alternative.

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

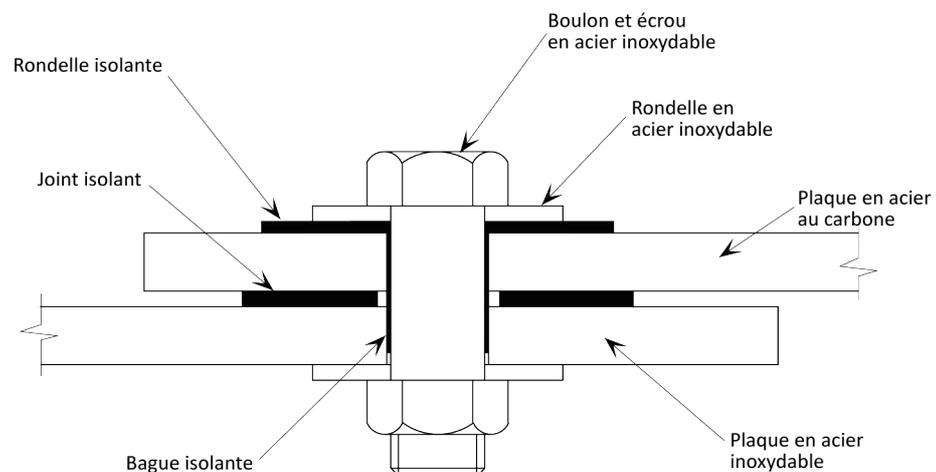
# 7 DIMENSIONNEMENT DES ASSEMBLAGES

## 7.1 Recommandations générales

### 7.1.1 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, 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 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 3.2.3) en évitant d'utiliser des boulons en acier 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 carbone des éléments en acier inoxydable. Ceci implique d'utiliser des rondelles isolantes et, éventuellement, des fourrures ; la Figure 7.1 montre quelques détails convenables typiques pour des boulons en condition bien ajustés. Les rondelles et joints isolants devraient être fabriqués dans un polymère thermodurcissable comme le néoprène (caoutchouc synthétique), suffisamment flexible pour assurer une bonne étanchéité lorsqu'une pression adéquate est appliquée et durablement pour offrir une séparation permanente des métaux. Assurer l'étanchéité du joint est importante pour éviter toute infiltration d'humidité qui conduirait à de la corrosion par crevasses. La rondelle isolante ne devrait pas dépasser la rondelle en acier inoxydable si une crevasse est créée. En conditions atmosphériques, en présence de chlorures, pour éviter la corrosion par crevasses, on placera une rondelle isolante et flexible juste en dessous de la tête du boulon ou l'on couvrira l'assemblage de silicone.



**Figure 7.1** *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 carbone recouvre également les soudures ainsi que l'acier inoxydable jusqu'à une distance de 75mm.

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 3.2.2).

### **7.1.2 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.

### **7.1.3 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

### **7.1.4 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 9).

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 des cornières 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

11.6.4). Il convient également de veiller au respect des exigences concernant les contrôles et entretiens ultérieurs.

## **7.2 Assemblages boulonnés**

### **7.2.1 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. Les recommandations sont applicables aux boulons de classe de propriété 50, 70 et 80. La résistance des connections pour boulons appartenant à la classe de propriété 100 doit être confirmée par des essais. 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 2.3 et 11.7.

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 7.2.2).

La résistance d'une attache doit être prise égale à la plus faible des résistances des pièces attachées (cf. 7.2.3) ou des fixations (cf. Partie 7.2.4).

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.

### **7.2.2 Boulons précontraints**

Historiquement, il y a eu des doutes sur l'utilisation de boulons précontraints en acier inoxydable dû à un manque d'information sur :

- Les méthodes appropriées de précontrainte, plus particulièrement afin d'éviter le grippage,
- L'impact des effets de la relaxation des contraintes dans l'acier inoxydable sur la performance des connections précontraintes,
- Le coefficient de friction entre les surfaces en contact.

Un projet de recherche EU RFCS dénommé SIROCO étudie actuellement les connections précontraintes en acier inoxydable et les résultats vont à l'encontre de ces perceptions. Le programme expérimental développé lors de ce projet sur les connections boulonnées précontraintes démontre :

- Les boulons de nuances austénitiques et duplex peuvent être précontraints pour autant que la nuance, la méthode de serrage et un lubrifiant adéquats soient utilisés,
- La perte de précontrainte dans un assemblage boulonné en acier inoxydable est comparable à celle dans un assemblage boulonné en acier carbone,
- Les coefficients de friction entre surfaces sablées en acier inoxydable sont au moins équivalents à la Classe B (0,4).

Les recommandations finales du projet SIROCO seront disponibles via l'adresse <https://publications.europa.eu/en/web/general-publications/publications> à la fin de l'année 2018 et seront vraisemblablement introduites dans la nouvelle version de l'EN 1993-1-4 et EN 1090-2. En attendant ces nouvelles règles de dimensionnement,

l'utilisation d'assemblages boulonnés précontraints en acier inoxydable doit être validée par l'intermédiaire de tests.

### 7.2.3 Pièces attachées

#### Trous

Les trous peuvent être réalisés par perçage ou par poinçonnage. Toutefois, l'écroûissage 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 maximums 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

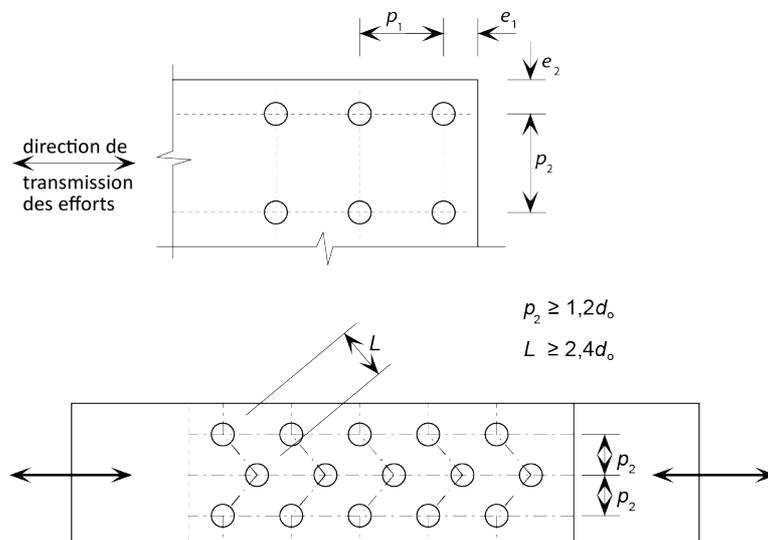
La pince transversale est définie comme la distance entre le centre d'un trou et le bord adjacent de la pièce attachée perpendiculairement à la direction de l'effort transmis ; la pince longitudinale est définie de façon similaire, mais dans la direction de l'effort transmis.

Il convient de prendre la valeur minimale de la pince longitudinale,  $e_1$ , ou celle de la pince transversale,  $e_2$ , (cf. Figure 7.2) 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 7.2 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  $2,4d_0$ , s (cf. Figure 7.2).

### Résistance en pression diamétrale

La résistance adéquate d'un assemblage boulonné en acier inoxydable est pilotée soit par la nécessité de limiter l'allongement soit sur base d'un critère de résistance. La valeur de dimensionnement de la résistance en pression diamétrale  $F_{b,Rd}$  est donnée par :

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \alpha_b k_t t d f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.1)$$

où :

$\alpha_b$  est le coefficient de pression diamétrale dans la direction de l'effort transmis

$k_t$  est le coefficient de pression diamétrale perpendiculairement à la direction de l'effort transmis

$d$  est le diamètre du boulon

$t$  est l'épaisseur de la pièce attachée

$f_u$  la résistance ultime à la traction des pièces attachées (Tableau 2.2).

Les assemblages boulonnés peuvent être classés en deux groupes, sur base des épaisseurs des pièces connectées. Si l'épaisseur dépasse 4mm, on parlera de connections entre tôles fortes. Si, au contraire celle-ci ne dépasse pas 4mm, on parlera de connections entre tôles minces.

### Coefficient de pression diamétrale dans le cas de tôles fortes

Pour les connections entre tôles fortes, lorsque l'allongement n'est pas un facteur de dimensionnement, le coefficient de pression diamétrale dans la direction de l'effort transmis  $\alpha_b$  est fourni par l'Équation (7.2), tandis que le coefficient de pression diamétrale perpendiculairement à la direction de l'effort transmis  $k_t$  est fourni par l'Équation (7.3).

$$\alpha_b = \min \left\{ 1,0, \frac{e_1}{3d_0} \right\} \quad (7.2)$$

$$k_t = \begin{cases} 1,0 & \text{for } \left( \frac{e_2}{d_0} \right) > 1,5 \\ 0,8 & \text{for } \left( \frac{e_2}{d_0} \right) \leq 1,5 \end{cases} \quad (7.3)$$

Pour les connections entre tôles fortes où l'allongement est un facteur de dimensionnement, le coefficient de pression diamétrale  $\alpha_b$  est donné par l'Equation (7.4) et  $k_t = 0,5$ .

$$\alpha_b = \min \left\{ 1, 0, \frac{e_1}{2d_0} \right\} \quad (7.4)$$

#### *Coefficient de pression diamétrale dans le cas de tôles minces*

Pour les connections entre tôles minces, lorsque l'allongement n'est pas un facteur de dimensionnement, les coefficients de pression diamétrale  $\alpha_b$  et  $k_t$  pour la tôle intermédiaire dans le cas des assemblages à double recouvrement, sont données par les l'Équations (7.2) et (7.3).

Pour les connections entre tôles minces, lorsque l'allongement n'est pas un facteur de dimensionnement, dans le cas soit des assemblages à simple recouvrement ou de la tôle externe dans le cas des assemblages à double recouvrement,  $\alpha_b$  est fourni par l'Équation (7.4) et  $k_t=0,64$ .

Pour les connections entre tôles minces, lorsque l'allongement est un facteur de dimensionnement,  $\alpha_b$  est fourni par l'Équation (7.4) et  $k_t=0,5$ .

Lors de la prochaine révision de l'EN 1993-1-4, ces règles de dimensionnement pour la résistance en pression diamétrale remplaceront vraisemblablement les recommandations plus conservatives actuelles de l'EN 1993-1-4. Ces dernières sont en accord avec celles de l'EN 1993-1-8, où une valeur réduite de la résistance ultime  $f_{u,red}$  remplace  $f_u$ , avec :

$$f_{u,red} = 0,5f_y + 0,6f_u \quad (7.5)$$

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

$$N_{pl,Rd} = \frac{A f_y}{\gamma_{M0}} \quad (7.6)$$

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

$$N_{u,Rd} = \frac{k A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.7)$$

où les termes utilisés sont définis à la Partie 5.7.2.

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 en est 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 :

$$\text{Avec 1 boulon:} \quad N_{u,Rd} = \frac{2,0 (e_2 - 0,5d_0) t f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.8)$$

$$\text{Avec 2 boulons:} \quad N_{u,Rd} = \frac{\beta_2 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.9)$$

$$\text{Avec 3 boulons ou plus:} \quad N_{u,Rd} = \frac{\beta_3 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.10)$$

où:

$\beta_2$  et  $\beta_3$  sont des coefficients minorateurs dépendant de l'entraxe  $p_1$  comme indiqué dans le Tableau 7.1. Pour des valeurs intermédiaires de  $p_1$  la valeur de  $\beta$  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 7.1** Coefficients réducteurs  $\beta_2$  et  $\beta_3$

Assemblage	Facteur	Entraxe, $p_1$	
		$\leq 2,5d_0$	$\geq 5,0d_0$
2 boulons	$\beta_2$	0,4	0,7
3 boulons ou plus	$\beta_3$	0,5	0,7

### 7.2.4 Fixations

#### Aires résistantes

Pour les boulons tendus, l'aire à utiliser dans les calculs est égale à l'aire résistante 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 en traction.

### **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

$$F_{vRd} = \frac{\alpha f_{ub} A}{\gamma_{M2}} \quad (7.11)$$

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 en traction (si le plan de cisaillement passe par la partie filetée du boulon)

$f_{ub}$  est la résistance ultime à la traction du boulon (Tableau 2.6).

La valeur de  $\alpha$  peut être définie dans l'Annexe Nationale. La valeur de 0,6 est recommandée si le plan de cisaillement passe par la partie filetée ou non filetée du boulon.

La valeur recommandée pour  $\alpha$  si le plan de cisaillement passe par la partie filetée du boulon est erronée dans l'EN 1993-1-4. La valeur de  $\alpha = 0,5$  devrait être remplacée par  $\alpha = 0,6$  lors de la prochaine révision de l'EN 1993-1-4.

### **Résistance à la traction**

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

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} \quad (7.12)$$

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 dans 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 ( $\gamma$  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 :

$$\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} + \frac{F_{t,Ed}}{1,4 F_{t,Rd}} \leq 1,0 \quad (7.13)$$

Il est à noter que l'effort de traction de calcul (incluant les éventuels effets de levier) ne peut excéder la résistance de calcul à la traction du boulon.

### **Assemblages longs et grandes épaisseurs de serrage**

Pour les assemblages bout à bout de longueurs inhabituelles (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. À défaut de données pour l'acier inoxydable, il est recommandé de consulter les règles données pour l'acier carbone pour ces situations particulières (cf. EN 1993-1-8).

## **7.3 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. À 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.

## **7.4 Connexions soudées**

### **7.4.1 Généralités**

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 que les soudures soient réalisées selon des modes opératoires corrects, avec des produits d'apport compatibles, par des soudeurs qualifiés. Des recommandations sont fournies en Partie 11.6. 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 (MIG)	Soudage à l'arc sous protection de gaz inerte avec fil électrode fusible
135 (MAG)	Soudage à l'arc sous protection de gaz actif avec fil électrode fusible
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, une résistance ultime, un allongement ultime et une énergie de rupture à l'essai Charpy sur éprouvette entaillée supérieurs à celles du métal de base. Cependant, pour les aciers inoxydables austénitiques écrouis à froid, un métal

d'apport de moindre qualité peut être utilisé, cf. Partie 7.4.4. Le Tableau 7.2 donne les matériaux d'apport convenables pour les différentes nuances d'acier inoxydable.

Pour souder l'acier inoxydable à l'acier carbone, le métal d'apport doit être fortement allié pour obtenir une résistance mécanique et à la corrosion adéquates du joint soudé. Les consommables fortement alliés évitent que les éléments joints se diluent dans la zone de fusion de l'acier inoxydable de base.

Lorsque l'acier inoxydable est soudé à de l'acier galvanisé, il convient de retirer la couche de zinc autour de la zone à souder avant de souder. La présence de zinc dans la soudure résulte en la fragilisation de la soudure et en une résistance à la corrosion réduite. Par ailleurs, les fumées résultant de la combustion de la couche galvanisée sont très dangereuses pour la santé. Lorsque cette couche a été retirée, les recommandations de soudage sont les mêmes que pour souder l'acier inoxydable à l'acier carbone.

**Tableau 7.2 Nuances d'acier et consommables de soudage appropriés**

Métal de base		Consommables de soudage	
Famille	Nuance	EN ISO 3581:2012 Consommables de soudage. Électrodes enrobées pour le soudage à l'arc manuel des aciers inoxydables et aciers réfractaires. Classification	EN ISO 14343:2009 Consommables de soudage. Électrode à fil, à bande, fils et barres pour la soudure à l'arc des aciers inoxydables et aciers réfractaires. Classification
Austénitique	1.4301, 1.4307, 1.4318	19 9 L	
	1.4541	19 9 L ou 19 9 Nb	
	1.4401, 1.4404	19 12 3 L	
	1.4571	19 12 3 L ou 19 12 3 Nb	
Duplex	1.4482, 1.4162, 1.4362, 1.4062	23 7 N L ou 22 9 3 N L	
	1.4062 (2202)	23 7 N L ou 22 9 3 N L	
	1.4662, 1.4462	22 9 3 N L	
Ferritique	1.4003	13 ou 19 9 L	
	1.4016	19 9 L ou 23 12 L	
	1.4509	19 9 Nb ou 18 8 Mn	
	1.4521	19 12 3 L ou 23 12 2L	
Les consommables de soudage austénitiques ont une limite d'élasticité conventionnelle d'environ 320-350 N/mm <sup>2</sup> et une limite de rupture d'environ 510-550 N/mm <sup>2</sup> . Les consommables de soudage duplex ont une limite d'élasticité conventionnelle d'environ 450 N/mm <sup>2</sup> et une limite de rupture de 550 N/mm <sup>2</sup> .			

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, particulièrement lorsque des courants induits par des tensions superficielles peuvent se produire.

## 7.4.2 Soudure d'angle

### Application

Les soudures d'angle peuvent être utilisées pour l'assemblage de pièces lorsque les faces forment un angle compris entre  $60^\circ$  et  $120^\circ$ . Pour les angles inférieurs à  $60^\circ$ , 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  $120^\circ$ , 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 7.3. 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 7.4, à condition que des essais préliminaires montrent que la pénétration nécessaire peut être effectivement réalisée

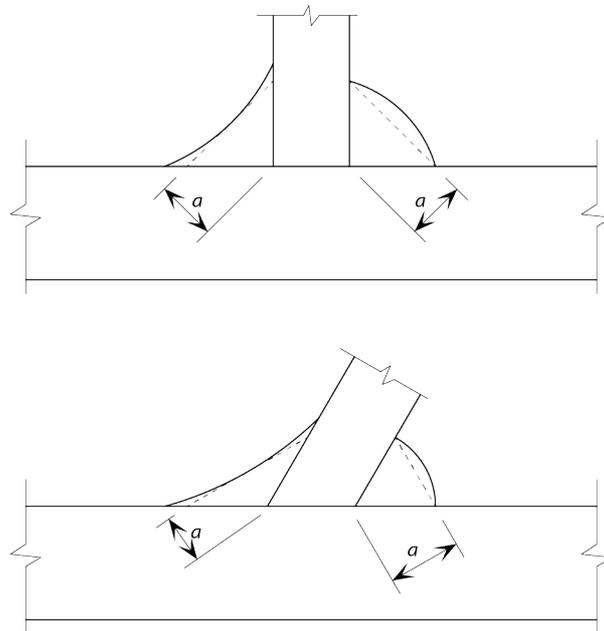
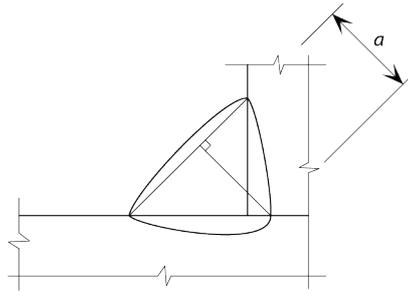


Figure 7.3 Gorge d'une soudure d'angle



**Figure 7.4** 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 :

$$[\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{0,5} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \quad (7.14)$$

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9 f_u}{\gamma_{M2}} \quad (7.15)$$

où:

$\sigma_{\perp}$  est la contrainte normale perpendiculaire à la gorge

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

$\tau_{\parallel}$  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

$\beta_w$  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

### **7.4.3 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 7.4.1.

#### **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. À défaut d'essais, l'épaisseur de gorge peut être prise égale à la profondeur de préparation moins 3 mm.

#### **7.4.4 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. Cependant, la résistance du métal de base dans les zones affectées thermiquement des soudures bout à bout doit être prise égale à la résistance ultime du métal de base à l'état adouci.

Le matériau d'apport peut avoir une résistance plus faible que celle du métal de base. Dans ce cas, 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 7.2) avec  $\beta_w$  pris égal à 1,0.

En général, les consommables de soudage austénitiques doivent être utilisés pour souder les aciers inoxydables formés à froid. Les consommables de soudage duplex peuvent aussi être utilisés, pour autant que la résistance mécanique du joint soudé soit vérifiée expérimentalement.

Dans les joints soudés faits d'aciers inoxydables formés à froid, le recuit des zones affectées thermiquement peut être incomplet ce qui conduit à une résistance plus élevée que celle calculée à partir des caractéristiques du métal de base à l'état complètement adouci. Dans ces conditions, il est possible d'établir la résistance réelle du joint soudé expérimentalement.

## 8 RÉSISTANCE AU FEU

### 8.1 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 4 à 7 du présent document.

En comparaison avec l'acier 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. Cette valeur est aussi adoptée dans l'Annexe Nationale du Royaume-Uni et Belge à l'EN 1993-1-2.

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 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.

### 8.2 Caractéristiques mécaniques aux températures élevées

L'EN 1993-1-2:2005 donne 8 listes de coefficients de réduction de résistance pour différentes nuances d'acier inoxydable, comparé à une seule liste pour l'acier carbone. Un certain nombre de listes de coefficients de réduction est utile au dimensionnement puisque les propriétés mécaniques aux températures élevées varient de façon substantielle lorsque l'on change de famille d'acier inoxydable, et donc de composition chimique. Lors de la prochaine révision de l'EN 1993-1-2, les aciers inoxydables qui présentent des propriétés aux températures élevées similaires seront groupés et les facteurs de réduction correspondants leur seront assignés, en remplacement des données spécifiques à chaque nuance. Ces facteurs de réduction génériques sont fournis dans ce chapitre.

Le Tableau 8.1 donne les coefficients de réduction de résistance et de rigidité à température élevée, par rapport à la valeur correspondante à 20°C, pour 7 groupes d'acier inoxydable. Ces coefficients sont définis ci-dessous :

$k_{p0,2,\theta}$  la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % à la température  $\theta$  par rapport à la limite d'élasticité à 20°C, i.e.:

$$k_{p0,2,\theta} = f_{p0,2,\theta} / f_y \quad (8.1)$$

$k_{2,\theta}$  la résistance à 2 % de déformation totale à la température  $\theta$  par rapport à la limite d'élasticité à 20°C, i.e.:

$$k_{2,\theta} = f_{2,\theta} / f_y \text{ mais } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta} \quad (8.2)$$

$k_{u,\theta}$  est la résistance ultime à la température  $\theta$  par rapport à la limite d'élasticité à 20°C, i.e.

$$k_{u,\theta} = f_{u,\theta} / f_u \quad (8.3)$$

$k_{E,\theta}$  Module de Young à la température  $\theta$  par rapport au module à 20°C, i.e.

$$k_{E,\theta} = E_\theta / E \quad (8.4)$$

$k_{\epsilon u,\theta}$  est la déformation correspondant à la résistance ultime  $\theta$  par rapport à la déformation correspondant à la résistance ultime à 20°C, i.e

$$k_{\epsilon u,\theta} = \epsilon_{u,\theta} / \epsilon_u \quad (8.4)$$

où :

$E$  est le module de Young à 20°C ( $=200 \times 10^3$  N/mm<sup>2</sup>)

$f_y$  est la limite d'élasticité caractéristique à 20°C, comme définie à la Partie 2.3

$f_u$  est la résistance ultime caractéristique en traction à 20°C, comme définie à la Partie 2.3.

Pour les éléments écrouis à froid, ou lorsque l'on utilise l'effet bénéfique du processus de formage à froid sur la résistance, il convient d'utiliser les coefficients de réduction suivants :

$$k_{p0,2,\theta,CF} = k_{p0,2,\theta} \quad 200 \leq \theta \leq 700 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{p0,2,\theta,CF} = 0,8 k_{p0,2,\theta} \quad \theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{2,\theta,CF} = k_{2,\theta} \quad 200 \leq \theta \leq 700 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{2,\theta,CF} = 0,9 k_{2,\theta} \quad \theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta} \quad \text{Pour l'ensemble des températures}$$

Où l'indice CF se réfère aux éléments écrouis à froid.

Il est à noter que pour les méthodes de calcul simples pour déterminer la résistance à l'incendie des barres en acier inoxydable données à la Partie 8.3, il convient d'utiliser la résistance caractéristique suivante pour le matériau :

Poteaux	$f_{p0,2,\theta}$	(pour toutes les Classes de sections)
Poutres maintenues	$f_{2,\theta}$	(pour les sections de Classes 1 à 3)

	$f_{p0,2,\theta}$	(pour les sections de Classe 4)
Poutres non maintenues	$f_{p0,2,\theta}$	(pour toutes les Classes de sections)
Barres tendues	$f_{2,\theta}$	(pour toutes les Classes de sections).

**Tableau 8.1** Coefficients de réduction pour la résistance, la rigidité et la déformation aux températures élevées

Température $\theta$ (°C)	Coefficient de réduction				
	$k_{p0,2,\theta}$	$k_{2,\theta}$	$k_{u,\theta}$	$k_{E,\theta}$	$k_{\epsilon u,\theta}$
<b>Austénitique I</b> <b>1.4301, 1.4307, 1.4318</b>					
20	1,00	1,31	1,00	1,00	1,00
100	0,78	1,02	0,81	0,96	0,56
200	0,65	0,88	0,72	0,92	0,42
300	0,60	0,82	0,68	0,88	0,42
400	0,55	0,78	0,66	0,84	0,42
500	0,50	0,73	0,61	0,80	0,42
600	0,46	0,68	0,54	0,76	0,33
700	0,38	0,54	0,40	0,71	0,24
800	0,25	0,35	0,25	0,63	0,15
900	0,15	0,18	0,13	0,45	0,15
1000	0,07	0,08	0,08	0,20	0,20
1100	0,05	0,06	0,05	0,10	-
<b>Austénitique II</b> <b>1.4401, 1.4404, 1.4541</b>					
20	1,00	1,19	1,00	1,00	1,00
100	0,86	1,13	0,87	0,96	0,56
200	0,72	0,98	0,80	0,92	0,42
300	0,67	0,92	0,78	0,88	0,42
400	0,62	0,85	0,77	0,84	0,42
500	0,60	0,82	0,74	0,80	0,42
600	0,56	0,75	0,67	0,76	0,33
700	0,50	0,68	0,51	0,71	0,24
800	0,41	0,50	0,34	0,63	0,15
900	0,22	0,26	0,19	0,45	0,15
1000	0,14	-	0,10	0,20	0,20
1100	0,07	-	0,07	0,10	-
<b>Austénitique III</b> <b>1.4571</b>					
20	1,00	1,31	1,00	1,00	1,00
100	0,89	1,16	0,88	0,96	0,56
200	0,82	1,07	0,81	0,92	0,42
300	0,77	1,01	0,79	0,88	0,42
400	0,72	0,95	0,79	0,84	0,42
500	0,69	0,91	0,77	0,80	0,42
600	0,65	0,85	0,71	0,76	0,33
700	0,59	0,76	0,57	0,71	0,24
800	0,51	0,63	0,38	0,63	0,15
900	0,29	0,38	0,23	0,45	0,15
1000	0,15	0,18	0,10	0,20	0,20
<b>Duplex I</b> <b>1.4362, 1.4062, 1.4482</b>					
20	1,00	1,15	1,00	1,00	1,00
100	0,83	0,94	0,94	0,96	1,00
200	0,75	0,82	0,87	0,92	1,00
300	0,69	0,77	0,79	0,88	1,00
400	0,58	0,70	0,70	0,84	1,00
500	0,43	0,59	0,59	0,80	1,00
600	0,27	0,45	0,47	0,76	1,00
700	0,14	0,28	0,33	0,71	0,80
800	0,07	0,14	0,20	0,63	0,60
900	0,04	0,05	0,09	0,45	0,40

**Table 8.1 (suite) Coefficients de réduction pour la résistance, la rigidité et la déformation aux températures élevées**

Température $\theta$ (°C)	Coefficient de réduction				
	$k_{p0,2,\theta}$	$k_{2,\theta}$	$k_{u,\theta}$	$k_{E,\theta}$	$k_{\epsilon u,\theta}$
<b>Duplex II</b> <b>1.4462, 1.4162, 1.4662</b>					
20	1,00	1,12	1,00	1,00	1,00
100	0,82	0,96	0,96	0,96	0,87
200	0,70	0,86	0,91	0,92	0,74
300	0,65	0,82	0,88	0,88	0,74
400	0,60	0,76	0,82	0,84	0,74
500	0,53	0,67	0,71	0,80	0,74
600	0,42	0,55	0,56	0,76	0,74
700	0,27	0,37	0,38	0,71	0,44
800	0,15	0,21	0,22	0,63	0,14
900	0,07	0,11	0,14	0,45	0,14
1000	0,01	0,03	0,06	0,20	0,14
<b>Ferritique I</b> <b>1.4509, 1.4521, 1.4621</b>					
20	1,00	1,12	1,00	1,00	1,00
100	0,88	1,01	0,93	0,98	1,00
200	0,83	0,99	0,91	0,95	1,00
300	0,78	0,92	0,88	0,92	1,00
400	0,73	0,90	0,82	0,86	0,75
500	0,66	0,86	0,78	0,81	0,75
600	0,53	0,71	0,64	0,75	0,75
700	0,39	0,48	0,41	0,54	0,75
800	0,10	0,13	0,11	0,33	0,75
900	0,04	0,04	0,03	0,21	0,75
1000	0,02	0,02	0,01	0,09	0,75
<b>Ferritique II</b> <b>1.4003, 1.4016</b>					
20	1,00	1,19	1,00	1,00	1,00
100	0,93	1,12	0,93	0,98	1,00
200	0,91	1,09	0,89	0,95	1,00
300	0,89	1,04	0,87	0,92	1,00
400	0,87	1,08	0,84	0,86	0,75
500	0,75	1,01	0,82	0,81	0,75
600	0,43	0,48	0,33	0,75	0,75
700	0,16	0,18	0,13	0,54	0,75
800	0,10	0,12	0,09	0,33	0,75
900	0,06	0,09	0,07	0,21	0,75
1000	0,04	0,06	0,05	0,09	0,75

### 8.3 Détermination de la résistance au feu des structures

La résistance au feu peut être déterminée par une ou plusieurs des approches suivantes :

- méthodes de calcul simplifiées appliquées à chaque élément isolé,
- méthodes de calcul avancées,
- essais.

Les méthodes de calcul simplifiées sont basées sur des hypothèses se 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 aucune méthode de calcul simplifiée n'est disponible, il est nécessaire d'utiliser, soit une méthode de calcul avancée, soit une méthode basée sur des résultats d'essais.

L'EN 1993-1-2 part du principe que les méthodes de calcul simplifiées s'appliquent tout aussi bien à l'acier carbone qu'à l'acier inoxydable. Cependant, on a démontré que certaines de ces règles sont très conservatives pour l'acier inoxydable. Les règles modifiées données au Chapitre 8.3 seront vraisemblablement introduites dans la prochaine révision de l'EN 1993-1-2. Elles peuvent se résumer comme suit :

1. Il convient d'utiliser  $f_{p0,2,\theta}$  (et non  $f_{2,\theta}$ ) pour déterminer:
  - La résistance au flambement des éléments comprimés (toutes sections droites confondues).
  - La résistance en flexion des poutres maintenues latéralement de Classe 4
  - La résistance en flexion des poutres non maintenues latéralement (toutes Classes confondues)
2. Il convient d'utiliser une valeur de  $\varepsilon$  dépendante de la température pour classer les sections droites.
3. Il convient d'utiliser une courbe de flambement à température ambiante pour les éléments comprimés et poutres non maintenues latéralement.

### 8.3.1 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 5 de ce guide, en utilisant une valeur de  $\varepsilon$  dépendante de la température :

$$\varepsilon_{\theta} = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} \quad (8.5)$$

Une alternative conservatrice consiste à utiliser les caractéristiques de calcul à 20°C:

$$\varepsilon = 0,85 \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} \quad (8.6)$$

où:

$k_{y,\theta}$  est  $k_{p0,2,\theta}$  ou  $k_{2,\theta}$ , en fonction du mode de chargement et de la Classe de la section-droite (voir Partie 8.2).

### 8.3.2 Barres tendues

Il convient de déterminer la résistance de calcul  $N_{fi,\theta,Rd}$  d'une barre tendue à une température uniforme  $\theta$  au moyen de l'expression :

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} N_{Rd} [\gamma_{M0}/\gamma_{M,fi}] \quad (8.7)$$

où:

$k_{2,\theta}$  le coefficient de réduction à 2 % de déformation totale à la température  $\theta$ .

$N_{Rd}$  est la résistance de calcul de la section transversale  $N_{pl,Rd}$  pour le calcul à température normale, selon la Partie 5.7.2.

$\gamma_{M0}$  et  $\gamma_{M,fi}$  sont les coefficients partiels, c.f. Tableau 4.1 et Partie 5.7.2

Lorsque la température dans la barre n'est pas uniforme, la résistance de calcul est donnée par l'expression :

$$N_{fi,t,Rd} = \sum_{i=1}^n A_i k_{2,\theta_i} f_y / \gamma_{M,fi} \quad (8.8)$$

où:

$A_i$  est une aire élémentaire de la section transversale

$\theta_i$  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  $\theta_i$  (voir Partie 8.2).

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  $N_{fi,\theta,Rd}$  d'une barre tendue présentant une température uniforme  $\theta$  égale à la température maximale  $\theta_{max}$  atteinte au temps  $t$ .

### 8.3.3 Barres comprimées

La résistance de calcul au flambement  $N_{b,fi,t,Rd}$  à l'instant  $t$  d'une barre comprimée présentant une température uniforme  $\theta$  est donnée par l'expression :

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{p0,2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{pour les sections de Classes 1, 2 ou 3} \quad (8.9)$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (8.10)$$

où:

$k_{p0,2,\theta}$  est le coefficient de réduction relatif à la limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % à la température  $\theta$  (voir Partie 8.2).

$\chi_{fi}$  est le coefficient de réduction pour le flambement par flexion en situation d'incendie, donné par:

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad \text{mais } \chi_{fi} \leq 1 \quad (8.11)$$

où:

$$\phi_{\theta} = 0,5 \left[ 1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2 \right] \quad (8.12)$$

dans laquelle les paramètres  $\alpha$  et  $\bar{\lambda}_0$  sont les coefficients de flambement à température ambiante donnés dans le Tableau 6.1 ou Tableau 6.2.

L'élançement réduit modifié  $\bar{\lambda}_{\theta}$  à la température  $\theta$  est donné par:

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \left[ \frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \quad \text{pour toutes les Classes de sections transversales} \quad (8.13)$$

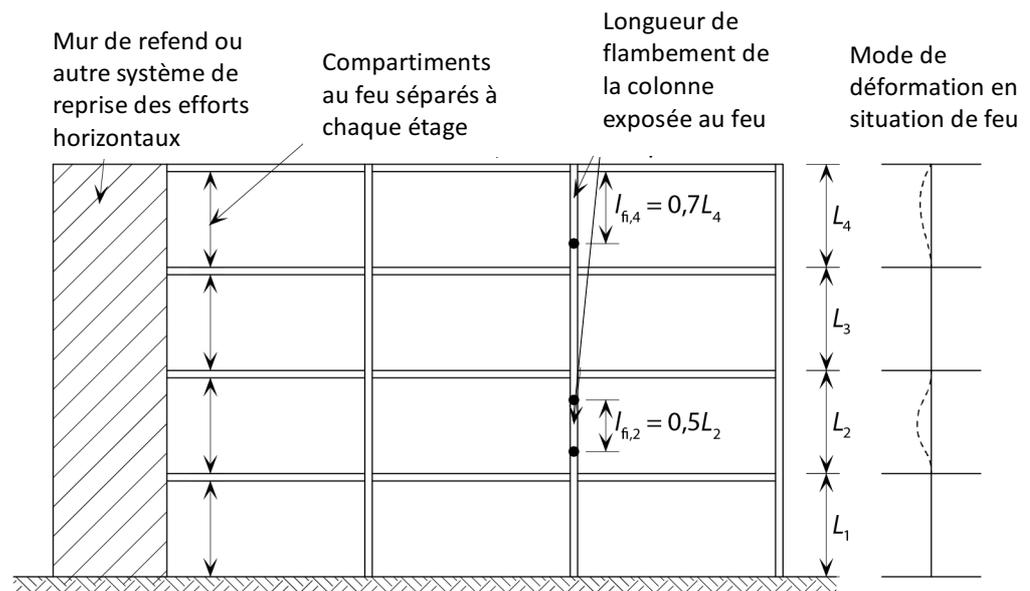
où:

$k_{E,\theta}$  est le coefficient de réduction pour le module de Young à la température  $\theta$  (voir Partie 8.2).

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 8.1.



**Figure 8.1** Longueurs de flambement  $l_{fi}$  des poteaux dans les ossatures contreventées

### 8.3.4 Poutres maintenues latéralement

Il convient de déterminer le moment résistant de calcul  $M_{fi,\theta,Rd}$  d'une section transversale présentant une température uniforme  $\theta$  au moyen de l'expression :

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} \left[ \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}} \right] \quad \text{pour les sections de Classes 1, 2 ou 3} \quad (8.14)$$

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{p0,2,\theta} M_{Rd} \left[ \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}} \right] \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (8.15)$$

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  $k_{p0,2,\theta}$  sont définis à la Partie 8.2.

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 5.7.6.

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 :

$$M_{fi,t,Rd} = \left[ \frac{M_{fi,\theta,Rd}}{\kappa_1 \kappa_2} \right] \quad (8.16)$$

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  $\theta$  égale à la température maximale dans la section transversale.

$\kappa_1$  est un coefficient d'adaptation pour la température non uniforme dans la section transversale, voir 8.2

$\kappa_2$  est un coefficient d'adaptation pour la température non uniforme le long de la poutre, voir 8.2.

**Tableau 8.2** Coefficients d'adaptation

Condition d'exposition	$\kappa_1$
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
	$\kappa_2$
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:

$$V_{fi,t,Rd} = k_{2,\theta_{web}} V_{Rd} \left[ \frac{Y_{M0}}{Y_{M,fi}} \right] \quad \text{pour les sections de Classes 1, 2 ou 3} \quad (8.17)$$

$$V_{fi,t,Rd} = k_{p0,2,\theta_{web}} V_{Rd} \left[ \frac{Y_{M0}}{Y_{M,fi}} \right] \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (8.18)$$

où :

$V_{Rd}$  est la résistance au cisaillement de la section transversale brute pour le calcul à température normale, selon la Partie 5.7.5 (pour des températures supérieures à 400°C, il convient de prendre  $\eta$  égal à 1,0).

$\theta_{web}$  est la température dans l'âme de la section.

### 8.3.5 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

$$M_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{LT,fi} W_{pl,y} k_{p0,2,\theta} f_y}{Y_{M,fi}} \quad \text{pour les sections de Classes 1 et 2} \quad (8.19)$$

$$M_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{LT,fi} W_{el,y} k_{p0,2,\theta} f_y}{Y_{M,fi}} \quad \text{pour les sections de Classe 3} \quad (8.20)$$

$$M_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{LT,fi} W_{eff,y} k_{p0,2,\theta} f_y}{Y_{M,fi}} \quad \text{pour les sections de Classe 4} \quad (8.21)$$

Où :

$\chi_{LT,fi}$  est le coefficient de réduction pour le déversement en situation d'incendie de calcul, donné par:

$$\chi_{\Omega fi} = \frac{1}{\phi_{\Omega\theta} + \sqrt{\phi_{\Omega\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\Omega\theta}^2}} \quad \text{mais } \chi_{\Omega fi} \leq 1 \quad (8.22)$$

$$\phi_{LT,\theta} = 0,5 \left[ 1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT,\theta} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 \right] \quad (8.23)$$

Dans lequel

$\alpha_{LT}$  est le coefficient d'imperfection à température normale donné à la Partie 6.4.2.

$k_{p0,2,\theta}$  est le coefficient de réduction défini à la Partie 8.2 pour la température maximale  $\theta$  atteinte dans n'importe quelle partie de la section.

L'élançement réduit  $\bar{\lambda}_{\Omega\theta}$  à la température  $\theta$  est donné par:

$$\bar{\lambda}_{\Omega,\theta} = \bar{\lambda}_{\Omega} \left[ \frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \quad \text{pour toutes les Classes de sections} \quad (8.24)$$

où:

$k_{E,\theta}$  est le coefficient de réduction défini à la Partie 8.2 à la température  $\theta$ .

### 8.3.6 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 Classes 1, 2 ou 3

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{yfi,Ed}}{M_{yfi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{zfi,Ed}}{M_{zfi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.25)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min1,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{\Gamma} M_{yfi,Ed}}{\chi_{\Gamma fi} M_{yfi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{zfi,Ed}}{M_{zfi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.26)$$

où:

$N_{fi,Ed}$ ,  $M_{yfi,Ed}$  et  $M_{zfi,Ed}$  sont l'effort normal de calcul et les moments fléchissants en situation d'incendie

$M_{yfi,\theta,Rd}$  et  $M_{zfi,\theta,Rd}$  sont tels que définis à la Partie 8.3.4

$\chi_{\min,fi}$  est le plus petit coefficient de réduction pour le flambement par flexion, par torsion et par flexion-torsion, à la température  $\theta$ , tel que défini à la Partie 8.3.3

$\chi_{\min1,fi}$  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  $\theta$ , tel que défini à la Partie 8.3.3

$\chi_{LT,fi}$  est le coefficient de réduction pour le déversement à la température  $\theta$ , tel que défini à la Partie 8.3.5.

$$k_{LT} = 1 - \frac{\mu_{\Gamma} N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 1 \quad (8.27)$$

$$\mu_{\Gamma} = 0,15 \bar{\lambda}_{z,\theta} \beta_{M,\Gamma} - 0,15 \leq 0,9 \quad (8.28)$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{yfi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (8.29)$$

$$\mu_y = (1,2 \beta_{M,y} - 3) \bar{\lambda}_{y\theta} + 0,44 \beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8 \quad (8.30)$$

$$k_z = 1 - \frac{\mu_z N_{fi,Ed}}{\chi_{z,fi} A k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3 \quad (8.31)$$

$$\mu_z = (2 \beta_{M,z} - 5) \bar{\lambda}_{z,\theta} + 0,44 \beta_{M,z} - 0,29 \leq 0,8 \text{ et } \bar{\lambda}_{z,\theta} \leq 1,1 \quad (8.32)$$

$\beta_M$  est le facteur de moments uniformes équivalents, donné dans le Tableau 8.3.

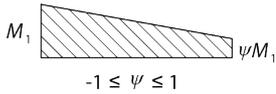
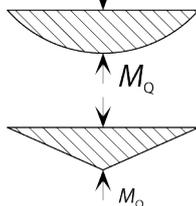
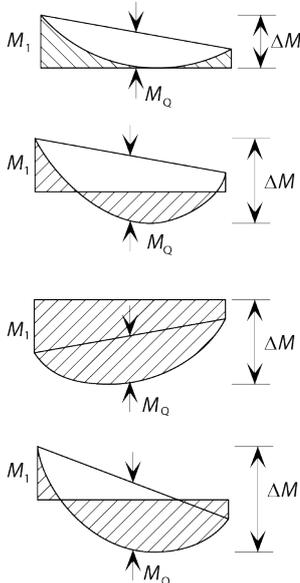
b) Pour les sections de Classe 4 :

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A_{\text{eff}} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{yfi,Ed} + N_{fi,Ed} e_y}{M_{yfi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{zfi,Ed} + N_{fi,Ed} e_z}{M_{zfi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.33)$$

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min1,fi} A_{eff} k_{p0,2,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_{\Gamma} M_{yfi,Ed} + N_{fi,Ed} e_y}{\chi_{\Gamma fi} M_{yfi,\theta,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed} + N_{fi,Ed} e_z}{M_{z,fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (8.34)$$

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 8.3** Facteur de moment uniforme équivalent,  $\beta_M$

Diagramme des moments	Facteur de moment uniforme équivalent $\beta_M$
<p>Moments d'extrémités</p>  <p><math>M_1</math> <math>\psi M_1</math> <math>-1 \leq \psi \leq 1</math></p>	$\beta_{M,\psi} = 1,8 - 0,7\psi$
<p>Moments provoqués par les charges transversales dans le plan</p>  <p><math>M_Q</math> <math>M_Q</math></p>	$\beta_{M,Q} = 1,3$  $\beta_{M,Q} = 1,4$
<p>Moments provoqués par les charges transversales dans le plan plus les moments d'extrémités</p>  <p><math>M_1</math> <math>M_Q</math> <math>\Delta M</math> <math>M_1</math> <math>M_Q</math> <math>\Delta M</math> <math>M_1</math> <math>M_Q</math> <math>\Delta M</math> <math>M_1</math> <math>M_Q</math> <math>\Delta M</math></p>	$\beta_M = \beta_{M,\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{M,Q} - \beta_{M,\psi})$  $M_Q =  \max M $ dû à la charge transversale seule  Pour diagramme des moments sans changement de signe : $\Delta M =  \max M $  Fo Pour diagramme des moments avec changement de signe : $\Delta M =  \max M  +  \min M $

## 8.4 Caractéristiques thermiques aux températures élevées

### 8.4.1 Dilatation thermique

La dilatation thermique de l'acier inoxydable austénitique  $\Delta l/l$  peut être déterminée par l'expression suivante :

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{(16 + 4,79 \times 10^{-3} \theta - 1,243 \times 10^{-6} \theta^2) \times (\theta - 20)}{10^6} \quad (8.35)$$

où :

$l$  est la longueur à 20°C

$\Delta l$  est la dilatation induite par la température

$\theta$  est la température de l'acier (°C)

Le Tableau 8.4 donne les valeurs du coefficient de dilatation thermique moyen pour les familles d'austénitiques, duplex et ferritiques par rapport au domaine de température.

**Tableau 8.4** Coefficient de dilatation thermique moyen

Domaine de température de l'acier (°C)	Coefficient de dilatation thermique moyen (10 <sup>-6</sup> /°C)		
	Austénitique	Duplex	Ferritique
20 - 100	16,7	13,2	10,3
20 - 200	17,2	13,9	10,7
20 - 300	17,7	14,3	11,1
20 - 400	18,1	14,7	11,5
20 - 500	18,4	15,1	11,8
20 - 600	18,8	15,4	12,0
20 - 700	19,1	15,9	12,4
20 - 800	19,4	16,3	12,9
20 - 900	19,4	16,7	13,4
20 - 1000	19,7	17,1	14,0
20 - 1100	20	17,5	-

### 8.4.2 Chaleur spécifique

La chaleur spécifique de l'acier inoxydable  $c_a$  peut être déterminée par l'expression suivante :

Pour les nuances austénitiques et duplex :

$$c = 450 + 0,28 \times \theta - 2,91 \times 10^{-4} \theta^2 + 1,34 \times 10^{-7} \theta^3 \quad \text{J/kg}^\circ\text{C} \quad (8.36)$$

Pour les nuances ferritiques:

$$c = 430 + 0,26 \times \theta \quad \text{J/kg}^\circ\text{C} \quad (8.37)$$

Seule l'équation (8.37) est actuellement donnée dans l'EN 1993-1-2. L'équation (8.38) sera vraisemblablement elle aussi introduite dans la prochaine révision de l'EN 1993-1-2.

### 8.4.3 Conductivité thermique

La conductivité thermique de l'acier inoxydable peut être déterminée par l'expression suivante :

Pour les nuances austénitiques et duplex :

$$\lambda = 14,6 + 1,27 \times 10^{-2} \theta \quad \text{W/m}^\circ\text{C} \quad (8.38)$$

Pour les nuances ferritiques :

$$\lambda = 20,4 + 2,28 \times 10^{-2} \theta - 1,54 \times 10^{-5} \theta^2 \quad \text{W/m}^\circ\text{C} \quad (8.39)$$

Seule l'équation (8.39) est actuellement donnée dans l'EN 1993-1-2. L'équation (8.40) sera vraisemblablement elle aussi introduite dans la prochaine révision de l'EN 1993-1-2.

#### 8.4.4 Calcul de l'échauffement de l'acier inoxydable

La méthode pour le calcul de l'évolution de la température dans l'acier 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  $\Delta t$ , au moyen de :

$$\Delta\theta_t = \frac{A_m/V}{c \rho} \dot{h}_{\text{net,d}} \Delta t \quad (8.40)$$

où:

$c$  est la chaleur spécifique de l'acier inoxydable, (J/kgK), telle que donnée à la Partie 8.4.2

$\rho$  est la masse volumique de l'acier inoxydable ( $\text{kg/m}^3$ ), donnée dans le Tableau 2.7 (habituellement considérée comme indépendante de la température)

$A_m/V$  est le facteur de massiveté 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

$$= \dot{h}_{\text{net,c}} + \dot{h}_{\text{net,r}} \quad (8.41)$$

Dans lequel :

$$\dot{h}_{\text{net,c}} = \alpha_c (\theta_g - \theta) \quad (8.42)$$

$$\dot{h}_{\text{net,r}} = \phi \varepsilon_{\text{res}} 5,67 \times 10^{-8} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta + 273)^4] \quad (8.43)$$

$\alpha_c$  est le coefficient de transfert de chaleur par convection (habituellement pris égal à  $25 \text{W/m}^2\text{K}$ )

$\theta_g$  est la température ambiante du gaz au voisinage de l'élément exposé au feu ( $^\circ\text{C}$ ), donnée par la courbe température-temps normalisée

$\theta$  est la température de la section en acier supposée uniforme au temps  $t$  ( $^\circ\text{C}$ )

$\phi$  est le facteur de forme

$\varepsilon_{\text{res}}$  est l'émissivité résultante.

Le paramètre  $\varepsilon_{\text{res}}$  représente le rayonnement transmis entre les flammes et la surface de l'acier inoxydable. 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  $\varepsilon_{\text{res}}$ . Pour les aciers inoxydables, l'EN 1993-1-2 donne une valeur de  $\varepsilon_{\text{res}} = 0,4$ .

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:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (8.44)$$

où:

$t$  est la durée d'exposition au feu (en minutes).

## 8.5 Modèle de comportement mécanique aux températures élevées

La courbe contrainte-déformation aux températures élevées peut être évaluée à l'aide des expressions suivantes. Il est à noter que, pour la modélisation du comportement mécanique, les mêmes expressions sont fournies à l'ANNEXE C.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_\theta} + 0,002 \left[ \frac{\sigma}{f_{p0,2,\theta}} \right]^{n_\theta} \quad \text{pour } \sigma \leq f_{p0,2,\theta} \quad (8.45)$$

La deuxième partie de la courbe contrainte-déformation peut être déterminée soit à partir de  $f_{2,\theta}$  (Equation (8.47)) ou  $f_{u,\theta}$  (Equation (8.48)):

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{E_{p0,2,\theta}} + \left( 0,02 - \varepsilon_{p0,2,\theta} - \frac{(f_{2,\theta} - f_{p0,2,\theta})}{E_{p0,2,\theta}} \right) \times \left[ \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{f_{2,\theta} - f_{p0,2,\theta}} \right]^{m_{\theta,2}} + \varepsilon_{p0,2,\theta} \quad \text{pour } f_{p0,2,\theta} < \sigma \leq f_{u,\theta} \quad (8.46)$$

où

$$\varepsilon = \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{E_{p0,2,\theta}} + \varepsilon_{u,\theta} \left( \frac{\sigma - f_{p0,2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{p0,2,\theta}} \right)^{m_\theta} + \varepsilon_{p0,2,\theta} \quad \text{pour } f_{p0,2,\theta} < \sigma \leq f_{u,\theta} \quad (8.47)$$

où

$\sigma$  contrainte technique

$\varepsilon$  déformation technique

$f_{2,\theta}$  contrainte à 2 % de déformation totale à la température  $\theta$

$\varepsilon_{p0,2,\theta}$  déformation totale correspondant à  $f_{p0,2,\theta}$

$E_{p0,2,\theta}$  est le module de Young tangent correspondant à  $f_{p0,2,\theta}$

$\varepsilon_{u,\theta}$  déformation correspondant à la contrainte ultime  $f_{u,\theta}$  ( $\varepsilon_{u,\theta} \leq \varepsilon_u$ )

$n_\theta$ ,  $m_\theta$  et  $m_{\theta,2}$  sont les exposants qui définissent le degré de non-linéarité de la courbe à la température  $\theta$

$\varepsilon_{u,\theta}$  peut être déterminé à partir de l'expression définissant  $\varepsilon_u$  à température ambiante, donnée à l'ANNEXE C, avec pour la valeur de la contrainte celle à température élevée.

La valeur de  $n_\theta$  peut être prise égale à la valeur de  $n$ , à température ambiante. Les exposants  $m_\theta$  et  $m_{\theta,2}$  peuvent être déterminés à température ambiante à partir de l'expression définissant  $m$  mais en utilisant les valeurs de  $f_{p0,2,\theta}$  et  $f_{u,\theta}$  à températures élevées.

Un modèle de comportement mécanique différent de celui mentionné ci-dessus est actuellement proposé dans l'EN 1993-1-2. Il est cependant vraisemblable que le modèle décrit par les équations (8.46), (8.47) et (8.48) soit introduit dans la prochaine révision de l'EN 1993-1-2. Ce modèle étant en effet en accord avec le modèle proposé pour le comportement à température ambiante, basé lui aussi sur la formulation modifiée de Ramberg-Osgood (cf. ANNEXE C). Ce nouveau modèle est plus précis et moins complexe, et il utilise des paramètres ayant une signification physique claire.

## 9 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 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 carbone sont applicables aux aciers inoxydables austénitique et duplex (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 qu'elles 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.

## 10 ESSAIS

### 10.1 Généralités

La réalisation d'essais sur les éléments et les matériaux en acier inoxydable peut être exigée pour plusieurs raisons :

- si l'on veut exploiter l'amélioration de la résistance dans les coins dans les éléments formés à froid (cf. Partie 2.2.1).
- si la géométrie d'un élément est telle qu'il se situe hors des limites d'application (telles que celles données dans la Partie 5.2).
- 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 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.

### 10.2 Détermination de la courbe contrainte-déformation

Lorsque l'on effectue des tests de traction sur des éprouvettes en acier inoxydable, il est 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. Étant donné le caractère anisotrope des propriétés mécaniques de l'acier inoxydable (courbe contrainte-déformation différente dans les directions parallèles et perpendiculaires au sens de laminage), montrant des résistances plus élevées dans la direction perpendiculaire, il est conseillé de prendre en compte l'orientation de l'échantillon lors des tests. Le comportement mécanique de l'acier inoxydable dépendant fortement de la vitesse de déformation, afin de vérifier les propriétés mécaniques en traction, on conseille d'utiliser les mêmes vitesses de chargement que celles utilisées pour établir les données garanties par le fabricant.

### 10.3 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.

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.

L'acier inoxydable possède une plus grande ductilité et un écrouissage plus prononcé que l'acier carbone, c'est pourquoi les capacités du banc d'essai doivent être supérieures à celles exigées pour les essais d'éléments en acier 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.

# 11 ASPECTS CONCERNANT LA FABRICATION

## 11.1 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 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 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 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 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.

## 11.2 EN 1090 Exécution des structures en acier et Aluminium

La fabrication et le montage des structures en acier inoxydable doit se faire en accord avec l'EN 1090. Les produits de la construction fabriqués en accord avec l'EN 1090 doivent obtenir le marquage CE s'ils sont prévus pour une utilisation hors Union Européenne. Les produits formés à froid ou à chaud de nuance austénitique, duplex et ferritique sont couverts par l'EN 1090.

La première partie de l'EN 1090 *Exigences pour l'évaluation de la conformité des éléments structuraux*, décrit comment les producteurs peuvent démontrer que les produits qu'ils ont fabriqués sont en accord avec les caractéristiques de performance requises (notamment les caractéristiques structurelles requises pour leur utilisation et leur fonction spécifique).

La deuxième partie de l'EN 1090 *Exigences techniques pour les structures en acier*, décrit ce qui est nécessaire à l'exécution des structures en acier afin d'assurer un niveau adéquat de résistance mécanique et de stabilité, tenue en service et durabilité. Elle permet de déterminer les caractéristiques de performance que les produits en question doivent atteindre. Les spécifications techniques d'une large gamme d'acier carbone et d'acier inoxydable sont contenues dans cette partie, qui traite des produits formés à froid ou à chaud. Cette partie est valable pour les éléments de structure contenus dans les bâtiments ou structures similaires.

### **11.3 Classe d'exécution**

La classe d'exécution doit être déterminée en accord avec l'Annexe C (normative) de l'EN 1993-1-1. Il existe 4 classes d'exécution, de EXC4 (la plus ardue) to EXC1 (la moins ardue). L'existence de ces classes assure qu'un certain niveau de sécurité à la ruine, en accord avec la gravité des conséquences de la ruine de la structure ou d'un de ses éléments ou détails, et en accord avec les spécifications d'exécution, est atteint. Chaque classe est caractérisée par une liste de spécifications en rapport avec la fabrication et la construction sur site, qui sont données à l'Annexe A.3 de l'EN 1090-2. La classe d'exécution est utilisée par les contractants en charpente métallique pour mettre en place une série de contrôles de fabrication qui font partie d'un système de contrôle certifié de fabrication (FPC). Cela engendre un tri des fabricants en quatre catégories de procédés de contrôle de qualité et limite donc les types de structures que chaque contractant sera en mesure de réaliser. Par exemple, un contractant de classe EXC2 certifié FPC peut uniquement réaliser des structures de classes EXC1 et 2. Les maîtres d'ouvrage et ingénieurs peuvent dès lors choisir la classe d'exécution correspondant au niveau de contrôle de qualité et d'assurance qu'ils désirent. Les ingénieurs utilisent aussi la classe d'exécution pour sélectionner le niveau adéquat de contrôle de qualité et d'assurance requis en accord avec les hypothèses de dimensionnement.

La classe d'exécution est spécifiée pour la structure en entier ou un de ses éléments ou détails. Dans certains cas, la classe d'exécution est identique pour la structure en entier, un élément ou un détail pris individuellement. Dans d'autres, la classe d'exécution pour les éléments ou détails est différente de celle de la structure en entier.

Les facteurs qui gouvernent la sélection de la classe d'exécution sont :

- Le niveau de sécurité (basé sur la classe de conséquence ou de fiabilité ou les deux, comme indiqué dans l'EN 1990),
- Le type de structure, élément ou détail,
- Le type de chargement pour lequel la structure, l'élément ou détail est dimensionné (statique, quasi-statique, fatigue ou séisme).

Bien qu'il convienne d'examiner chaque bâtiment au cas par cas, la classe d'exécution 2 (EXC2) sera adéquate à la majorité des bâtiments construits en zone non-sismique. L'EXC4 doit être appliquée aux structures caractérisées par des conséquences de ruine extrêmes. Il convient d'utiliser l'Annexe Nationale à l'EN 1993-1-1 pour le choix de la classe d'exécution.

Une trop grande sécurité sur la classe d'exécution doit, dans la mesure du possible, être évitée afin de garantir un coût acceptable. Par exemple, on peut concevoir un projet de classe d'exécution 2 mais avec une traçabilité complète (condition requise pour l'EXC3) au lieu d'une traçabilité partielle (condition requise pour l'EXC2). Dans ce cas, au lieu de spécifier l'EXC3 uniquement pour cette condition spécifique, on conseillera d'utiliser l'EXC2 et d'y ajouter la clause de traçabilité complète.

## 11.4 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 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 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 exemple pour les finitions brillantes recuites).
- Si un revêtement plastique adhésif détachable est utilisé, il convient qu'il soit résistant aux rayons UV pour éviter qu'il se détériore prématurément ou que l'adhésif ne contamine la surface du métal. En outre, sa durée de vie étant en général de six mois, il convient de le retirer dans les limites du délai suggéré par le producteur.
- Il convient d'éviter tout stockage en atmosphère humide saline. S'il est impossible de le garantir, il convient de protéger l'acier inoxydable des infiltrations de sels. Les revêtements détachables sont à proscrire car ils sont perméables au sel et à l'humidité, ce qui correspond aux conditions parfaites pour la corrosion par crevasses.
- Il convient que les rayonnages de stockage soient dépourvus de surfaces de frottement en acier 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 des 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 carbone, par exemple 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'huile et de graisse (susceptibles de tacher certaines finitions).
- Dans l'idéal, il convient de séparer les zones de fabrication pour l'acier 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 exemple, ne pas utiliser de brosse en acier inoxydable austénitique faiblement allié sur une surface d'acier inoxydable plus résistante à la corrosion).

- À 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.

Des recommandations concernant la décontamination sont fournies dans l'ASTM A380.

## **11.5 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. Il est plus aisé de laminier à froid les nuances ferritiques que les nuances austénitiques.

### **11.5.1 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). Tous les stylos/crayons de marquage doivent être vérifiés avant leurs utilisations ainsi que tout type de solvant utilisé pour les effacer.

L'acier inoxydable peut être découpé au moyen de méthodes habituelles, par exemple cisailage et sciage, mais la demande en puissance est supérieure à celle d'un acier 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.

Les techniques au plasma sont également utilisées et sont particulièrement utiles pour le découpage de plaques et profils épais (jusqu'à 125 mm d'épaisseur) ainsi que lorsque les bords de coupe doivent être usinés, par exemple pour la préparation des soudures.

Le découpage par jet d'eau est adéquat pour des épaisseurs allant jusqu'à 200mm, sans surchauffe, sans distorsion et sans que les propriétés de l'acier inoxydable ne changent. La découpe laser est particulièrement adéquate lorsque les tolérances de coupe sont importantes ou lorsque l'on découpe des formes complexes : une bonne qualité des bords de coupe peut être produite sans risque de distorsion de l'acier.

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.

Le coupage oxyacétylénique ne convient pas pour l'acier inoxydable sauf si l'on utilise une technique avec flux en poudre.

### 11.5.2 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 carbone en raison de l'érouissage (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 carbone afin de compenser le retour élastique. Les nuances ferritiques ne sont pas soumises à un érouissage important lorsqu'elles sont formées à froid. Dans le cas de sections droites complexes, il convient d'impliquer le fabricant le plus tôt possible lors du design.

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 :

- $t$  pour les nuances austénitiques
- $2t$  pour les duplex

où  $t$  représente l'épaisseur du matériau.

Comme pour l'acier carbone, le formage à froid peut conduire à une réduction de la ténacité des aciers inoxydables, qui doit être prise en compte si la ténacité est un facteur critique. Il convient par exemple de la mesurer expérimentalement. La diminution de la ténacité ne sera pas significative pour les nuances austénitiques.

Lorsque l'on forme des sections creuses circulaires, il convient de respecter les conditions suivantes :

- le rapport entre le diamètre extérieur et l'épaisseur  $d/t$  ne devrait pas être supérieur à 15 (pour éviter les outils de fabrication onéreux),
- le rayon de courbure (de la fibre neutre de la section creuse) ne devrait pas être inférieur à  $1,5d$  et à  $d + 100$  mm,
- la soudure devrait être positionnée près de l'axe neutre afin d'y réduire les contraintes de flexion.

Il convient de se référer à un spécialiste lorsque l'on veut atteindre des rapports  $d/t$  plus grand ou des rayons de courbure plus faibles. Comme alternative, on pourra réaliser des tests avant la production pour s'assurer que la fabrication ne cause pas de problème et que les tolérances dimensionnelles sont acceptables. Pour les sections creuses dont  $d < 100$  mm, un rayon de courbure plus faible peut être atteint, par exemple un rayon supérieur à  $2,5d$ . Il convient de vérifier les implications de la courbure sur la résistance aux instabilités.

### 11.5.3 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 forets 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'une épaisseur maximale d'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 2mm.

## 11.6 Soudage

### 11.6.1 Introduction

La norme appropriée au soudage des aciers inoxydables est l'EN 1011-3 *Soudage - Recommandations pour le soudage des matériaux métalliques - Partie 3: Soudage à l'arc des aciers inoxydables*. Ci-dessous, on fournit une brève introduction au soudage des aciers inoxydables.

Les nuances austénitiques peuvent être soudées au moyen des procédés de soudage traditionnels, pour autant que les métaux d'apport adéquats soient utilisés. Pour les nuances duplex, l'apport de chaleur minimum et maximum pendant le soudage devrait être contrôlé. Ces nuances requièrent parfois un traitement thermique de parachèvement (postérieur à la soudure) ou des métaux d'apport spéciaux.

La propreté générale ainsi que l'absence de contamination sont importantes pour obtenir une bonne qualité des soudures. Il convient d'éliminer toute trace d'huile ou autre hydrocarbure et de crayon 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 de 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 carbone de limiter les emplacements où une corrosion par crevasses peut apparaître (cf. Partie 3.2.2). Les défauts de soudure 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 et s'il est possible d'appliquer le post-traitement approprié après soudage.

Il faut savoir que les déformations dues au soudage sont en général plus importantes dans l'acier inoxydable que dans l'acier carbone, voir Partie 11.6.4. Il est nécessaire de contrôler l'apport thermique ainsi que les températures entre les passes afin de

limiter les déformations et d'éviter les problèmes métallurgiques potentiels (cf. Partie 11.6.5).

Il convient de réaliser le soudage selon un mode opératoire de soudage homologué conformément à une norme telle que l'EN ISO 15609, EN ISO 14555 ou EN ISO 15620. Il convient que les soudeurs soient qualifiés conformément à l'EN ISO 9606-1 et le personnel en soudage conformément à l'EN ISO 14732. L'EN 1090-2 spécifie le niveau de connaissance technique requis pour le personnel de soudage, qui dépend de la classe d'exécution, de la famille d'acier inoxydable et de l'épaisseur du matériau soudé.

Les modes opératoires de soudage contiennent les éléments suivants :

- vérification de la méthode de soudage par des essais de modes opératoires de soudage
- qualification 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.

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. Refouler le filet (i.e. le rendre plus épais au bout) peut être une solution acceptable si l'écrou doit être bloqué de façon définitive.

### **11.6.2 Procédés**

Comme mentionné ci-dessus, les méthodes courantes de soudage par fusion peuvent être utilisées pour l'acier inoxydable. Le Tableau 11.1 donne les possibilités d'utilisation de différents procédés pour des gammes d'épaisseurs, etc.

On ne préchauffe généralement pas les aciers inoxydables austénitiques et duplex, sauf pour évaporer toute condensation de la surface.

Au dessus de 950°C, les nuances ferritiques sont susceptibles à la croissance de grains entraînant une diminution de leur ténacité. Pour l'éviter, il convient d'avoir des apports d'énergie faible pendant la soudure en s'assurant que le bain de soudure reste faible et en utilisant des vitesses de soudure plus élevées. En contrôlant l'apport d'énergie, il est possible d'obtenir des soudures solides dans des tôles d'épaisseur jusqu'à 2-3mm, où, étant donnée l'épaisseur moindre, la ténacité n'est quoi qu'il en soit pas un problème.

**Tableau 11.1 Procédés de soudage et leur utilisation adaptée**

Procédé de soudage (EN ISO 4063)	Formes de produits adaptés	Types d'assemblage	Gammes d'épaisseur	Positions de soudage	Conditions d'atelier / de chantier adaptées
111 Soudage manuel à l'arc avec électrode enrobée (MMAW)	Toutes sauf les tôles	Tous	3 mm <sup>(1)</sup> ou plus	Toutes	Toutes
121/122 Soudage à l'arc sous flux en poudre (SAW)	Toutes sauf les tôles	Tous	6 mm <sup>(1)</sup> ou plus	A plat	Toutes
131 Soudage à l'arc sous protection de gaz inerte avec fil électrode fusible (MIG)	Toutes	Tous	2 mm <sup>(1)</sup> ou plus	Toutes	Toutes <sup>(2)</sup>
136 Soudage à l'arc avec fil fourré (FCAW)	Toutes	Tous	2 mm <sup>(1)</sup> ou plus	Toutes	Toutes
141 Soudage à l'arc en atmosphère inerte avec électrode de tungstène (TIG)	Toutes	Tous	Jusqu'à 10 mm maximum	Toutes	Toutes <sup>(2)</sup>
2 Soudage par résistance	Tôles seulement	Tous	Jusqu'à environ 3 mm	Toutes	Toutes
521/522 Soudage de poutres au laser (LBW)	Toutes	Tous	En fonction de la section, jusqu'à 25mm	Toutes	En atelier
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.					

### 11.6.3 Produits d'apport

De nombreux produits d'apport sont disponibles. Ils 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'EN 1090-2. Il convient de conserver tous les produits d'apport à l'abri des contaminations et conformément aux instructions du fabricant.

Les procédés de soudage qui utilisent un flux (par exemple MMAW, FCAW, SAW) sont susceptibles d'absorber l'humidité de l'air, ce qui peut causer des soudures

poreuses. Certains procédés comme le TIG ou la soudure au laser peuvent ne pas utiliser de métal d'apport.

L'utilisation de métaux d'apport de nuances austénitiques pour souder les nuances ferritiques conduit à des soudures de ténacité plus importante (que si l'on avait utilisé des métaux d'apport de nuances ferritiques). Souder les nuances ferritiques sans métal d'apport est possible. Cependant cela peut conduire à une résistance à la corrosion, ductilité et ténacité plus faible et ne devrait par conséquent être réalisé qu'avec grand soin.

#### **11.6.4 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 carbone. Toutefois, les déformations de l'acier inoxydable, en particulier des nuances austénitiques, sont plus importantes que celles de l'acier 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 2.4. Suite au soudage, les aciers inoxydables ferritiques sont soumis à des déformations moins importantes comparées aux aciers inoxydables austénitiques. Quant aux aciers inoxydables duplex, leur niveau de déformation se situe entre les nuances austénitiques et ferritiques.

Les déformations provoquées par le soudage peuvent seulement être limitées mais pas totalement éliminées. Les dispositions suivantes peuvent être prises :

##### ***Dispositions à assurer par le concepteur***

- Éliminer la nécessité de souder, par exemple en utilisant des sections droites laminées à chaud, sections creuses ou sections soudées au laser (ce qui résulte en moins de déformations dues au soudage),
- 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 exemple retours en arrière et séquences en blocs).

#### **11.6.5 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 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 3.2.6 traitant de la corrosion intergranulaire où il est noté que normalement elle ne constitue pas un problème avec les nuances d'aciers 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 constructions soudées faites de nuances qui ne sont pas à faible teneur en carbone.

### ***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 ou plus. 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 en phase  $\sigma$ . La fragilisation à 475°C 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 fragilisation en phase  $\sigma$  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  $\sigma$  sont plus importants à température ambiante. La fragilisation en phase  $\sigma$  a un effet néfaste sur la résistance à la corrosion.

Les fragilisations à 475°C et en phase  $\sigma$  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.

### **11.6.6 Traitement de parachèvement**

Les traitements thermiques (postérieurs à la soudure) sont rarement réalisés en dehors du site de fabrication i.e. rarement sur site. Dans certains cas, un traitement thermique de relaxation des contraintes est requis. Cependant tout traitement thermique implique des risques et il convient de requérir l'avis d'un spécialiste.

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 11.8.

Les procédés habituellement utilisés pour la rectification des soudures sont le nettoyage à la brosse métallique et le meulage. Il convient de minimiser les étapes de parachèvement lors de la fabrication. On conseille un léger meulage fin sans appliquer une pression trop forte qui pourrait conduire à une surchauffe réduisant la résistance à la corrosion. On conseille d'utiliser des brosses métalliques de nuances compatibles avec la nuance du métal de base (voir Partie 11.4). Un brossage trop intense des soudures pourrait conduire à la contamination de la surface, ce qui pourrait causer de la corrosion.

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 considéré. 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 11.8) 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.

### **11.6.7 Contrôle des soudures**

Le Tableau 11.2 montre les méthodes de contrôle couramment utilisées pour les soudures d'acier inoxydable et pour les soudures d'acier 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 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 11.2** Méthode de contrôle des soudures

Type NDT (essai non destructif)	Acier Austénitique	Acier inoxydable Duplex	Acier inoxydable Ferritiques	Acier au Carbone
Surface	Visuel Par ressuage	Visuel Par ressuage Magnétoscopique	Visuel Par ressuage Magnétoscopique	Visuel Par ressuage Magnétoscopique
Volumique	Radiographique (rayon X, Gamma)	Radiographique (rayon X, Gamma)	Radiographique (rayon X, Gamma)	Radiographique (rayon X, Gamma) Ultrasonique

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.

## 11.7 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 des surfaces d'aciers inoxydables, aluminium, titane et autres alliages qui ont la caractéristique de former, par oxydation, une couche de protection contre la corrosion. Dans certains cas, cela peut entraîner un collage et un grippage. S'il n'est pas prévu de désassembler la structure ou s'il est utile structurellement que les éléments connecteurs restent en place, cela peut être un avantage. Mais s'il est préférable de pouvoir démonter des assemblages aisément en vue de réparer, le grippage doit être évité.

Les méthodes suivantes peuvent être utilisées pour éviter ces problèmes avec l'acier inoxydable :

- Ralentir la vitesse (tours par minute) d'installation
- S'assurer que les filets soient aussi lisses que possible
- Lubrifier le filet intérieur ou extérieur à l'aide de produits contenant bisulfure de molybdène, mica, graphite ou talc, ou une cire sous pression (cependant, il convient de s'assurer de l'adéquation d'un lubrifiant commercial à l'application en question)
- Utiliser des nuances normalisées d'acier inoxydable différentes (nuances qui varient en composition, taux d'écrouissage 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 une ou pour les deux surfaces en contact (par exemple, S21800, aussi connu sous le nom Nitronic 60) ou appliquer des revêtements superficiels durcis.

Il convient d'utiliser des boulons en conditions écrouis à froid, de classe de propriété 70 au minimum (voir Tableau 2.6). Les boulons en conditions recuites ne devraient pas être utilisés car plus propices au grippage. L'utilisation de filets obtenus par laminage (filets roulés), en opposition aux filets usinés, réduit le grippage.

## 11.8 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. Lorsqu'un polissage, meulage ou un fini de surface autre que le fini d'usine ou par abrasion par projection est spécifié, il est généralement plus économique pour l'entrepreneur de s'assurer du fini de surface avant le montage. Par exemple, les profils en U et cornières laminées à chaud, profils creux et plats peuvent être polis avant d'être soudés ou connectés à d'autres éléments de structure.

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 brosse à la brosse dure, mais il se peut que le fini de surface en soit modifié et apparaisse comme plus mat. Le décapage peut aussi dissoudre toutes les particules de fer ou d'acier carbone incrustées, qui, si elles ne sont pas nettoyées, peuvent former rouiller et laisser des taches sur la surface d'acier inoxydable.

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 soudage au laser est préférable lorsque la soudure doit être moins visible dans le cas d'éléments soudés structurels esthétiques.

Le polissage électrolytique produit une surface brillante et lumineuse qui ressemble au poli miroir. Lors du polissage, une fine couche du matériau est enlevée de même que toute oxydation en surface. Les oxydes lourds doivent être retirés par décapage ou meulage pour obtenir un fini uniforme après le polissage électrolytique. Lorsque la taille de l'élément le permet, il peut être immergé dans un bain contenant un électrolyte et connecté électriquement. Des systèmes portables peuvent être utilisés pour retirer la teinte due au soudage sur des surfaces localisés. 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 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

**Tableau A.1 Dénominations Européennes et utilisées aux États-Unis**

Désignation selon l'EN 10088		Désignation aux US	
Numéro	Nom	Nom selon l'ASTM	Unified numbering system (UNS)
<b>Austénitique</b>			
1.4301	X5CrNi18-10	304	S30400
1.4306	X2CrNi19-11	304L	S30403
1.4307	X2CrNi18-9	304L	S30403
1.4311	X2CrNiN18-10	304LN	S30453
1.4318	X2CrNiN18-7	301LN	S30153
1.4401	X5CrNi Mo17-12-2	316	S31600
1.4404	X2CrNiMo17-12-2	316L	S31603
1.4406	X2CrNiMoN17-11-2	316LN	S31653
1.4429	X2CrNiMoN17-13-3	316LN	S31653
1.4432	X2CrNiMo17-12-3	316L	S31603
1.4435	X2CrNiMo18-14-3	316L	-
1.4439	X2CrNiMoN17-13-5	317LMN	S31726
1.4529	X1NiCrMoCuN25-20-7	-	N08926
1.4539	X1NiCrMoCu25-20-5	904 L	N08904
1.4541	X6CrNiTi18-10	321	S32100
1.4547	X1CrNiMoCuN20-18-7	-	S31254
1.4565	X2CrNiMnMoN25-18-6-5	-	S34565
1.4567 *	X3CrNiCu18-9-4		S30430
1.4571	X6CrNiMoTi17-12-2	316Ti	S31635
1.4578 *	X3CrNiCuMo17-11-3-2	-	-
<b>Duplex</b>			
1.4062 *	X2CrNiN22-2--		S32202
1.4162	X2CrMnNiN21-5-1		S32101
1.4362	X2CrNiN23-4	2304#	S32304
1.4410	X2CrNiMoN25-7-4	2507#	S32750
1.4462	X2CrNiMoN22-5-3	2205#	S32205
1.4482 *	X2CrMnNiMoN21-5-3		-
1.4501 *	X2CrNiMoCuWN25-7-4		S32760
1.4507 *	X2CrNiMoCuWN25-7-4		S32520
1.4662 *	X2CrNiMnMoCuN24-4-3-2		S82441
<b>Ferritique</b>			
1.4003	X2CrNi12	-	S41003
1.4016	X6Cr17	430	S43000
1.4509	X2CrTiNb18	441+	S43940
1.4512	X2CrTi12	409	S40900
1.4521	X2CrMoTi18-2	444	S44400
1.4621 *	X2CrNbCu21	-	S44500

Tous les aciers ci-dessus sont dans l' EN 10088-4/5 exceptés ceux marqué d'une \*, qui sont seulement dans l'EN 10088-2/3.

# Noms commerciaux standards.

+ 441 est le nom commercial standard pour cette nuance mais pas de type ASTM.

## ANNEXE B Augmentation de résistance des sections formées à froid

Les formules suivantes peuvent généralement être utilisées pour tous les types de sections droites formées à froid.

Les effets bénéfiques de l'écrouissage, qui survient lors de la fabrication des sections droites formées à froid, peut être obtenu en remplaçant  $f_y$  par la limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$ , pour le dimensionnement des sections droites et des barres. Pour le flambement, il convient d'utiliser  $f_{ya}$  en combinaison avec les courbes de flambement du tableau 6.1.

La méthode fournie dans cette annexe remplace et complète les recommandations fournies dans l'Annexe National du Royaume-Uni à l'EN 1993-1-4. Elle est basée sur une plus grande quantité de données expérimentales et couvre une plus large gamme de sections droites.

Les effets bénéfiques de l'augmentation de résistance due à l'écrouissage en service peuvent aussi être pris en compte lors du dimensionnement par l'intermédiaire de la Continuous Strength Method, comme décrit à l'annexe D.

a) Pour les profils en acier inoxydable pliés, une limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$  peut être utilisée pour prendre en compte l'écrouissage à froid dans les sections droites qui contiennent des coins à 90°.

$$f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,pb} + f_y (A - A_{c,pb})}{A} \quad (\text{B.1})$$

b) Pour les profils creux rectangulaires en acier inoxydable laminés à froid, une limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$  peut être utilisée pour prendre en compte l'écrouissage à froid dans les parties planes et les angles (région élargie autour du coin).

$$f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,rolled} + f_{yf} (A - A_{c,rolled})}{A} \quad (\text{B.2})$$

c) Pour les profils creux circulaires en acier inoxydable laminés à froid une limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$  peut être utilisée pour prendre en compte l'écrouissage à froid lors de la fabrication :

$$f_{ya} = f_{yCHS} \quad (\text{B.3})$$

Où :

$f_y$  est la limite élastique du matériau de base (i.e. la tôle plane ou bobine avec laquelle le profil est formé à froid, voir Tableau 2.2.

$f_{yc}$  est la limite élastique augmentée dans les coins

$f_{yf}$  est la limite élastique augmentée dans les parties planes

$f_{yCHS}$  est la limite élastique augmentée d'un profil creux circulaire

$A$  est l'aire brute de la section droite

$A_{c,pb}$  est l'aire totale des coins pour les sections droites

$A_{c,rolled}$  est l'aire totale des coins pour les sections creuses laminées à froid, elle s'étend sur une longueur  $2t$ , le long de la section droite, de part et d'autre de chaque coin

(i) Détermination de  $f_{yc}$ ,  $f_{yf}$  et  $f_{yCHS}$

$$f_{yc} = 0,85K (\varepsilon_c + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad \text{et} \quad f_y \leq f_{yc} \leq f_u \quad (\text{B.4})$$

$$f_{yf} = 0,85K (\varepsilon_f + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad \text{et} \quad f_y \leq f_{yf} \leq f_u \quad (\text{B.5})$$

$$f_{yCHS} = 0,85K (\varepsilon_{CHS} + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad \text{et} \quad f_y \leq f_{yCHS} \leq f_u \quad (\text{B.6})$$

où

$\varepsilon_c$  est la déformation dans les coins induite pendant la fabrication

$\varepsilon_f$  est la déformation dans les parties planes des sections creuses induites pendant la fabrication

$\varepsilon_{CHS}$  est la déformation induite pendant la fabrication des sections creuses circulaires

qui sont données par :

$$\varepsilon_c = \frac{t}{2(2r_i + t)} \quad (\text{B.7})$$

$$\varepsilon_f = \left[ \frac{t}{900} \right] + \left[ \frac{\pi t}{2(b + h - 2t)} \right] \quad (\text{B.8})$$

$$\varepsilon_{CHS} = \frac{t}{2(d - t)} \quad (\text{B.9})$$

$$\varepsilon_{p0,2} = 0,002 + \frac{f_y}{E} \quad (\text{B.10})$$

$$K = \frac{f_y}{\varepsilon_{p0,2}^{n_p}} \quad (\text{B.11})$$

$$n_p = \frac{\ln(f_y/f_u)}{\ln(\varepsilon_{p0,2}/\varepsilon_u)} \quad (\text{B.12})$$

dans lesquelles :

$f_u$  est la résistance ultime du matériau de base (i.e. la tôle plane ou bobine avec laquelle le profil est formé à froid, voir Tableau 2.2.)

$\varepsilon_u$  est la déformation ultime, correspondant à la résistance ultime  $f_u$ , fournie aux Équations (C.6) et (C.7)

$r_i$  est le rayon de courbure interne du coin, qui peut être pris égal à  $2t$  s'il est inconnu

(ii) Détermination de l'aire totale des coins  $A_{c,pb}$  et  $A_{c,rolled}$

$$A_{c,pb} = \left( n_c \pi \frac{t}{4} \right) (2r_i + t) \quad (\text{B.13})$$

$$A_{c,rolled} = \left( n_c \pi \frac{t}{4} \right) (2r_i + t) + 4n_c t^2 \quad (\text{B.14})$$

Ou  $n_c$  est le nombre de coins à  $90^\circ$  dans la section.

## ANNEXE C Modélisation de la courbe contrainte-déformation

La courbe contrainte-déformation avec écrouissage peut être modélisée à l'aide des expressions suivantes:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left[ \frac{\sigma}{f_y} \right]^n \quad \text{pour } \sigma \leq f_y \quad (\text{C.1})$$

$$\varepsilon = 0,002 + \frac{f_y}{E} + \frac{\sigma - f_y}{E_y} + \varepsilon_u \left[ \frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y} \right]^m \quad \text{pour } f_y < \sigma \leq f_u \quad (\text{C.2})$$

où :

$\sigma$  est la contrainte de l'ingénieur

$\varepsilon$  est la déformation de l'ingénieur

$E$ ,  $f_y$  et  $f_u$  sont fournis au paragraphe 2.3.1 de EN 10088.

$n$  est un coefficient repris au Tableau 6.4 ou qui peut être calculé à partir de données expérimentales comme suit:

$$n = \frac{\ln(4)}{\ln \left[ \frac{f_y}{R_{p0,05}} \right]} \quad (\text{C.3})$$

dans lequel :

$R_{p0,05}$  est la limite d'élasticité conventionnelle à 0,05 % de déformation plastique.

L'expression moins précise suivante pour  $n$  est actuellement fournie dans l'EN 1993-1-4. Elle est basée sur la contrainte limite à 0,01 %,  $R_{p0,01}$ . Elle sera vraisemblablement remplacée par l'équation (C.3) lors de la prochaine révision de l'EN 1993-1-4.

$$n = \frac{\ln(20)}{\ln \left[ \frac{f_y}{R_{p0,01}} \right]} \quad (\text{C.4})$$

$E_y$  est le module d'élasticité tangent évalué à la limite élastique, défini comme suit:

$$E_y = \frac{E}{1 + 0,002n \left[ \frac{E}{f_y} \right]} \quad (\text{C.5})$$

$\varepsilon_u$  est la déformation ultime, correspondant à la résistance ultime, et qui peut être obtenue à partir de l'approximation suivante:

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u} \quad \text{Pour les nuances austénitiques et duplex} \quad (\text{C.6})$$

$$\varepsilon_u = 0,6 \left[ 1 - \frac{f_y}{f_u} \right] \quad \text{Pour les nuances ferritiques} \quad (\text{C.7})$$

avec  $\varepsilon_u \leq A$  où  $A$  est la déformation à la rupture comme définie dans l'EN 10088

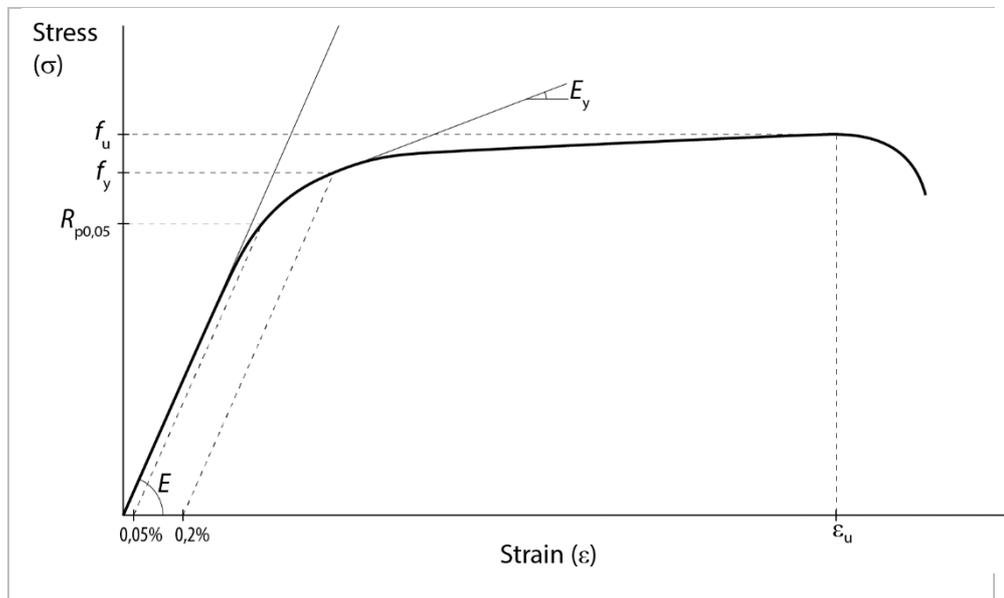
Seule l'équation (C.6) est actuellement fournie dans l'EN 1993-1-4. Cependant, des recherches récentes ont démontré que cette expression n'est pas valable pour les nuances ferritiques. Elle sera vraisemblablement remplacée par l'équation (C.7) lors de la prochaine révision de l'EN 1993-1-4.

$$m = 1 + 2,8 \frac{f_y}{f_u} \quad \text{Pour toutes les nuances} \quad (\text{C.8})$$

L'expression moins précise suivante pour  $m$  est actuellement fournie dans l'EN 1993-1-4. Elle sera vraisemblablement remplacée par l'équation (C.8) lors de la prochaine révision de l'EN 1993-1-4.

$$m = 1 + 3,5 \frac{f_y}{f_u} \quad (\text{C.9})$$

A la Figure C.1 sont définis les paramètres clés du modèle.



**Figure C.1** paramètres clés du modèle

Si la limite élastique du  $f_y$  a été mesurée,  $f_u$  peut être calculée à partir des expressions suivantes :

$$\frac{f_y}{f_u} = 0,2 + 185 \frac{f_y}{E} \quad \text{Pour les nuances austénitiques et duplex} \quad (\text{C.10})$$

$$\frac{f_y}{f_u} = 0,46 + 145 \frac{f_y}{E} \quad \text{Pour les nuances ferritiques} \quad (\text{C.11})$$

De façon générale, pour le dimensionnement à partir de la méthode des éléments finis, les propriétés mécaniques nominales devraient être utilisées (Cas 1 au Tableau C.1). Si les propriétés mécaniques ont été obtenues à partir de tests, les Cas 2 à 4 du Tableau C.1 devraient être utilisés, en fonction des données expérimentales qui sont disponibles.

**Tableau C.1** Définition de la courbe contrainte-déformation lors du dimensionnement par la méthode des éléments finis

Type d'analyse	$E$	$f_y$	$f_u$	$\epsilon_u$	$n$	$m$
Cas 1. Dimensionnement à partir des propriétés nominales	§ 2.3.1	§ 2.3.1	§ 2.3.1	Équ. (C.6) or (C.7)	Tableau 6.4	Équ. (C.8)
Cas 2. Dimensionnement en utilisant uniquement $f_y$ (mesurée)	§ 2.3.1	Mesuré	Équ. (C.10) or (C.11)	Équ. (C.6) or (C.7)	Tableau 6.4	Équ. (C.8)
Cas 3. Dimensionnement en utilisant uniquement $E$ , $f_y$ et $f_u$ (mesurés)	Mesuré	Mesuré	Mesuré	Équ. (C.6) or (C.7)	Tableau 6.4	Équ. (C.8)
Cas 4. Dimensionnement utilisant l'entièreté de la courbe contrainte-déformation mesurée, par exemple pour une validation par éléments finis	Mesuré	Mesuré	Mesuré	Mesuré	Mesuré ou calibré via régression ou Équ. (C.3)	Mesuré ou calibré par régression

Les expressions suivantes peuvent être utilisées pour déterminer la courbe contrainte-déformation vraie à partir de la courbe contrainte déformation de l'ingénieur :

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (C.12)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (C.13)$$

Dans certains programmes de calculs par éléments finis, la courbe contrainte-déformation plastique doit être introduite. Dans ce cas, il conviendra de fournir les contraintes et déformations à partir de la limite de proportionnalité. La déformation plastique correspondant à la contrainte considérée peut être calculée à partir de l'équation (C.14) et la limite de proportionnalité peut être considérée comme la contrainte qui correspond à une déformation plastique égale à  $\varepsilon_{pl} = 1 \times 10^{-4}$ .

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon - \frac{f_y}{E} \quad (C.14)$$

# ANNEXE D Continuous Strength Method

## D.1 Généralités

La Continuous Strength Method (CSM) est une méthode de dimensionnement basée sur la déformation. Elle prend en compte les effets bénéfiques de l'écroissage et l'interaction entre les éléments afin de déterminer les résistances des sections droites. Le modèle élastique à écroissage linéaire utilisé dans la CSM est décrit au Chapitre D.2. Les courbes de base qui permettent de déterminer la capacité de déformation de la section droite suite à l'application des charges sont données au chapitre D.3. Les Chapitres D.4, D.5 et D.6 fournissent les formules de dimensionnement des sections droites.

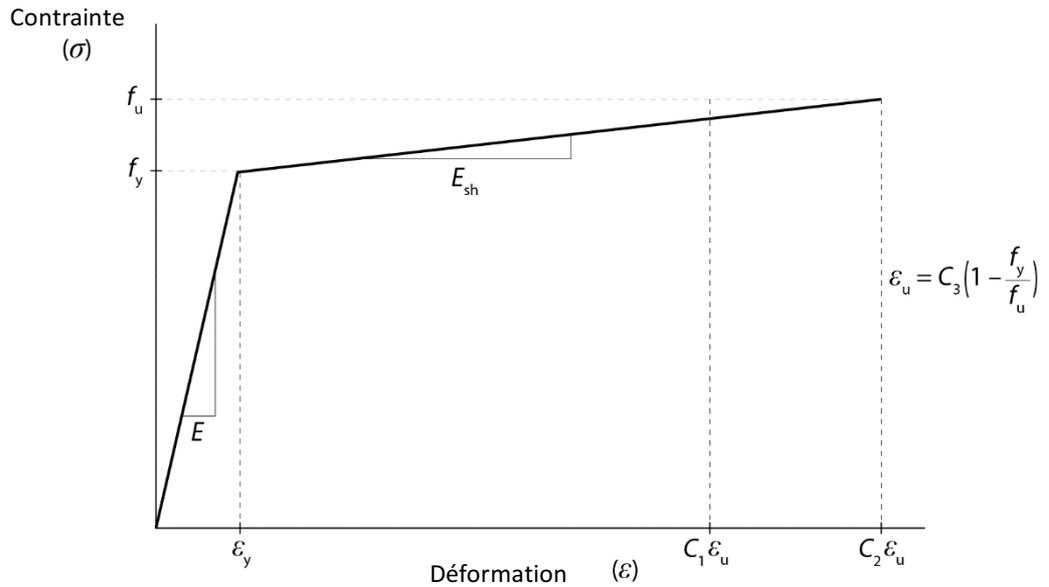
Cette annexe est applicable aux sections droites faites de parois planes (par exemple : profil symétrique en double T, section creuse rectangulaire, section en U et en T et cornières) et profils creux circulaires soumis à des charges isolées ou combinaisons de charges. Pour les sections symétriques d'élançement réduit, les effets bénéfiques de l'utilisation de la CSM sont substantiels comparés aux règles de dimensionnement fournies au Chapitre 5. Cependant, pour des élançements supérieurs à 0,68 pour les sections droites faites de parois planes ou 0,3 pour les sections creuses circulaires, les effets bénéfiques sont moindres. Pour les sections asymétriques, les effets bénéfiques de l'utilisation de la CSM sont substantiels sur l'entièreté du domaine des élançements.

Pour les sections droites formées à froid, la limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$ , fournie à l'Annexe B, peut remplacer  $f_y$  dans cette annexe.

Il convient d'utiliser cette annexe seulement pour le dimensionnement statique à température ambiante. Les états limite de service, qui pourraient gouverner le dimensionnement, doivent aussi être considérés.

## D.2 Modélisation de la courbe contrainte-déformation

Le modèle élastique à écroissage linéaire utilisé dans la CSM est illustré à la Figure D.1. Il contient 3 coefficients mécaniques ( $C_1$ ,  $C_2$  et  $C_3$ ), fournis au Tableau D.1.



**Figure D.1** Modèle élastique à écrouissage linéaire

Les termes y sont définis comme suit :

- $f_y$  est la limite élastique
- $\varepsilon_y$  est la déformation élastique, prise égale à  $\varepsilon_y = f_y/E$
- $E$  est le module d'élasticité
- $E_{sh}$  la pente de la partie à écrouissage linéaire
- $f_u$  est la résistance ultime
- $\varepsilon_u$  est la déformation ultime, correspondant à la résistance ultime  $f_u$ , prise égale à  $C_3(1 - f_y/f_u)$

**Table D.1** CSM coefficients mécaniques

Famille	$C_1$	$C_2$	$C_3$
Austénitique	0,10	0,16	1,00
Duplex	0,10	0,16	1,00
Ferritique	0,40	0,45	0,60

La pente de la partie à écrouissage linéaire est donnée par l'expression suivante:

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \varepsilon_u - \varepsilon_y} \quad (D.1)$$

## D.3 Capacité de déformation de la section droite

### D.3.1 Courbe de base

La relation qui existe entre la capacité de déformation de la section droite normalisée  $\varepsilon_{CSM}/\varepsilon_y$  et l'élancement de la section droite est définie dans la courbe de base. L'équation (D.2) est la courbe de base pour les sections formées de parois planes et l'équation (D.3) est la courbe de base pour les sections creuses circulaires.

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \begin{cases} \frac{0,25}{\bar{\lambda}_p^{3,6}} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) & \text{pour } \bar{\lambda}_p \leq 0,68 \\ \left(1 - \frac{0,222}{\bar{\lambda}_p^{1,050}}\right) \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{1,050}} & \text{pour } \bar{\lambda}_p > 0,68 \end{cases} \quad (D.2)$$

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \begin{cases} \frac{4,44 \times 10^{-3}}{\bar{\lambda}_c^{4,5}} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}\right) & \text{pour } \bar{\lambda}_c \leq 0,30 \\ \left(1 - \frac{0,224}{\bar{\lambda}_c^{0,342}}\right) \frac{1}{\bar{\lambda}_c^{0,342}} & \text{pour } \bar{\lambda}_c > 0,30 \end{cases} \quad (D.3)$$

où

$\bar{\lambda}_p$  est l'élanement pour les sections formées de parois planes

$\bar{\lambda}_c$  est l'élanement pour les sections creuses circulaires

### D.3.2 Élanement de section

L'élanement de section est déterminé comme suit

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{f_y / f_{cr,p}} \quad \text{pour les sections formées de parois planes}$$

$$\bar{\lambda}_c = \sqrt{f_y / f_{cr,c}} \quad \text{pour les sections creuses circulaires}$$

Pour les sections formées de parois planes, la contrainte de voilement élastique de la section droite soumise au chargement considéré peut être déterminée numériquement (par exemple en utilisant la méthode des bandes finies à l'aide du programme CUFMS, disponible à, [www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm](http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm)), ou prise égale, de façon conservatrice, à la contrainte de voilement élastique de la paroi la plus élanée de la section droite

$$f_{cr,p} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12(1 - \nu^2) \bar{b}^2} \quad (D.4)$$

où

$\bar{b}$  est la largeur de la paroi plane considérée

$t$  est l'épaisseur de la paroi plane considérée

$\nu$  est le coefficient de Poisson

$k_\sigma$  est le facteur de voilement correspondant au rapport de contrainte  $\psi$  et au conditions d'appuis comme indiqué au tableau Tableau 5.3 et Tableau 5.4 pour les parois internes et semelles en console.

Pour les sections creuses circulaires la contrainte de voilement élastique de la section droite soumise à compression, flexion ou une combinaison des deux, peut être évaluée comme suit :

$$f_{cr,c} = \frac{E}{\sqrt{3(1 - \nu^2)}} \frac{2t}{D} \quad (D.5)$$

où

$D$  est le diamètre de la section droite

$t$  est l'épaisseur de la section droite

## D.4 Section comprimée

Pour les sections formées de parois planes caractérisées par  $\bar{\lambda}_p \leq 0,68$  et pour les sections creuses circulaires caractérisées par  $\bar{\lambda}_c \leq 0,30$ , ce qui correspond à  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y \geq 1,0$ , il convient de déterminer la résistance de la section droite comme suit :

$$N_{c,Rd} = N_{csm,Rd} = \frac{A f_{csm}}{\gamma_{M0}} \quad (D.6)$$

où,

$A$  est l'aire brute de la section droite

$f_{csm}$  est la contrainte de dimensionnement correspondant à  $\varepsilon_{csm}$ , donné par :

$$f_{csm} = f_y + E_{sh} \varepsilon_y (\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y - 1) \quad (D.7)$$

Pour les sections formées de parois planes caractérisées par  $\bar{\lambda}_p > 0,68$  et pour les sections creuses circulaires caractérisées par  $\bar{\lambda}_c > 0,30$ , ce qui correspond à  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y < 1,0$ , il convient de déterminer la résistance de la section droite comme suit :

$$N_{c,Rd} = N_{csm,Rd} = \frac{\varepsilon_{csm} A f_y}{\varepsilon_y \gamma_{M0}} \quad (D.8)$$

## D.5 Sections fléchies

### D.5.1 Flexion autour d'un axe de symétrie

Pour les sections doublement symétriques (par exemple, section en double T, sections creuses rectangulaire et circulaire) et mono-symétrique (profils en U et en T) en flexion autour d'un des axes de symétrie, la déformation  $\varepsilon_{csm}$  maximale que l'on peut atteindre en section peut être déterminée à partir des Équations (D.2) et (D.3).

Pour les sections caractérisées par  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y \geq 1,0$ , il convient de déterminer la résistance en flexion comme suit :

$$M_{c,Rd} = M_{csm,Rd} = \frac{W_{pl} f_y}{\gamma_{M0}} \left[ 1 + \frac{E_{sh} W_{el}}{E W_{pl}} \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} - 1 \right) - \left( 1 - \frac{W_{el}}{W_{pl}} \right) / \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \right)^\alpha \right] \quad (D.9)$$

où

$W_{el}$  est le module de section élastique

$W_{pl}$  est le module de section plastique

$\alpha$  est le paramètre de flexion, fourni au Tableau D.2

Pour les sections caractérisées par  $\varepsilon_{csm}/\varepsilon_y < 1,0$ , il convient de déterminer la résistance en flexion comme suit :

$$M_{c,Rd} = M_{csm,Rd} = \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \frac{W_{el} f_y}{\gamma_{M0}} \quad (D.10)$$

## D.5.2 Flexion autour d'un axe qui n'est pas un axe de symétrie

Pour les sections non symétriques (cornières) et mono-symétriques (profil en U), la déformation  $\varepsilon_{csm,c}$  maximale en compression que l'on peut atteindre en section peut être déterminée à partir de l'Équation (D.2), (i.e.  $\varepsilon_{csm,c} = \varepsilon_{csm}$ ). La déformation correspondante  $\varepsilon_{csm,t}$  en traction est calculée en faisant l'hypothèse d'une distribution linéaire des déformations, l'axe neutre de dimensionnement étant situé au même niveau que l'axe neutre élastique (ANE). La déformation maximale de dimensionnement  $\varepsilon_{csm,max}$  est prise comme étant le maximum entre  $\varepsilon_{csm,c}$  et  $\varepsilon_{csm,t}$ .

Si  $\varepsilon_{csm,max}$  est inférieur à  $\varepsilon_y$ , l'utilisation du ANE est adéquate et il convient de calculer le moment résistant à partir de l'Équation (D.10) avec  $\varepsilon_{csm} = \varepsilon_{csm,max}$ .

Si  $\varepsilon_{csm,max}$  est supérieur à  $\varepsilon_y$ , la position de l'axe neutre doit être évaluée à partir de l'équilibre en section ou, comme approximation, peut être pris équidistante des axes neutres élastiques et plastiques. Dans ce cas,  $\varepsilon_{csm,t}$  et  $\varepsilon_{csm,max}$  doivent être réévalués, et le moment résistant correspondant doit être obtenu à partir de l'Équation (D.9). Dans ce cas,  $\varepsilon_{csm} = \varepsilon_{csm,max}$  et le coefficient de flexion  $\alpha$  pour chaque type de section non doublement symétrique en flexion autour d'un axe qui n'est pas un axe de symétrie est fourni au Tableau (D.2).

**Table D.2** Coefficient de section  $\alpha$

Type de section droite	Axe de flexion	Rapport d'aspect	$\alpha$
Section creuse rectangulaire	Indifférent	Indifférent	2,0
Section creuse circulaire	Indifférent	–	2,0
Section en double T	y-y	Indifférent	2,0
	z-z	Indifférent	1,2
Section en U	y-y	Indifférent	2,0
	z-z	$h/b \leq 2$	1,5
		$h/b > 2$	1,0
Section en T	y-y	$h/b < 1$	1,0
		$h/b \geq 1$	1,5
	z-z	Indifférent	1,2
Cornière	y-y	Indifférent	1,5
	z-z	Indifférent	1,0

## D.6 Section comprimée et fléchie

### D.6.1 Section creuse rectangulaire comprimée et fléchie

Pour les sections creuses rectangulaires dont l'élançement  $\bar{\lambda}_p \leq 0,60$ , les formules d'interaction pour les sections droites comprimées et soumises à flexion autour de l'axe fort, de l'axe faible ou flexion biaxiale sont les suivantes :

$$M_{y,Ed} \leq M_{R,csm,y,Rd} = M_{csm,y,Rd} \frac{(1 - n_{csm})}{(1 - 0,5a_w)} \leq M_{csm,y,Rd} \quad (D.11)$$

$$M_{z,Ed} \leq M_{R,csm,z,Rd} = M_{csm,z,Rd} \frac{(1 - n_{csm})}{(1 - 0,5a_f)} \leq M_{csm,z,Rd} \quad (D.12)$$

$$\left[ \frac{M_{y,Ed}}{M_{R,csm,y,Rd}} \right]^{\alpha_{csm}} + \left[ \frac{M_{z,Ed}}{M_{R,csm,z,Rd}} \right]^{\beta_{csm}} \leq 1 \quad (D.13)$$

où,

$M_{y,Ed}$  est le moment appliqué autour de l'axe fort (y-y)

$M_{z,Ed}$  est le moment appliqué autour de l'axe faible (z-z)

$M_{R,csm,y,Rd}$  est le moment résistant réduit autour de l'axe fort (y-y)

$M_{R,csm,z,Rd}$  est le moment résistant réduit autour de l'axe faible (z-z)

$a_w$  est le rapport entre l'aire de l'âme et l'aire brute de la section droite

$a_f$  est le rapport entre l'aire de la semelle et l'aire brute de la section droite

$n_{csm}$  est le rapport entre la force de compression  $N_{Ed}$  et la résistance en compression de la section droite  $N_{csm,Rd}$

$\alpha_{csm}$  et  $\beta_{csm}$  sont les coefficients d'interaction pour la flexion biaxiale, égaux à  $1,66/(1 - 1,13n_{csm}^2)$

Pour les sections creuses rectangulaires dont l'élançement  $\bar{\lambda}_p > 0,60$ , il convient d'utiliser la formule d'interaction linéaire suivante :

$$\frac{N_{Ed}}{N_{csm,Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{csm,y,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{csm,z,Rd}} \leq 1 \quad (D.14)$$

## D.6.2 Section creuse circulaire comprimée et fléchie

Pour les sections creuses circulaires dont l'élançement  $\bar{\lambda}_c \leq 0,27$ , il convient d'utiliser la formule d'interaction pour les sections droites comprimées et fléchies suivante :

$$M_{Ed} \leq M_{R,csm,Rd} = M_{csm,Rd}(1 - n_{csm}^{1,7}) \quad (D.15)$$

Pour les sections creuses circulaires dont l'élançement  $\bar{\lambda}_c > 0,27$ , il convient d'utiliser la formule d'interaction linéaire suivante :

$$\frac{N_{Ed}}{N_{csm,Rd}} + \frac{M_{Ed}}{M_{csm,Rd}} \leq 1 \quad (D.16)$$

# ANNEXE E Moment critique élastique pour le déversement

## E.1 Généralités

Pour les sections droites symétriques autour du plan de flexion, le moment critique élastique  $M_{cr}$  peut être obtenu à partir de la méthode décrite au Chapitre E.2. Pour les autres cas,  $M_{cr}$  peut être obtenu numériquement, pour autant que l'analyse prenne en compte l'ensemble des paramètres qui affectent la valeur de  $M_{cr}$ :

- La géométrie de la section droite
- La rigidité de gauchissement
- La position de la charge transversale par rapport au centre de cisaillement
- Les conditions d'appuis

Des logiciels permettant de calculer le moment critique  $M_{cr}$  peuvent être téléchargés gratuitement aux adresses suivantes : [www.cticm.com](http://www.cticm.com) et [www.steelconstruction.info/Design\\_software\\_and\\_tools](http://www.steelconstruction.info/Design_software_and_tools).

## E.2 Sections symétriques autour du plan de flexion

Cette méthode s'applique aux barres droites de sections droites uniformes et symétriques autour du plan de flexion. Les conditions d'appuis sont, au minimum les suivantes :

- Mouvement latéral bloqué
- Rotation autour de l'axe longitudinal bloqué

Il convient d'évaluer  $M_{cr}$  à partir de la formule suivante, qui provient de la théorie du déversement élastique

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left\{ \sqrt{\left(\frac{k}{k_w}\right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right\} \quad (E.1)$$

Où :

$I_t$  est la constante de torsion

$I_w$  le moment d'inertie de gauchissement (ou constante de gauchissement)

$I_z$  est l'inertie autour de l'axe faible

$k$  et  $k_w$  sont les facteurs de longueur effective

$L$  est la longueur de l'élément entre deux points maintenus latéralement

$z_g$  est la distance entre le point d'application des charges et le centre de cisaillement

Note: pour les sections doublement symétriques, le centre de cisaillement coïncide avec le centre de gravité

$C_1$  est le facteur de moment uniforme équivalent. Il prend en compte la forme du diagramme des moments

$C_2$  est un paramètre associé au niveau de charge. Il dépend de la forme du diagramme des moments

Le facteur  $k$  dépend des conditions d'appui en rotation. Il est analogue au rapport entre la longueur de flambement et la longueur de la barre dans le cas des éléments comprimés.  $k$  ne peut être pris inférieur à 1,0 sans une justification claire.

Il convient de prendre le facteur de gauchissement  $k_w$  égal à 1,0, sauf si des mesures adéquates pour empêcher le gauchissement sont prises.

Dans le cas de conditions d'appuis traditionnelles (appuis à fourche) il convient de prendre  $k$  et  $k_w$  égaux à 1,0.

Pour le cas général,  $z_g$  est positif pour des charges agissant dans la direction du centre de cisaillement.

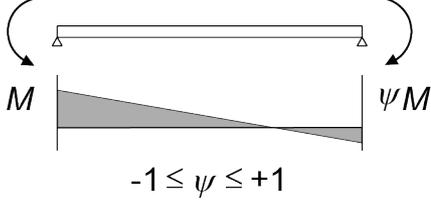
### E.3 Facteurs $C_1$ et $C_2$

La forme du diagramme des moments influence la valeur du moment critique élastique. Il convient de la prendre en compte par l'intermédiaire du facteur de moment uniforme équivalent  $C_1$ . Un diagramme des moments uniforme correspond au scénario le plus sévère dans ce cas,  $C_1 = 1,0$ . Utiliser  $C_1 = 1,0$  est conservatif pour les autres diagrammes de moment, surtout lorsque le diagramme des moments varie de façon significative par rapport à un diagramme des moments uniforme.

Le facteur  $C_2$  est important lorsque l'élément est soumis à des charges « déstabilisantes ». Les charges appliquées au-dessus du centre de cisaillement ont un effet « déstabilisant » i.e. conduisant à une valeur plus petite de  $M_{cr}$ . Tandis que les charges appliquées au-dessous du centre de cisaillement ont un effet stabilisant i.e. conduisant à une valeur plus grande  $M_{cr}$ .

$C_1$  et  $C_2$  sont donnés aux Tableaux E.1 et E.2.

**Tableau E.1** Valeurs de  $C_1$  pour moments concentrés aux appuis (pour  $k = 1,0$ )

Moments concentrés aux appuis et conditions d'appui	$\psi$	$C_1$
 <p style="text-align: center;"><math>-1 \leq \psi \leq +1</math></p>	+1,00	1,00
	+0,75	1,17
	+0,50	1,36
	+0,25	1,56
	0,00	1,77
	-0,25	2,00
	-0,5	2,24
	-0,75	2,49
	-1,00	2,76

**Tableau E.2** Valeurs de  $C_1$  et  $C_2$  dans le cas de chargements transversaux (pour  $k = 1,0$ )

Chargements et conditions d'appui	Diagramme des moments	$C_1$	$C_2$
		1,13	0,454
		2,60	1,55
		1,35	0,630
		1,69	1,65

## **PARTIE II – EXEMPLES DE CALCUL**

Cette partie donne 15 exemples pour illustrer l'application des règles de calcul. Ces exemples sont :

**Exemple de calcul n°1**

POTEAU EN PROFIL CREUX CIRCULAIRE

**Exemple de calcul n°2**

POTEAU COMPRIME-FLECHI MAINTENU LATERALEMENT CONSTITUE D'UNE SECTION SOUDEE EN I

**Exemple de calcul n°3**

CALCUL D'UN BAC DE COUVERTURE A PROFIL TRAPEZOÏDAL PORTANT SUR DEUX TRAVEES

**Exemple de calcul n°4**

RESISTANCE A LA FATIGUE DANS UN ASSEMBLAGE SOUDE DE TUBES A SECTIONS RECTANGULAIRES

**Exemple de calcul n°5**

ASSEMBLAGE SOUDE

**Exemple de calcul n°6**

ASSEMBLAGE BOULONNE

**Exemple de calcul n°7**

RESISTANCE AU CISAILLEMENT D'UNE POUTRE EN I RECONSTITUEE SOUDEE

**Exemple de calcul n°8**

RESISTANCE AUX CHARGES TRANSVERSALES CONCENTREES

**Exemple de calcul n°9**

POUTRE AVEC SEMELLE COMPRIMEE NON MAINTENUE

**Exemple de calcul n°10**

RESISTANCE AU FEU D'UN POTEAU COMPRIME ET FLECHI

**Exemple de calcul n°11**

CALCUL D'UN BAC DE COUVERTURE A PROFIL TRAPEZOÏDAL PORTANT SUR DEUX TRAVEES

**Exemple de calcul n°12**

CALCUL D'UNE SECTION EN C A BORDS TOMBES

**Exemple de calcul n°13**

FERME EN TREILLIS CONSTITUEE DE PROFILS CREUX

**Exemple de calcul n°14**

EVALUATION DE LA LIMITE ELASTIQUE MOYENNE AUGMENTEE DANS LES SECTIONS FORMEES A FROID

**Exemple de calcul n°15**

DIMENSIONNEMENT D'UN SECTION DROITE SOUMISE A FLEXION VIA LA CONTINUOUS STRENGTH METHOD (CSM)

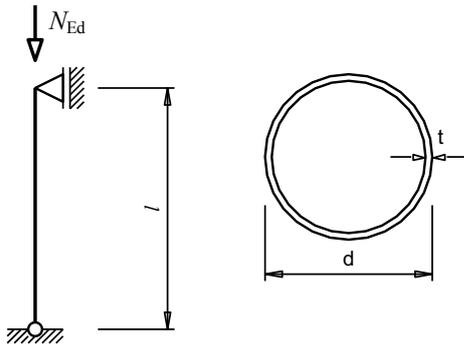
Les tôles de l'exemple 3 sont de nuances ferritiques 1.4003. Les poutres à âme pleine traitées dans les exemples 7 et 8 sont constituées d'un acier inoxydable de nuance duplex 1.4462. Les éléments dans les autres exemples sont constitués d'acier inoxydable de nuances austénitiques 1.4301 ou 1.4401.

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.

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 sur 2				
	Titre Exemple 1 – Poteau en profil creux circulaire				
	Client Research Fund for Coal and Steel	Préparé par	HS	Date	07/02
		Revu par	JBL	Date	03/06
Revu par		FW	Date	05/17	

**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 inoxydable 1.4307.

**Caractéristiques géométriques :**

$d$	$= 159 \text{ mm}$	$t$	$= 4,0 \text{ mm}$
$A$	$= 19,5 \text{ cm}^2$	$I$	$= 585,3 \text{ cm}^4$
$W_{el}$	$= 73,6 \text{ cm}^3$	$W_{pl}$	$= 96,1 \text{ cm}^3$

**Caractéristiques du matériau**

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% :  $f_y = 220 \text{ MPa}$ .

$E = 200\,000 \text{ MPa}$  et  $G = 76\,900 \text{ MPa}$

**Classification de la section transversale**

$$\varepsilon = 1,01$$

Section comprimée :  $d/t = 159/4 = 39,8$

Limite de la Classe 1,  $d/t \leq 50\varepsilon^2$ , par conséquent la section est de Classe 1.

Tableau 2.2  
§ 2.3.1

Tableau 5.2

**Résistance de la section transversale à la compression**

§ 5.7.3

Pour une section transversale de Classe 1 :

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$$

Éq. 5.27

$$N_{c,Rd} = \frac{19,5 \times 220 \times 10^{-1}}{1,1} = 390 \text{ kN}$$

**Résistance au flambement par flexion**

§ 6.3.3

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$$

Éq. 6.2

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

Éq. 6.4

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2)$$

Éq. 6.5

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 :

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{19,5 \times 10^2 \times 220}{943,1 \times 10^3}} = 0,67$$

Éq. 6.6

En utilisant le facteur d'imperfection  $\alpha = 0,49$  et  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$  pour les sections creuses circulaires formées à froid de nuances austénitiques :

Tableau 6.1

$$\phi = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,67 - 0,2) + 0,67^2) = 0,84$$

$$\chi = \frac{1}{0,84 + [0,84^2 - 0,67^2]^{0,5}} = 0,74$$

$$N_{b,Rd} = 0,74 \times 19,5 \times 220 \times \frac{10^{-1}}{1,1} = 288,6 \text{ kN}$$

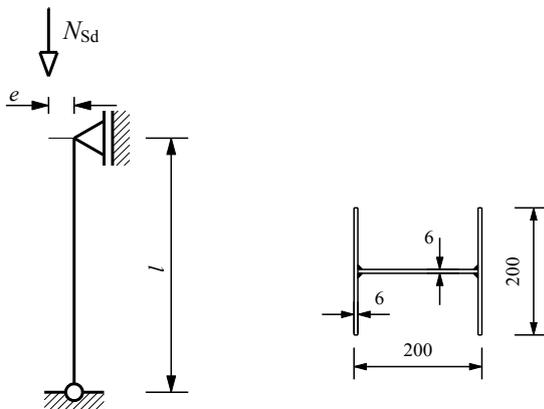
L'effort axial est  $N_{Ed} = 250 \text{ kN}$ .

Le poteau possède donc une résistance satisfaisante vis-à-vis du flambement par flexion.

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 sur 4		
	Sujet Exemple 2 – Poteau comprimé-fléchi maintenu latéralement constitué d'une section soudée en I		
	Client Research Fund for Coal and Steel	Préparé par HS	Date 07/02
		Revu par JBL	Date 03/06
Revu par FW		Date 06/17	

**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 :

$$M_{y,max Ed} = 120 \times 0,20 = 24 \text{ KNm}$$

**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 :

$b = 200 \text{ mm}$	$t_f = 6,0 \text{ mm}$	$W_{el,y} = 259,1 \text{ cm}^3$
$h_w = 188 \text{ mm}$	$t_w = 6,0 \text{ mm}$	$W_{pl,y} = 285,8 \text{ cm}^3$

$$a = 3,0 \text{ mm (hauteur de la gorge de soudure)} \quad I_y = 2591,1 \text{ cm}^4$$

$$A_g = 35,3 \text{ cm}^2 \quad i_y = 8,6 \text{ cm}$$

### Caractéristiques du matériau

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2% :  $f_y = 220 \text{ MPa}$ .

$E = 200\,000 \text{ MPa}$  et  $G = 76\,900 \text{ MPa}$ .

Tableau 2.2  
§ 2.3

### Classification de la section transversale

$$\varepsilon = 1,01$$

Âme comprimée :

$$c/t = \frac{(188 - 3 - 3)}{6} = 30,3$$

Limite de la Classe 1,  $c/t \leq 33,0\varepsilon$ , l'âme est donc de Classe 1.

Tableau 5.2

Semelle comprimée en console :

$$c/t = \frac{(200/2 - 6/2 - 3)}{6} = 94/6 = 15,7$$

Limite de la Classe 3,  $c/t \leq 14,0\varepsilon$ , 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  $\rho$  pour les parois soudées en console

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ mais } \leq 1$$

Éq. 5.2

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \text{ où } \bar{b} = c = 94 \text{ mm}$$

Éq. 5.3

En supposant une distribution uniforme de contrainte dans la semelle comprimée :

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

Tableau 5.4

$$\bar{\lambda}_p = \frac{94/6}{28,4 \times 1,01 \times \sqrt{0,43}} = 0,833$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{1}{0,833} - \frac{0,188}{0,833^2} = 0,93$$

$$b_{\text{eff}} = 0,93 \times 94 = 87,4 \text{ mm}$$

Calcul de l'aire de la section transversale efficace pour la compression seule :

$$A_{\text{eff}} = A_g - 4(1 - \rho)ct = 35,3 - 4 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 33,7 \text{ cm}^2$$

Calcul de l'aire de la section transversale efficace pour la flexion seule selon l'axe fort :

$$A_{\text{eff}} = A_g - 2(1 - \rho)ct = 35,3 - 2 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times 10^{-2} = 34,5 \text{ cm}^2$$

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 :

$$\bar{z}' = \frac{2 \times (1 - \rho) ct \times (h_w + t_f) / 2}{A_{\text{eff}}} = \frac{2 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times (188 + 6) / 2}{34,5 \times 10^{-2}}$$

= 2,2 mm de décalage dans la direction opposée à la semelle comprimée.

Calcul du moment d'inertie de la section efficace par rapport à l'axe fort :

$$I_{\text{eff},y} = I_y - 2(1 - \rho) ct \left[ \frac{t^2}{12} + \frac{(h_w + t_f)^2}{4} \right] - \bar{z}'^2 A_{\text{eff}}$$

$$I_{\text{eff},y} = 2591,1 - 2 \times (1 - 0,93) \times 94 \times 6 \times \left[ \frac{6^2}{12} + \frac{(188 + 6)^2}{4} \right] \times 10^{-4} - (2,2)^2 \times 34,5 \times 10^{-2}$$

$$I_{\text{eff},y} = 2515,1 \text{ cm}^4$$

$$\text{et } W_{\text{eff},y} = \frac{I_{\text{eff},y}}{\frac{h_w}{2} + t_f + \bar{z}'} = \frac{2515,1}{\frac{18,8}{2} + 0,6 + 0,22} = 246,1 \text{ cm}^3$$

### Résistance au flambement par flexion par rapport l'axe fort

$$N_{b,Rd} = \chi A_{\text{eff}} f_y / \gamma_{M1}$$

Éq. 6.3

$$A_{\text{eff}} = 33,7 \text{ cm}^2 \quad \text{pour une section transversale comprimée de Classe 4}$$

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

Éq. 6.4

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

Éq. 6.5

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{\text{eff}} f_y}{N_{\text{cr}}}}$$

Éq. 6.7

$l = 350 \text{ cm}$  (dans le cas présent, la longueur de flambement est égale à la longueur réelle)

$$N_{\text{cr}} = \frac{\pi^2 EI}{L_{\text{cr}}^2} = \frac{\pi^2 \times 200000 \times 2591,1 \times 10^4}{350^2 \times 10^2} \times 10^{-3} = 4175,2 \text{ kN}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{33,7 \times 10^2 \times 220}{4175,2 \times 10^3}} = 0,421$$

En utilisant le facteur d'imperfection  $\alpha = 0,49$  et l'élanement initial  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$  pour les sections en I soudées, flambement autour de l'axe fort :

Tableau 6.1

$$\varphi = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,421 - 0,2) + 0,421^2) = 0,643$$

$$\chi = \frac{1}{0,643 + 0,636 + [0,643^2 - 0,421^2]^{0,5}} = 0,886$$

$$N_{b,Rd,y} = 0,886 \times 33,7 \times 10^2 \times 220 \times 10^{-3} / 1,1 = 597,23 \text{ kN}$$

### Résistance à la compression axiale et au moment uni-axial selon l'axe fort

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

Éq. 6.56

$$\beta_{W,y} = W_{\text{eff}} / W_{pl,y} \quad \text{pour une section transversale de Classe 4}$$

$$= 246,1 / 285,8 = 0,861$$

$e_{Ny}$  est nul en raison de la symétrie de la section transversale

$$k_y = 1,0 + 2(\bar{\lambda}_y - 0,5) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} = 1,0 + 2 \times (0,421 - 0,5) \times \frac{120,0}{597,23} = 0,968$$

$$1,2 + \frac{2N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} = 1,2 + \frac{2 \times 120}{597,23} = 1,60$$

mais  $1,2 \leq k_y \leq 1,60$

En conséquence,  $k_y = 1,2$

$$\frac{120,0}{597,23} + 1,2 \times \frac{24,0 \times 10^6}{0,861 \times 285,8 \times 10^3 \times 220 / 1,1} = 0,786 \leq 1$$

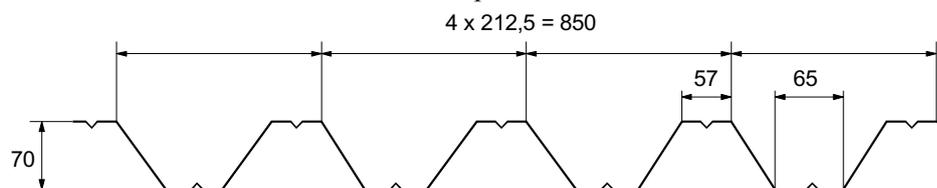
La barre possède donc une résistance satisfaisante.

Éq. 6.61

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 sur 7		
	Titre Exemple 3 – Calcul d'un bac de couverture à profil trapézoïdal portant sur deux travées		
	Client Research Fund for Coal and Steel	Made by Client	Rese 06/02 arch
		Revised by JBL	Date 04/06
Revised by SJ		Date 04/17	

### 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 1.4003. Les dimensions du bac profilé sont données ci-dessous :



L'exemple décrit les étapes de calcul suivantes :

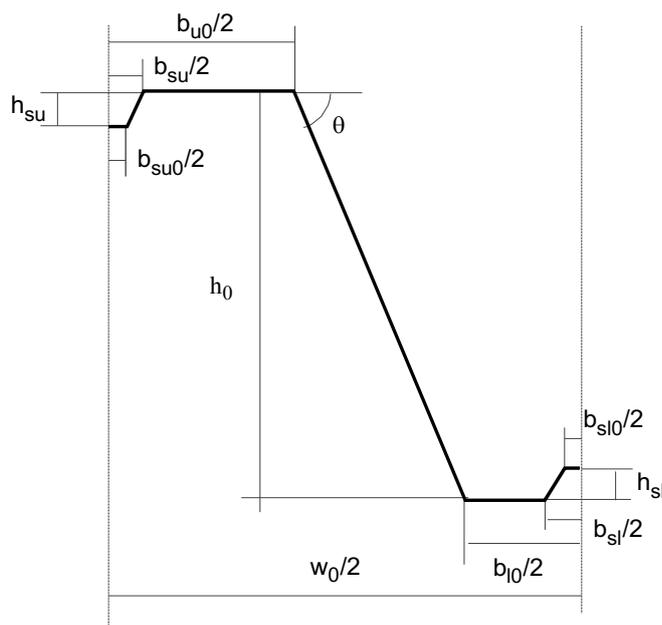
- détermination des caractéristiques de la section efficace à l'état limite ultime,
- détermination de la résistance à la flexion de la section transversale,
- détermination de la résistance sur l'appui intermédiaire,
- détermination des flèches à l'état limite de service.

#### Données de calcul

Longueur des travées	$L$	=	2900 mm
Largeur d'appuis	$s_s$	=	100 mm
Action de calcul	$Q$	=	1,4 kN/m <sup>2</sup>
Poids propre	$G$	=	0,07 kN/m <sup>2</sup>
Épaisseur de calcul	$t$	=	0,6 mm
Limite d'élasticité	$f_y$	=	280 N/mm <sup>2</sup>
Module d'élasticité	$E$	=	200000 N/mm <sup>2</sup>
Coefficient partiel	$\gamma_{M0}$	=	1,1
Coefficient partiel	$\gamma_{M1}$	=	1,1
Facteur de charge	$\gamma_G$	=	1,35
Facteur de charge	$\gamma_Q$	=	1,5

Tableau 2.1  
§ 2.3.1  
Tableau 4.1  
Tableau 4.1  
§ 4.3  
§ 4.3

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.



Dimensions au droit de la ligne neutre :

$$h_0 = 70 \text{ mm}$$

$$w_0 = 212,5 \text{ mm}$$

$$b_{u0} = 65 \text{ mm}$$

$$b_{l0} = 57 \text{ mm}$$

$$b_{su} = 20 \text{ mm}$$

$$b_{su0} = 8 \text{ mm}$$

$$h_{su} = 6 \text{ mm}$$

$$b_{sl} = 20 \text{ mm}$$

$$b_{s10} = 8 \text{ mm}$$

$$h_{sl} = 6 \text{ mm}$$

$r = 2 \text{ mm}$  (Rayon interne dans les coins)

Inclinaison de l'âme :

$$\theta = \text{atan} \left| \frac{h_0}{0,5(w_0 - b_{u0} - b_{l0})} \right| = \text{atan} \left| \frac{70}{0,5 \times (212,5 - 65 - 57)} \right| = 57,1^\circ$$

### CARACTÉRISTIQUES DE LA SECTION EFFICACE À L'ÉTAT LIMITE ULTIME

§ 5.2

Vérification des rapports largeur-épaisseur maximums :

$$h_0/t = 70/0,6 = 117 \leq 400 \sin \theta = 336$$

$$\max(b_{l0}/t; b_{u0}/t) = b_{u0}/t = 65/0,6 = 108 \leq 400$$

Angle de l'âme et rayons des coins :

$$45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$$

$$b_p = \frac{b_{u0} - b_{su}}{2} = \frac{65 - 20}{2} = 22,5 \text{ mm}$$

L'influence des coins courbes peut être négligée si le rayon intérieur  $r \leq 5t$  et  $r \leq 0,10b_p$  :

$$r = 2 \text{ mm} \leq \min(5t; 0,1b_p) = \min(5 \times 0,6; 0,1 \times 22,5) = 2,25 \text{ mm},$$

en conséquence, l'influence des coins courbes peut être négligée.

Tableau 5.1

Tableau 5.1

§ 5.6.2

### Position de l'axe neutre lorsque l'âme est pleinement efficace

Le facteur de réduction  $\rho$  permettant d'évaluer les largeurs efficaces des semelles comprimées est donné par :

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ mais } \leq 1$$

où

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

$$\bar{b} = b_p = 22,5 \text{ mm}$$

$$\psi = 1 \Rightarrow k_\sigma = 4$$

§ 5.4.1  
Éq. 5.1

Éq. 5.3

Tableau 5.3

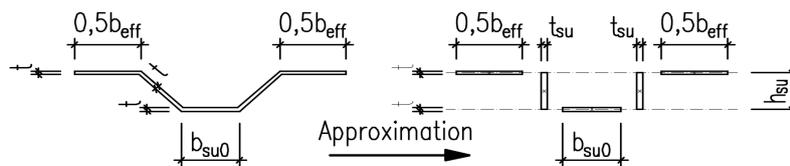
$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{280} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,894$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{22,5/0,6}{28,4 \times 0,894 \times \sqrt{4}} = 0,738$$

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,772}{0,738} - \frac{0,079}{0,738^2} = 0,901 \leq 1$$

$$b_{\text{eff},u} = \rho \bar{b} = 0,901 \times 22,5 = 20,3 \text{ mm}$$

### Section transversale efficace des raidisseurs



$$t_{\text{su}} = \frac{\sqrt{h_{\text{su}}^2 + \left(\frac{b_{\text{su}} - b_{\text{su}0}}{2}\right)^2}}{h_{\text{su}}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$A_s = (b_{\text{eff},u} + b_{\text{su}0})t + 2h_{\text{su}}t_{\text{su}} = (20,3 + 8) \times 0,6 + 2 \times 6 \times 0,849 = 27,2 \text{ mm}^2$$

$$e_s = \frac{b_{\text{su}0}h_{\text{su}}t + 2h_{\text{su}}\frac{h_{\text{su}}}{2}t_{\text{su}}}{A_s} = \frac{8 \times 6 \times 0,6 + 2 \times 6 \times \frac{6}{2} \times 0,849}{27,2} = 2,18 \text{ mm}$$

$$I_s = 2(15t^2e_s^2) + b_{\text{su}0}t(h_{\text{su}} - e_s)^2 + 2h_{\text{su}}t_{\text{su}}\left(\frac{h_{\text{su}}}{2} - e_s\right)^2 + 2\left(\frac{15t^4}{12}\right) + \frac{b_{\text{su}0}t^3}{12} + 2\frac{t_{\text{su}}h_{\text{su}}^3}{12}$$

$$I_s = 2 \times (15 \times 0,6^2 \times 2,18^2) + 8 \times 0,6 \times (6 - 2,18)^2 + 2 \times 6 \times 0,849 \times \left(\frac{6}{2} - 2,18\right)^2 + 2 \times \left(\frac{15 \times 0,6^4}{12}\right) + \frac{8 \times 0,6^3}{12} + 2 \times \frac{0,849 \times 6^3}{12} = 159,25 \text{ mm}^4$$

$$b_s = 2\sqrt{h_{\text{su}}^2 + \left(\frac{b_{\text{su}} - b_{\text{su}0}}{2}\right)^2} + b_{\text{su}0} = 2 \times \sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2} + 8 = 25,0 \text{ mm}$$

$$l_b = 3,07 \left[ I_s b_p^2 \left( \frac{2b_p + 3b_s}{t^3} \right) \right]^{1/4}$$

$$l_b = 3,07 \times \left[ 159,25 \times 22,5^2 \times \left( \frac{2 \times 22,5 + 3 \times 25}{0,6^3} \right) \right]^{1/4} = 251 \text{ mm}$$

$$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{u0} - b_{l0}}{2}\right)^2 + h_0^2} = \sqrt{\left(\frac{212,5 - 65 - 57}{2}\right)^2 + 70^2} = 83,4 \text{ mm}$$

$$b_d = 2b_p + b_s = 2 \times 22,5 + 25 = 70 \text{ mm}$$

Tableau 5.2

Éq. 5.3

Tableau 5.3

§ 5.5.3

Fig. 5.3

Fig. 5.3

Éq. 5.10

Fig. 5.5

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} = \sqrt{\frac{83,4 + 2 \times 70}{83,4 + 0,5 \times 70}} = 1,37$$

Éq. 5.11

$$\frac{l_b}{s_w} = \frac{251}{83,4} = 3,01 \geq 2 \Rightarrow k_w = k_{w0} = 1,37$$

Éq. 5.8

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

Éq. 5.4

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2 \times 1,37 \times 200 \times 10^3}{27,2} \times \sqrt{\frac{159,25 \times 0,6^3}{4 \times 22,5^2 \times (2 \times 22,5 + 3 \times 25)}} = 503,4 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{280}{503,4}} = 0,746$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d = 0,746 < 1,38 \Rightarrow$$

Éq. 5.17

$$\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \times 0,746 = 0,93$$

$$t_{red,u} = \chi_d t = 0,93 \times 0,6 = 0,558 \text{ mm}$$

La distance de l'axe neutre à la semelle comprimée vaut :

$$t_{sl} = \frac{\sqrt{h_{sl}^2 + \left(\frac{b_{sl} - b_{sl0}}{2}\right)^2}}{h_{sl}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$t_w = t / \sin\theta = 0,6 / \sin(57,1^\circ) = 0,714 \text{ mm}$$

$e_i$ [mm]	$A_i$ [mm <sup>2</sup> ]
0	$0,5b_{eff,u} t = 6,1$
0	$0,5b_{eff,u} \chi_d t = 5,66$
$0,5h_{su} = 3$	$h_{su} \chi_d t_{su} = 4,74$
$h_{su} = 6$	$0,5b_{su0} \chi_d t = 2,23$
$0,5h_0 = 35$	$h_0 t_w = 49,98$
$h_0 = 70$	$0,5(b_{l0} - b_{sl}) t = 11,1$
$h_0 - 0,5h_{sl} = 67$	$h_{sl} t_{sl} = 5,09$
$h_0 - h_{sl} = 64$	$0,5b_{sl0} t = 2,4$

$$A_{tot} = \sum A_i = 87,3 \text{ mm}^2$$

$$e_c = \frac{\sum A_i e_i}{A_{tot}} = 34,9 \text{ mm}$$

### Section transversale efficace de la partie comprimée de l'âme

$$s_{eff,1} = s_{eff,0} = 0,76t \sqrt{\frac{E}{\gamma_{M0} \sigma_{com,Ed}}} = 0,76 \times 0,6 \times \sqrt{\frac{200}{1,1 \times 280 \times 10^{-3}}} = 11,6 \text{ mm}$$

$$s_{eff,n} = 1,5s_{eff,0} = 1,5 \times 11,6 = 17,4 \text{ mm}$$

EN 1993-1-3  
Clause  
5.5.3.4.3(4-5)

**Propriétés de la section transversale efficace d'une demi-onde**

$$h_{\text{eff},1} = s_{\text{eff},1} \sin \theta = 11,6 \times \sin(57,1^\circ) = 9,74 \text{ mm}$$

$$h_{\text{eff},n} = s_{\text{eff},n} \sin \theta = 17,4 \times \sin(57,1^\circ) = 14,61 \text{ mm}$$

$e_{\text{eff},i}$ [mm]	$A_{\text{eff},i}$ [mm <sup>2</sup> ]	$I_{\text{eff},i}$ [mm <sup>4</sup> ]
0	$0,5b_{\text{eff},u}t = 6,1$	$\approx 0$
0	$0,5b_{\text{eff},u} \chi_d t = 5,7$	$\approx 0$
$0,5h_{\text{su}} = 3$	$h_{\text{su}} \chi_d t_{\text{su}} = 4,7$	$\chi_d t_{\text{su}} h_{\text{su}}^3 / 12 = 14,2$
$h_{\text{su}} = 6$	$0,5b_{\text{su}0} \chi_d t = 2,2$	$\approx 0$
$0,5h_{\text{eff},1} = 4,9$	$h_{\text{eff},1} t_w = 7,0$	$t_w h_{\text{eff},1}^3 / 12 = 55,0$
$h_0 - 0,5(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})$ $= 45,1$	$(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n}) t_w$ $= 35,5$	$t_w \frac{(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})^3}{12}$ $= 7308,8$
$h_0 = 70$	$0,5(b_{t0} - b_{sl}) t = 11,1$	$\approx 0$
$h_0 - 0,5h_{sl} = 67$	$h_{sl} t_{sl} = 5,1$	$t_{sl} h_{sl}^3 / 12 = 15,3$
$h_0 - h_{sl} = 64$	$0,5b_{sl0} t = 2,4$	$\approx 0$

$$A_{\text{tot}} = \sum A_{\text{eff},i} = 79,8 \text{ mm}^2$$

$$e_c = \frac{\sum A_{\text{eff},i} e_{\text{eff},i}}{A_{\text{tot}}} = 36,8 \text{ mm}$$

$$I_{\text{tot}} = \sum I_{\text{eff},i} + \sum A_{\text{eff},i} (e_c - e_{\text{eff},i})^2 = 7\,393,3 + 51\,667,2 = 59\,060,5 \text{ mm}^2$$

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.

EN 1993-1-3

**Résistance à la flexion par unité de largeur (1 m)**

§ 5.7.4

$$I = \frac{1000}{0,5w_0} I_{\text{tot}} = \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 59\,060,5 = 555\,863,5 \text{ mm}^4$$

$$W_u = \frac{I}{e_c} = \frac{555\,863,5}{36,8} = 15\,105,0 \text{ mm}^3$$

$$W_1 = \frac{I}{h_0 - e_c} = \frac{555\,863,5}{70 - 36,8} = 16\,742,9 \text{ mm}^3$$

$$\text{Vu que } W_u < W_1 \Rightarrow W_{\text{eff},\text{min}} = W_u = 15\,105,0 \text{ mm}^3$$

$$M_{c,\text{Rd}} = \frac{W_{\text{eff},\text{min}} f_y}{\gamma_{\text{M}0}} = 15\,105,0 \times 280 \times \frac{10^{-6}}{1,1} = 3,84 \text{ kNm}$$

Éq. 5.31

**DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE SUR L'APPUI INTERMÉDIAIRE**

§ 6.4.4

**Résistance de l'âme à l'écrasement localisé**

$$c \geq 40 \text{ mm}$$

$$r/t = 2/0,6 = 3,33 \leq 10$$

EN 1993-1-3

$$h_w/t = 70/0,6 = 117 \leq 200 \sin \theta = 200 \sin(57,1^\circ) = 168$$

Clause 6.1.7

$$45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$$

$$\beta_V = 0 \leq 0,2 \Rightarrow l_a = s_s = 100 \text{ mm}$$

$$\alpha = 0,15 \text{ (catégorie 2)}$$

$$R_{w,Rd} = \alpha t^2 \sqrt{f_y E} \left( 1 - 0,1 \sqrt{\frac{r}{t}} \right) \left( 0,5 + \sqrt{0,02 \frac{l_a}{t}} \right) \left[ 2,4 + \left( \frac{\varphi}{90} \right)^2 \right] \frac{1}{\gamma_{M1}} \frac{1000}{0,5 w_0}$$

$$R_{w,Rd} = 0,15 \times 0,6^2 \sqrt{280 \times 200\,000} \times \left( 1 - 0,1 \sqrt{\frac{2}{0,6}} \right) \left( 0,5 + \sqrt{0,02 \times \frac{100}{0,6}} \right) \times \left[ 2,4 + \left( \frac{57,1}{90} \right)^2 \right] \times \frac{1}{1,1} \times \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 10^{-3} = 18,4 \text{ kN}$$

EN 1993-1-3  
Éq. 6.18

### Interaction du moment fléchissant et de la réaction d'appui

Actions pondérées par unité de largeur (1m) :

$$q = \gamma_G G + \gamma_Q Q = 1,35 \times 0,07 + 1,5 \times 1,4 = 2,19 \text{ kN/m}$$

$$M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = \frac{2,19 \times 2,9^2}{8} = 2,30 \text{ kNm}$$

$$F_{Ed} = \frac{5}{4} qL = \frac{5}{4} \times 2,19 \times 2,9 = 7,94 \text{ kN}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{2,30}{3,84} = 0,599 \leq 1,0$$

$$\frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = \frac{7,94}{18,4} = 0,432 \leq 1,0$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0,599 + 0,432 = 1,031 \leq 1,25$$

EN 1993-1-3  
Éq. 6.28a - c

L'interaction du moment fléchissant et de la réaction d'appui satisfait les conditions.

### 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.

La contrainte de compression maximale dans la section efficace à l'ELS est déterminée par une approximation plaçant en sécurité, qui se base sur  $W_u$  déterminé ci-dessus pour l'état limite ultime.

EN 1993-1-3  
Clause 5.5.1

$$M_{y,Ed,ser} = \frac{(G + Q)L^2}{8} = \frac{(0,07 + 1,4) \times 2,9^2}{8} = 1,55 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_u} = \frac{1,55 \times 10^6}{15\,105} = 102,6 \text{ N/mm}^2$$

Les caractéristiques de la section efficace sont déterminées comme pour l'état limite ultime, sauf que  $f_y$  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 :  $e_c = 34,48 \text{ mm}$

Section transversale efficace de la zone comprimée de l'âme : L'âme est pleinement efficace.

Caractéristiques de la section efficace pour une demi-onde :  $A_{\text{tot}} = 88,41 \text{ mm}^2$   
 $e_c = 34,48 \text{ mm}$   
 $I_{\text{tot}} = 63759,0 \text{ mm}^4$

Caractéristiques de la section efficace par unité de largeur (1 m) :  $I = 600084,7 \text{ mm}^4$   
 $W_u = 17403,8 \text{ mm}^4$   
 $W_l = 16894,3 \text{ mm}^4$

### Détermination de la flèche

Module d'élasticité sécant correspondant à la valeur maximale du moment fléchissant :

$$\sigma_{1,\text{Ed,ser}} = \frac{M_{y,\text{Ed,ser}}}{W_u} = \frac{1,55 \times 10^6}{17403,8} = 89,06 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{2,\text{Ed,ser}} = \frac{M_{y,\text{Ed,ser}}}{W_l} = \frac{1,55 \times 10^6}{16894,3} = 91,75 \text{ N/mm}^2$$

$n = 14$  (pour la nuance ferritique 1.4003)

$$E_{S,1} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{1,\text{Ed,ser}}} \left( \frac{\sigma_{1,\text{Ed,ser}}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,089} \left( \frac{0,089}{0,28} \right)^{14}} = 200,0 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_{S,2} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{2,\text{Ed,ser}}} \left( \frac{\sigma_{2,\text{Ed,ser}}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,092} \left( \frac{0,092}{0,28} \right)^{14}} = 200,0 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_S = \frac{E_{S,1} + E_{S,2}}{2} = \frac{200 + 200}{2} = 200 \text{ kN/mm}^2$$

Il n'y a pas d'effet du comportement non-linéaire sur les déplacements pour la nuance et le niveau de contrainte considérés.

### Vérification de la flèche

Pour le calcul de la raideur de la section transversale, l'influence des coins arrondis ne devrait pas être négligée. Leur influence peut être prise en compte à l'aide des approximations suivantes :

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} = 0,43 \frac{2 \times \frac{294,2^\circ}{90^\circ}}{149,3} = 0,019$$

$$I_{y,r} = I (1 - 2\delta) = 600084,7 (1 - 2 \times 0,019) = 577281,5 \text{ mm}^4$$

La localisation de la flèche maximale est obtenue de la manière suivante :

$$x = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times L = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times 2,9 = 1,22 \text{ m}$$

$$\delta = \frac{(G + Q)L^4}{48E_S I_{y,r}} \left( \frac{x}{L} - 3 \frac{x^3}{L^3} + 2 \frac{x^4}{L^4} \right)$$

$$\delta = \frac{(0,07 + 1,4) \times 10^3 \times 2,9^4}{48 \times 200 \times 10^6 \times 577281,5 \times 10^{-12}} \times \left( \frac{1,48}{2,9} - 3 \times \frac{1,48^3}{2,9^3} + 2 \times \frac{1,48^4}{2,9^4} \right)$$

$$\delta = 4,64 \text{ mm}$$

La flèche admissible est  $L / 200 = 14,5 \text{ mm} > 4,64 \text{ mm}$ , par conséquent la flèche calculée est acceptable.

Tableau 6.4

Éq. 6.53

Éq. 6.53

Éq. 6.52

Éq. 5.22

Éq. 5.20

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 de 2			
	Titre	Exemple 4 – Résistance à la fatigue dans un assemblage soudé de tubes à sections rectangulaires		
	Client	Research Fund for Coal and Steel	Préparé par AAAT	Date 06/02
			Revu par MEB	Date 04/06
		Revu par UDE	Date 01/17	

**EXEMPLE DE CALCUL N°4 – RÉSISTANCE À LA FATIGUE DANS UN ASSEMBLAGE SOUDÉ DE TUBES À SECTIONS RECTANGULAIRES**

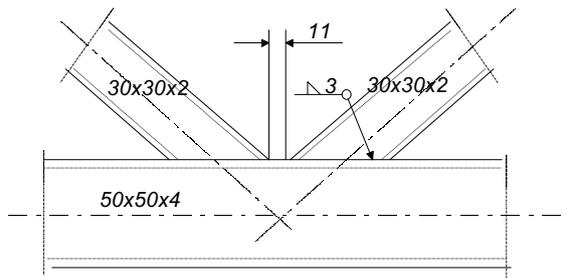
Cet exemple concerne la résistance à la fatigue de la membrure d'une poutre à treillis de sections creuses au niveau d'un nœud d'assemblage soudé. La fatigue peut poser problème dans les structures en acier inoxydable qui sont soumises à des variations répétées de contraintes. Par exemple, les problèmes 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 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.

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 210 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 :
$\Delta\sigma_1 = 100 \text{ N/mm}^2$	$n_1 = 10 \times 10^3$
$\Delta\sigma_2 = 70 \text{ N/mm}^2$	$n_2 = 100 \times 10^3$
$\Delta\sigma_3 = 40 \text{ N/mm}^2$	$n_3 = 1000 \times 10^3$

Chapitre 9

Tableau 2.2

**Analyse structurale**

La catégorie de détail de l'assemblage dépend des dimensions de la membrure et des diagonales. Dans cet exemple  $b_0 = 50$  mm,  $b_i = 30$  mm,  $t_0 = 4$  mm et  $t_i = 2$  mm. Comme  $t_0/t_i = 2$ , la catégorie de détail est 71. Comme  $0,5(b_0 - b_i) = 10$  mm,  $g = 11$  mm,  $1,1(b_0 - b_i) = 22$  mm et  $2t_0 = 8$  mm, l'assemblage satisfait aussi aux conditions  $0,5(b_0 - b_i) \leq g \leq 1,1(b_0 - b_i)$  et  $g \geq 2t_0$ .

Toutes les références ci-dessous sont relatives à l'EN 1993-1-9  
Tableau 8.7

**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  $k_1 = 1,5$ .

Clause 4 (2),  
Tableau 4.2

**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  $\gamma_{FF} = 1,0$ .

Clause 3 (7),  
Tableau 3.1

**Évaluation de la fatigue**

L'étendue de contrainte de référence correspondant à  $2 \times 10^6$  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  $m = 5$ .

Figure 7.1

Le nombre de cycles correspondant à l'étendue de contrainte nominale  $\Delta\sigma_i$  est :

$$N_i = 2 \times 10^6 \left[ \frac{\Delta\sigma_c}{\gamma_{Mf} \gamma_{FF} (k_1 \Delta\sigma_i)} \right]^m$$

$$\Delta\sigma_1 = 100 \text{ N/mm}^2$$

$$N_1 = 47,5 \times 10^3$$

$$\Delta\sigma_2 = 70 \text{ N/mm}^2$$

$$N_2 = 283 \times 10^3$$

$$\Delta\sigma_3 = 40 \text{ N/mm}^2$$

$$N_3 = 4640 \times 10^3$$

**Règle de dommage cumulé de Palmgren-Miner**

Le dommage partiel résultant de  $n_i$  cycles de l'étendue de contrainte  $\Delta\sigma_i$  est :

$$D_{d,i} = n_{Ei} / N_{Ri}$$

A.5 (1)

Ainsi, pour :

$$\Delta\sigma_1 = 100 \text{ N/mm}^2$$

$$D_{d,1} = 0,21$$

$$\Delta\sigma_2 = 70 \text{ N/mm}^2$$

$$D_{d,2} = 0,35$$

$$\Delta\sigma_3 = 40 \text{ N/mm}^2$$

$$D_{d,3} = 0,22$$

Le dommage cumulé pendant la durée de vie de calcul est

$$D_d = \sum_i^n \frac{n_{Ei}}{N_{Ri}} = \sum D_{d,i} = 0,78 \leq 1,0$$

Éq. A.1

Comme le dommage cumulé est inférieur à 1,0, 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.

# Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)

## FEUILLE DE CALCUL

Titre Exemple 5 – Assemblage soudé

Client Research Fund for Coal and Steel

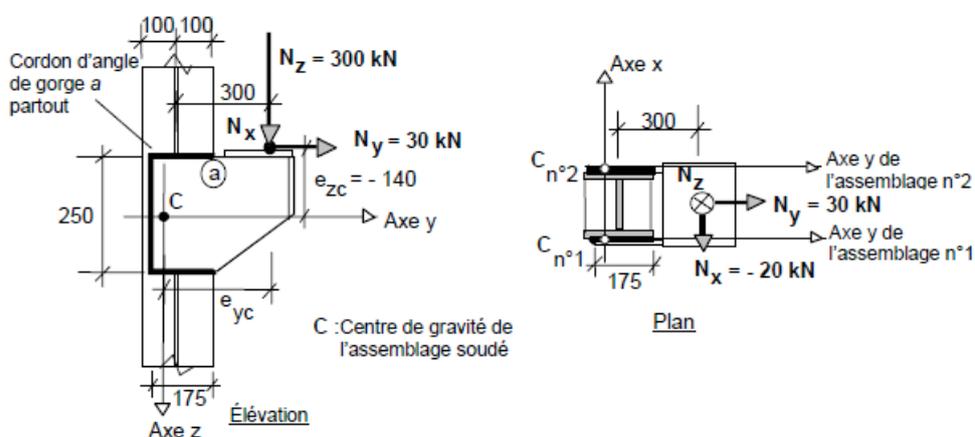
Préparé par IR Date 08/02

Revu par MEB Date 04/06

Revu par UDE Date 01/17

### EXEMPLE DE CALCUL N°5 – ASSEMBLAGE SOUDÉ

La configuration de l'assemblage et son chargement sont donnés à la figure ci-dessous. On remarque deux assemblages plans identiques à soudeure d'angle, d'épaisseurs de gorges constantes, dans deux plans parallèles, transmettant le chargement appliqué, il est demandé de dimensionner la gorge. Une soudeure d'angle (cordon de soudeure) symétrique est utilisée.



#### Caractéristiques des matériaux

L'acier inoxydable utilisé est de nuance 1.4401 :  $f_y = 220 \text{ N/mm}^2$ ,  $f_u = 530 \text{ N/mm}^2$ ,  $E = 200000 \text{ Mpa}$  et  $G = 76900 \text{ MPa}$ .

La limite d'élasticité et la résistance ultime de la soudeure sont supposées supérieures à celles du matériau de base.

#### Coefficient partiel et facteur de corrélation

Coefficient partiel pour la résistance des soudures :  $\gamma_{m2} = 1,25$ .

On examinera la nécessité de tenir compte d'un facteur de réduction de la résistance de soudeure du fait de sa longueur.

#### Analyse de l'assemblage soudé

Une approche par analyse élastique est utilisée pour calculer les sollicitations dans la soudeure 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.

Les coordonnées  $(x_c, y_c, z_c)$  d'un point du cordon de soudeure 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 soudeure 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.

Tableau 2.2

§ 2.3.1

§ 7.4.1

Tableau 4.1

EN 1993-1-8  
clause 2.5

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

$$\overline{e_N} = [e_{xc}, e_{yc}, e_{zc}]$$

(qui sont les coordonnées du point d'application de la force)

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 :

$$A_w = \int a dl = \sum a_i l_i$$

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  $x_c = 0$ :

$$\frac{I_{zc}}{a} = \int y_c^2 dl$$

$$\frac{I_{yc}}{a} = \int z_c^2 dl$$

$$\frac{I_{xc}}{a} = \int y_c^2 + z_c^2 dl = \frac{I_{yc}}{a} + \frac{I_{zc}}{a}$$

**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 vectorielle 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:

$$F_{w,Ed} = \sqrt{F_{wx,Ed}^2 + F_{wy,Ed}^2 + F_{wz,Ed}^2} \leq F_{w,Rd} = a f_{vw,d} = a \left( \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \gamma_{M2}} \right)$$

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,  $\beta_w$  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 :  $F_{\text{résultant}} \leq a \left[ \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2} \sqrt{3}} \right]$

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 la plus faible des parties assemblées). En général, l'approche exige que les contraintes,  $\sigma_{\perp}$ ,  $\tau_{||}$  et  $\tau_{\perp}$  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.

- $\sigma_{\perp}$  est la contrainte normale perpendiculaire au plan de l'aire de la gorge,
- $\tau_{||}$  est la contrainte de cisaillement dans le plan de l'aire de la gorge parallèle à l'axe de la soudure,
- $\tau_{\perp}$  est la contrainte de cisaillement dans le plan de l'aire de la gorge perpendiculaire à l'axe de la soudure.

The normal stress  $\sigma_{||}$  parallel to the weld axis does not need to be considered.

§ 7.4.2

EN 1993-1-8  
clause 4.5.3.3

§ 7.4.2

Pour la combinaison de contraintes  $\sigma_{\perp}$ ,  $\tau_{||}$ , et  $\tau_{\perp}$ , il convient de vérifier :

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{||}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}}$$

et :

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0,9 f_u}{\gamma_{M2}}$$

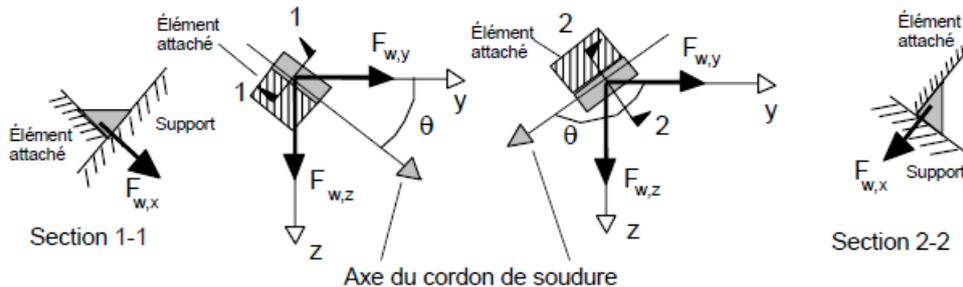
Pour le cas présent, d'un assemblage plan à soudure d'angle symétrique, cette vérification n'est pas critique. Cependant, elle peut l'être pour les soudures à pénétration partielle dans les assemblages chanfreinés.

Au lieu de calculer les contraintes 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  $F_{wx,Ed}$  etc.*

Dans la formule ci-dessus, l'angle  $\theta$  est celui entre l'axe y et l'axe du cordon, comme indiqué sur la figure suivante :



NOTE : 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.

### 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 :

$$f_{vw,d} = \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2} \sqrt{3}} = \frac{530}{1,0 \times 1,25 \times \sqrt{3}} \approx 245 \text{ N/mm}^2$$

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 :

$$a \geq \frac{F_{w,Ed}}{f_{vw,d}} = \frac{1245}{245} \approx 5,0 \text{ mm}$$

Éqs. 7.14 and 7.15

EN 1993-1-8: Éq. 4.4

### Calcul de la soudure en utilisant l'approche de la résistance de calcul de base

Au point (a), où l'angle  $\theta$  est égal à  $0^\circ$ , la formule de vérification devient :

$$2F_{wx,Ed}^2 + 3F_{wy,Ed}^2 + 2F_{wz,Ed}^2 + 2F_{wx,Ed}F_{wz,Ed} \leq \left( a \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \right)^2$$

La gorge nécessaire est donc :

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{//}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{Mw}}$$

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 :*

$$\beta_{Lw,1} = 1,2 - \frac{0,2L_j}{150a} = 1,2 - \frac{0,2 \times 600}{150 \times 5} = 1,04 > 1,0$$

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.

### 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.

#### Aire de la gorge et positions du centre de gravité et du point critique

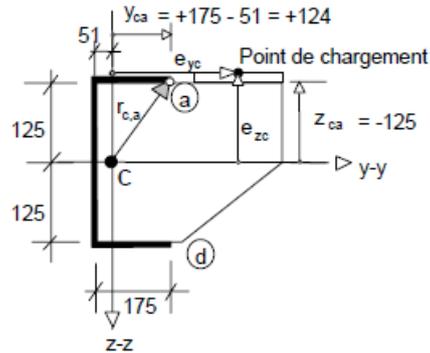
Considérons, l'assemblage composé de segments droits de longueurs  $L_i$  et de gorge  $a$  constante, l'aire de gorge (section résistante) de chaque assemblage, pour chaque millimètre de gorge, est:

$$\frac{A_w}{a} = \frac{a \int ds}{a} = \frac{\sum A_{w,i}}{a} = \frac{\sum aL_{w,i}}{a} = \sum L_i = 2 \times 175 + 250 = 600 \text{ mm}^2/\text{m}$$

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 :

$$\bar{y} = \frac{\sum \bar{y}_i \frac{A_{w,i}}{a}}{\sum \frac{A_{w,i}}{a}} = \frac{\sum \bar{y}_i L_i}{\sum L_i} = \frac{2 \times (87,5 \times 175) + 0 \times 250}{600} \approx 51 \text{ mm}$$

EN 1993-1-8  
Eq. 4.9



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 :*

$$y_{ca} = +(175 - 51) = +124 \text{ mm} \quad z_{ca} = +125 \text{ mm}$$

*Cependant, pour le cas de charge considéré ici, il est évident que le point (a) est le plus critique.*

#### Moments d'inertie de la section résistante de l'assemblage

Pour chacun des assemblages, pour chaque millimètre de gorge :

$$\int y^2 ds + \int z^2 ds$$

$$\int y^2 ds + \int z^2 ds$$

Pour le moment de « torsion », le moment d'inertie par assemblage est :

$$\int y^2 ds + \int z^2 ds$$

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 :

$$\int F_v ds = \int (k\Delta a) ds = k\Delta \int (a) ds = \frac{F_w}{a} \int (a) ds = N \quad \int F_w ds = \int (k\Delta a) ds = k\Delta \int (a) ds = \frac{F_w}{a} \int (a) ds = N \quad \int F_w ds = \int (k\Delta a) ds = k\Delta \int (a) ds = \frac{F_w}{a} \int (a) ds = N$$

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 :

$$M_{xc,Ed} = e_{yc} N_{z,Ed} - e_{zc} N_{y,Ed} = (+324) \times (+150) - (-140) \times (+15) = +50,7 \text{ kNm}$$

$$M_{yc,Ed} = e_{zc} N_{x,Ed} - e_{xc} N_{z,Ed} = (-140) \times (-10) - (0) \times (+150) = +1,4 \text{ kNm}$$

$$M_{zc,Ed} = e_{xc} N_{y,Ed} - e_{yc} N_{x,Ed} = (0) \times (+15) - (+324) \times (-10) = +3,24 \text{ kNm}$$

### 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 :

$$F_{wx,Ed} = \frac{N_{x,Ed}}{A_w/a} + \frac{z_{ca} M_{yc,Ed}}{I_{yc}/a} - \frac{y_{ca} M_{zc,Ed}}{I_{zc}/a}$$

$$F_{wy,Ed} = \frac{N_{y,Ed}}{A_w/a} - \frac{z_{ca} M_{xc,Ed}}{I_{xc}/a}$$

$$F_{wz,Ed} = \frac{N_{z,Ed}}{A_w/a} - \frac{y_{ca} M_{xc,Ed}}{I_{xc}/a}$$

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 :

$$F_{w,x}^{N_x} = \frac{N_{x,Ed}}{A_w/a} = \frac{-10}{600} = -17 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,y}^{N_y} = \frac{N_{y,Ed}}{A_w/a} = \frac{+15}{600} = +25 \text{ N/mm}$$

$$F_{w,z}^{N_z} = \frac{N_{z,Ed}}{A_w/a} = \frac{+150}{600} = +250 \text{ N/mm}$$

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 :

$$F_{wx,Ed} = F_{w,x}^{N_x} + F_{w,x}^{M_{yc}} + F_{w,x}^{M_{zc}} = -17 - 26 - 200 = -243 \text{ N/mm}$$

$$F_{wy,Ed} = F_{w,y}^{N_y} + F_{w,y}^{M_{xc}} = +25 + 722 = +747 \text{ N/mm}$$

$$F_{wz,Ed} = F_{w,z}^{N_z} + F_{w,z}^{M_{xc}} = +250 + 716 = +966 \text{ N/mm}$$

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.

**Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)**

**FEUILLE DE CALCUL**

Titre Exemple 6 – Assemblage boulonné

Client Research Fund for Coal and Steel

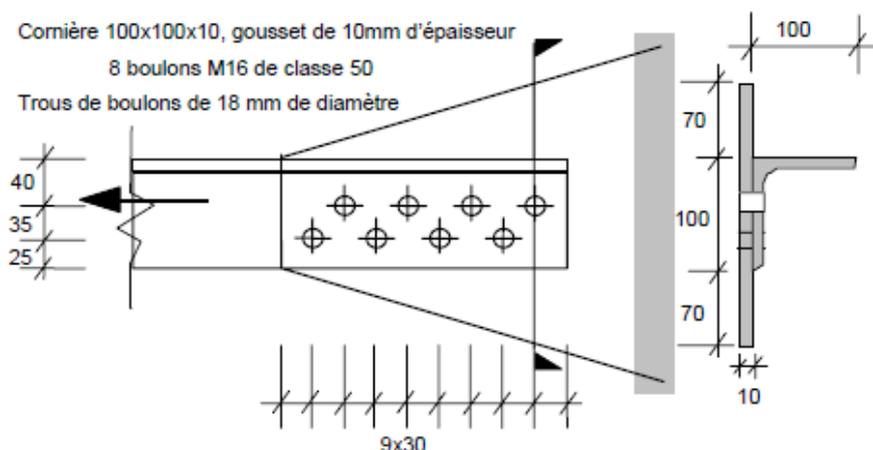
Préparé par IR Date 10/02

Revu par MEB Date 04/06

Revu par UDE Date 01/17

**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 % :  $f_y = 220$  MPa, résistance à la traction  $f_u = 530$  MPa

Tableau 2.2  
§ 2.3.1

Le matériau des boulons est de classe de qualité 50.

$f_{yb} = 210$  MPa et  $f_{ub} = 500$  MPa

Tableau 2.6

**Coefficients partiels**

Coefficients partiels pour la résistance de la section brute :  $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,1$

Tableau 4.1

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 :  $\gamma_{M2} = 1,25$

**Emplacements et diamètres des trous**

§ 7.2.3

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)

Conditions requises :  $e_1$  et  $e_2 < 4t + 40 = 4 \times 10 + 40 = 80$  mm et  
 $> 1,2d_0 = 1,2 \times 18 = 21,6$  mm

Entraxes des boulons en quinconce :

- pas  $p_1 = 60$  mm  $> 2,2d_0 = 39,6$  mm
- distance entre deux boulons quelconques:  
 $\sqrt{30^2 + 35^2} = 46,1$  mm  $> 2,4d_0 = 43,2$  mm
- de sorte que la distance entre files en quinconce :  $p_2 = 35$  mm  $> 1,2d_0 = 21,6$  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

§ 7.2.3

Aire de la section transversale brute de la cornière :  $A_g = 1915$  mm<sup>2</sup>

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. 7.6

### Résistance de calcul de la section nette de la cornière à la traction

§ 5.6.4

Pour les trous en quinconce, l'aire nette doit être prise égale au minimum entre l'aire brute moins l'aire des trous non disposés en quinconce et :

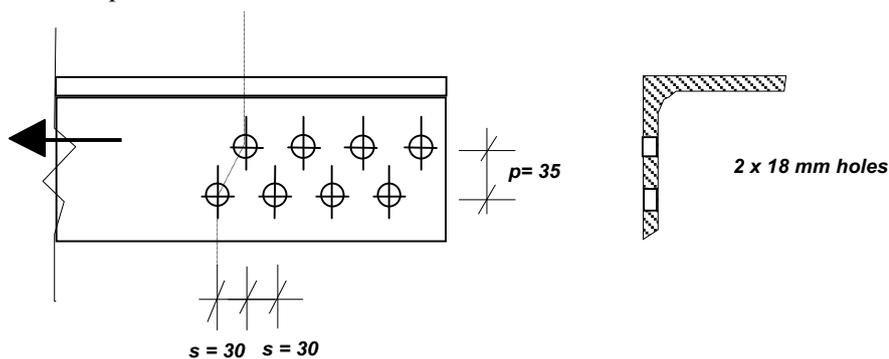
$$A_g - t \left( nd_0 - \sum \left[ \frac{s^2}{4p} \right] \right)$$

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 :

$$n = 2, s = 30 \text{ mm et } p = 35 \text{ mm}$$



$$\begin{aligned} A_{net} &= A_g - t \left( nd_0 - \sum \frac{s^2}{4p} \right) = 1915 - 10 \times \left( (2 \times 18) - \frac{30^2}{4 \times 35} \right) \\ &= 1915 - 10 \times (36 - 6,4) = 1619 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

Donc,  $A_{net} = 1619$  mm<sup>2</sup>.

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 boutons sur une file :  $\beta_3 = 0,57$ .

Tableau 7.1

Résistance ultime de calcul de la section nette de la cornière :

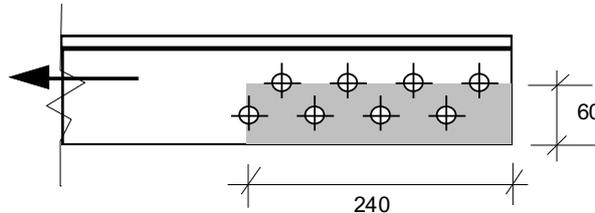
$$N_{u,Rd} = \frac{\beta_3 A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{0,57 \times 1619 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 391 \text{ kN}$$

§ 7.2.3

Éq. 7.10

### 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(3)  
Éq. 3.10

### 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 :

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{2400 \times 220}{1,1 \times 10^3} = 480 \text{ kN}$$

Éq. 5.23

### 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 :

$$b = 100 + 70 + 70 = 240 \text{ mm}$$

$$A_{net} = A_g - d_0 t = 2400 - 18 \times 10 = 2220 \text{ mm}^2$$

Aire de la section transversale nette vers l'extrémité de la cornière passant par deux trous en quinconce, avec  $s = 30 \text{ mm}$  et  $p = 35 \text{ mm}$  :

$$A_{net} = A_g - 2d_0 t + \frac{s^2 t}{4p} = 2400 - 2 \times 18 \times 10 + \frac{30^2 \times 10}{4 \times 35}$$

$$= 2400 - 360 + 64 = 2104 \text{ mm}^2$$

Par conséquent :  $A_{net} = 2104 \text{ mm}^2$

§ 5.7.2

Résistance ultime de calcul de la section transversale nette du gousset vers l'extrémité de la cornière :

$$N_{u,Rd} = \frac{k A_{net} f_u}{\gamma_{M2}}$$

Éq. 5.24

Nous prenons  $k = 1,0$  pour cet exemple ( $k = 1,0$  pour les trous lisses)

$$N_{u,Rd} = \frac{1,0 \times 2104 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 892 \text{ kN}$$

Il peut être judicieux de vérifier la résistance des sections nettes à différents endroits le long du gousset.

#### Section transversale au niveau du 1er trou de boulon près de l'extrémité du gousset

(où  $b = 100 + 30 / 240 \times 140 = 117,5 \text{ mm}$ )

$$A_{net} = A_g - d_0 t = 117,5 \times 10 - 18 \times 10 = 995 \text{ mm}^2$$

Cette section transversale doit être capable de transmettre le chargement d'un boulon.

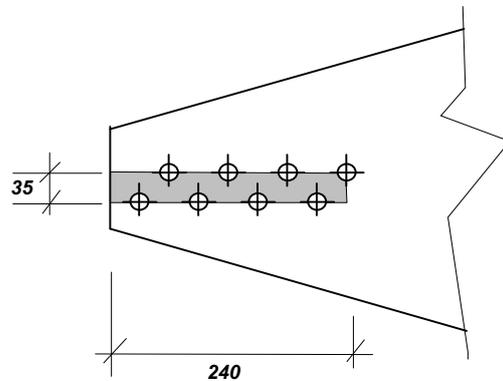
Résistance ultime de calcul de la section :

$$N_{u,Rd} = \frac{k A_{net} f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{1,0 \times 995 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 421 \text{ kN}$$

Éq. 5.24

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 :

$$\begin{aligned} V_{\text{eff},1,Rd} &= \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} \\ &= \frac{530 \times (35 - 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (240 - 4 \times 18 + 240 - 3 \times 18 - 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3} \\ &= 110,2 + 398,4 = 508 \text{ kN} \end{aligned}$$

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 :

$$\begin{aligned} V_{\text{eff},1,Rd} &= \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y A_{nv}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} \\ &= \frac{530 \times (35 - 2 \times 9) \times 10}{1,25 \times 10^3} + \frac{220 \times (2 \times 240 - 6 \times 18 - 2 \times 9) \times 10}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 10^3} \\ &= 72,1 + 408,8 = 480 \text{ kN} \end{aligned}$$

EN 1993-1-8  
Clause  
3.10.2(2)  
Eq. 3.9

**Résistance de calcul des boulons au cisaillement**

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  $A_s = 157 \text{ mm}^2$  :

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

Eq. 7.11

Les boulons sont soumis au cisaillement dans un seul plan. Le plan de cisaillement est supposé être dans la partie filetée ou non filetée de chaque boulon et  $\alpha = 0,6$ .

§ 6.2.4

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha f_{ub} A}{\gamma_{M2}} = \frac{0,6 \times 500 \times 157}{1,25 \times 10^3} = 37,7 \text{ kN}$$

Résistance de calcul du groupe de boulons au cisaillement :

$$n_b F_{v,Rd} = 8 \times 37,7 = 302 \text{ kN}$$

§ 7.2.3

**Résistance de calcul des boulons et des pièces attachées en pression diamétrale**

Résistance de calcul en pression diamétrale :

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \alpha_b k_t t d f_u}{\gamma_{M2}}$$

Eq. 7.1

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  $p_2 = 35 \text{ mm}$ .

Éq. 6.2

Les connections boulonnées sont classées en deux groupes en se basant sur l'épaisseur des plaques. Les plaques d'épaisseur supérieure à 4 mm sont considérées comme épaisses tandis que celles dont l'épaisseur est inférieure à 4 mm sont considérées comme minces.

Section 7.2.3

Cet exemple comprend donc une plaque épaisse dont  $t_{\min} = 10 \text{ mm}$  de sorte que les déformations ne sont pas un critère de dimensionnement.

Pour le boulon d'extrémité le plus proche du bord pour lequel  $e_1 = 30 \text{ mm}$  et  $p_1 = 60 \text{ mm}$  le coefficient  $\alpha_b$  dans la direction de transfert de la charge peut être calculé comme suit :

$$\begin{aligned} \alpha_b &= \min \left\{ \begin{array}{l} 1,0 \\ \frac{e_1}{3d_0} \end{array} \right\} \\ &= \min \left\{ \begin{array}{l} 1,0 \\ \frac{30}{3 \times 18} = 0,556 \end{array} \right\} = 0,556 \end{aligned}$$

Le coefficient  $k_t$  dans la direction perpendiculaire au transfert de la charge peut être calculé comme suit :

$$k_t = \begin{cases} 1,0 & \text{for } \left( \frac{e_2}{d_0} \right) > 1,5 \\ 0,8 & \text{for } \left( \frac{e_2}{d_0} \right) \leq 1,5 \end{cases}$$

$$k_t = 0,8 \quad \text{for } \frac{e_2}{d_0} = \frac{25}{18} = 1,39 \leq 1,5$$

La résistance en pression diamétrale pour le boulon d'extrémité peut être évaluée comme suit:

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5\alpha_b k_t t d f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{2,5 \times 0,556 \times 0,8 \times 10 \times 16 \times 530}{1,25 \times 10^3} = 75,44 \text{ kN}$$

Eq. 7.1

La résistance en pression diamétrale pour l'assemblage :

$$n_b F_{b,Rd} = 8 \times 75,44 = 604 \text{ kN}$$

### Résistance de l'assemblage aux Etats Limites Ultimes

Résistance de calcul de la section brute de la cornière à la traction	$N_{pl,Rd}$	383 kN
Résistance ultime de calcul de la section nette de la cornière :	$N_{u,Rd}$	391 kN
Résistance de calcul au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme étant en quinconce	$V_{eff,2,Rd}$	283 kN
<b>Résistance de calcul au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme n'étant pas en quinconce</b>	<b><math>V_{eff,2,Rd}</math></b>	<b>274 kN</b>
Résistance de calcul de la section brute du gousset	$N_{pl,Rd}$	480 kN
Résistance de calcul de la section nette du gousset	$N_{u,Rd}$	892 kN
Résistance de calcul de la section nette du gousset (section transversale au niveau du premier trou de boulon près de l'extrémité du gousset)	$N_{u,Rd}$	421 kN
Résistance de calcul du gousset au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme étant en quinconce	$V_{eff,1,Rd}$	508 kN
Résistance de calcul du gousset au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme n'étant pas en quinconce	$V_{eff,1,Rd}$	480 kN
Résistance de calcul des boulons au cisaillement	$F_{v,Rd}$	302 kN
Résistance de calcul des boulons et des pièces attachées en pression diamétrale	$F_{b,Rd}$	604 kN

La résistance de calcul au cisaillement de bloc en considérant les boulons comme n'étant pas en quinconce est le critère dimensionnant :

$$V_{eff,2,Rd} = 274 \text{ kN}$$

Note : Le mode critique pour l'ensemble des boulons dans l'assemblage est le cisaillement ( $F_{v,Rd} = 302 \text{ kN}$ ).

**Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)**

**FEUILLE DE CALCUL**

Titre

Exemple 7 – Résistance au cisaillement d'une poutre en I reconstituée soudée

Client

Research Fund for Coal and Steel

Préparé par AO

Date 06/02

Revu par MEB

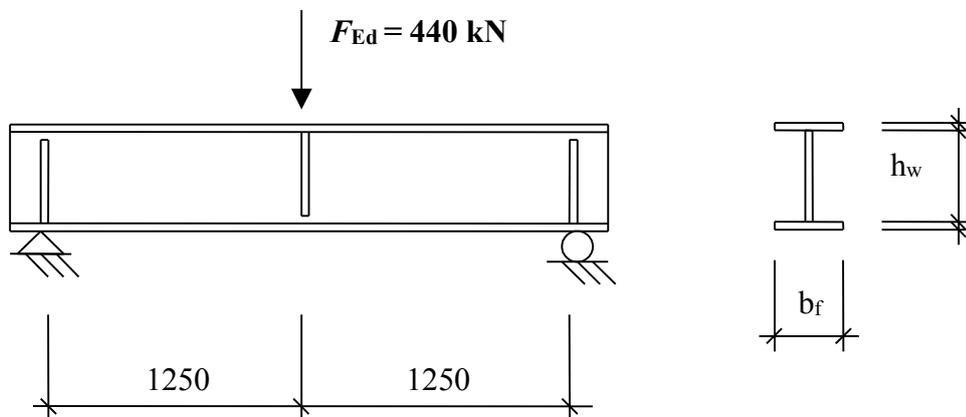
Date 04/06

Revu par ER/IA

Date 04/17

**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 1.4162 laminé à chaud.

$$f_y = 480 \text{ MPa pour les plats laminés à chaud}$$

$$E = 200\,000 \text{ MPa}$$

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**

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

$$\gamma_{M1} = 1,1$$

**Classification de la section transversale**

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{480} \times \frac{200}{210}} = 0,683$$

Tableau 2.2  
§ 2.3.1

Tableau 4.1

§ 5.3  
Tableau 5.2

Âme fléchie :

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0,683} = 178,9 > 90, \text{ par conséquent l'âme est de Classe 4.}$$

Semelle comprimée :

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0,683} = 11,3 \leq 14,0, \text{ la semelle comprimée est donc de Classe 3.}$$

Par conséquent, la section transversale est de Classe 4.

### Résistance au cisaillement

La vérification de la résistance au voilement par cisaillement est requise lorsque

$$h_w / t_w \geq \frac{24,3}{\eta} \varepsilon \sqrt{k_\tau} \text{ pour les âmes raidies transversalement.}$$

$a/h_w = 1250/500 = 2,5 > 1$ , et puisque l'âme n'est pas raidie,  $k_{\text{rst}}=0$ . 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  $\eta=1,2$

$$h_w/t_w = \frac{500}{4} = 125 \geq \frac{24,3}{1,2} \times 0,683 \times \sqrt{5,98} = 33,8$$

La résistance au voilement par cisaillement doit donc être vérifiée. Elle est obtenue par :

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = \frac{1,2 \times 480 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1,1} \times 10^{-3} = 604,6 \text{ kN}$$

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$$

Pour des raidisseurs d'extrémités non rigides :

$$\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{37,4 t_w \varepsilon \sqrt{k_\tau}} \right) = \left( \frac{500}{37,4 \times 4 \times 0,683 \times \sqrt{5,98}} \right) = 2,00 > 0,65$$

$$\chi_w = \frac{1,19}{(0,54 + \bar{\lambda}_w)} \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w \geq 0,65$$

La contribution de l'âme est donc obtenue par :

$$\chi_w = \frac{1,19}{(0,54 + 2,00)} = 0,468$$

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = \frac{0,468 \times 480 \times 500 \times 4}{\sqrt{3} \times 1,1} \times 10^{-3} = 235,9 \text{ kN}$$

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 obtenu par :

$$M_{f,Rd} = 12 \times 200 \times \frac{480}{1,1} \times (500 + 12) \times 10^{-6} = 536,2 \text{ kNm}$$

$M_{f,Rd} > M_{Ed} = 275 \text{ kN.m}$ , les semelles peuvent donc contribuer à la résistance au voilement par cisaillement.

Tableau 5.2

Tableau 5.2

§ 6.4.3

Éq. 6.26

§ 6.4.3

Éq. 6.22

Éq. 6.23

Éq. 6.25

Tableau 6.3

§ 6.4.3

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

Éq. 6.29

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

Éq. 6.30

$$= 1250 \times \left[ 0,17 + \frac{3,5 \times 200 \times 12^2 \times 480}{4 \times 500^2 \times 480} \right] = 338,5 \text{ mm}$$

$$338,5 \text{ mm} < 0,65 \times 1250 = 812,5 \text{ mm}$$

$$V_{bf,Rd} = \frac{200 \times 12^2 \times 480}{338 \times 1,1} \times \left[ 1 - \left[ \frac{275}{536,2} \right]^2 \right] = 27,4 \text{ kN}$$

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} = 235,8 + 27,4 = 263,2 \text{ kN} \leq 604,6 \text{ kN}$$

Éq. 6.22

### Raidisseurs transversaux

§ 6.4.5

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  $1 l \varepsilon t_w$ . Par conséquent, la section du raidisseur transversal est de Classe 3.

Tableau 6.1

$a/h_w = 1250/500 = 2,5 \geq \sqrt{2}$ , le moment d'inertie du raidisseur intermédiaire doit donc satisfaire à la condition :

Éq. 6.51

$$I_{st} \geq 0,75 h_w t_w^3 = 0,75 \times 500 \times 4^3 = 24000 \text{ mm}^4$$

Éq. 6.51

$$I_{st} = 2 \times \frac{(11 \times 0,683 \times 4) \times 4^3}{12} + \frac{12 \times 200^3}{12} = 8,00 \times 10^6 \text{ mm}^4, \text{ la condition est donc satisfaite.}$$

La résistance à l'écrasement est obtenue par :

$$N_{c,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$$

Éq. 5.27

$$A_g = (12 \times 200 + 11 \times 0,683 \times 4 \times 2) = 2460,1 \text{ mm}^2$$

$$N_{c,Rd} = 2460,1 \times 480 \times 10^{-3} / 1,1 = 1073,5 \text{ kN}$$

La résistance au flambement par flexion est obtenue par :

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$$

Éq. 6.2

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

Éq. 6.4

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

Éq. 6.5

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_{yw}}{E}}$$

Éq. 6.6

$$L_{cr} = 0,75 h_w = 0,75 \times 500 = 375 \text{ mm}$$

§ 5.4.5

$$\bar{\lambda} = \frac{375}{\sqrt{\frac{8 \times 10^6}{2460,1}}} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{\frac{480}{200000}} = 0,103$$

$$\varphi = 0,5 \left( 1 + 0,49 \times (0,103 - 0,2) + 0,103^2 \right) = 0,48$$

$$\chi = \frac{1}{0,48 + [0,48^2 - 0,103^2]^{0,5}} = 1,05 > 1 \Rightarrow \chi = 1,0$$

Puisque  $N_{b,Rd} = N_{c,Rd} = 1073,5 \text{ kN} > N_{Ed}$ , 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 § 6.4.3  
0,5, l'effet combiné de la flexion et du cisaillement doit être vérifié.

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1,0 \quad \text{Éq. 6.36}$$

$$\bar{\eta}_3 = \frac{220}{235,9} = 0,933 > 0,5, \text{ l'interaction doit donc être considérée.}$$

La condition est :

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 \leq 1,0 \text{ pour } \bar{\eta}_1 \geq \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}} \quad \text{Éq. 6.34}$$

Où :

$$\bar{\eta}_1 = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \quad \text{Éq. 6.35}$$

$$M_{f,Rd} = 536,2 \text{ kNm (Page 2)}$$

$M_{pl,Rd}$  est la résistance plastique de la section transversale.

$$M_{pl,Rd} = M_{f,Rd} + \frac{t_w h_w^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} = 536,2 + \frac{4 \times 500^2 \times 480}{4 \times 1,1 \times 10^6} = 645,3 \text{ kNm}$$

Vérifications des conditions à remplir :

$$M_{Ed} = 275 \text{ kN.m, d'où :}$$

$$\bar{\eta}_1 = \frac{275}{645,3} = 0,426 \leq 1,0 \text{ OK} \quad \text{Éq. 5.22}$$

$\bar{\eta}_1$  remplit la condition. Il reste maintenant à vérifier l'interaction.

$$\bar{\eta}_1 + \left(1 - \frac{M_{f,Rd}}{M_{pl,Rd}}\right) (2\bar{\eta}_3 - 1)^2 = 0,426 + \left(1 - \frac{536,2}{645,3}\right) \times (2 \times 0,933 - 1)^2 = 0,553 < 1,0$$

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.

### 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  $\rho$ , pour une âme soudée.

$$\rho = \frac{0,772}{\lambda_p} - \frac{0,079}{\lambda_p^2} \leq 1 \quad \text{Éq. 5.1}$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad \text{où } \bar{b} = d = 500 - 2 \times 4 \times \sqrt{2} = 488,68 \text{ mm} \quad \text{Éq. 5.3}$$

En supposant une distribution linéaire de contraintes sur la hauteur de l'âme et des valeurs opposées dans les fibres extrêmes,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4 \times 0,683 \times \sqrt{23,9}} = 1,29$$

$$\rho = \frac{0,772}{1,29} - \frac{0,079}{1,29^2} = 0,55 \leq 1$$

$$b_{\text{eff}} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi) = 0,55 \times 488,68 / (1 - (-1)) = 134,76 \text{ mm}$$

$$b_{e1} = 0,4 b_{\text{eff}} = 0,4 \times 134,76 = 53,9 \text{ mm}$$

$$b_{e2} = 0,6 b_{\text{eff}} = 0,6 \times 134,76 = 80,9 \text{ mm}$$

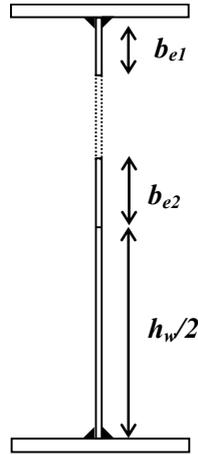
Tableau 5.3

Tableau 5.3

Tableau 5.3

### 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.



$$A_{\text{eff}} = \sum_i A_i = b_f t_f \times 2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2}) t_w + b_{e2} t_w + (h_w / 2) t_w = 6361,7 \text{ mm}^2$$

$$e_{\text{eff}} = \frac{1}{A_{\text{eff}}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ b_f t_f (0) + b_f t_f (h_w + t_f) ] + \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ (b_{e1} + 4\sqrt{2}) t_w (0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f)) + b_{e2} t_w (0,5(h_w + t_f) - b_{e2} / 2) + (h_w / 2) t_w (0,75 h_w + 0,5 t_f) ] = 266,4 \text{ mm}$$

$$I_{\text{eff}} = \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_f t_f^3}{12} + \frac{t_w (b_{e1} + 4\sqrt{2})^3}{12} + \frac{t_w b_{e2}^3}{12} + \frac{t_w (h_w / 2)^3}{12} + b_f t_f (e_{\text{eff}} - 0)^2 + b_f t_f [e_{\text{eff}} - (h_w + t_f)]^2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2}) t_w [e_{\text{eff}} - 0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f)]^2 + b_{e2} t_w [e_{\text{eff}} - 0,5(h_w + t_f - b_{e2})]^2 + (h_w / 2) t_w [e_{\text{eff}} - (0,75 h_w + 0,5 t_f)]^2 = 3,472 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

**Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)**

**FEUILLE DE CALCUL**

Titre Exemple 8 – Résistance aux charges concentrées

Client Research Fund for Coal and Steel

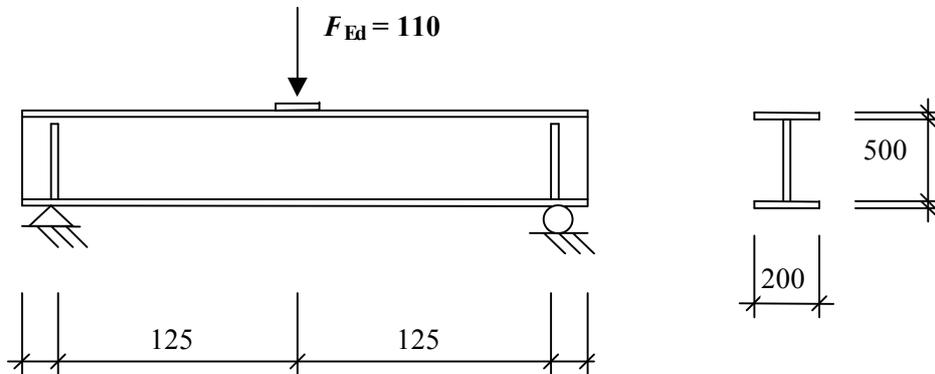
Préparé par AO Date 06/02

Revu par MEB Date 04/06

Revu par ER/IA Date 04/17

**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 duplexe de nuance 1.4462, laminé à chaud.

$$f_y = 460 \text{ N/mm}^2 \text{ pour les plats laminés à chaud}$$

$$E = 200.000 \text{ MPa}$$

- 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 :

$$V_{Ed} = \frac{F_{Ed}}{2} = \frac{110}{2} = 55 \text{ kN}$$

$$M_{Ed} = \frac{F_{Ed} L}{4} = \frac{110 \times 2,5}{4} = 68,75 \text{ kNm}$$

**Coefficients partiels**

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

$$\gamma_{M1} = 1,1$$

**Classification de la section transversale**

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{460} \times \frac{200}{210}} = 0,698$$

Tableau 2.2  
§ 2.3.1

Tableau 4.1

§ 5.3  
Tableau 5.2

Âme fléchie :

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{500 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{4 \times 0,698} = 175,1 > 90, \text{ par conséquent l'âme est de Classe 4.}$$

Semelle comprimée :

$$\frac{c}{t\varepsilon} = \frac{200 - 4 - 2 \times \sqrt{2} \times 4}{2 \times 12 \times 0,698} = 11,0 \leq 14,0, \text{ la semelle est donc de Classe 3.}$$

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 :

$$F_{Rd} = f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1} \quad \text{Éq. 6.37}$$

La longueur de résistance efficace  $L_{eff}$  est donnée par :

$$L_{eff} = \chi_F l_y \quad \text{Éq. 6.45}$$

où le coefficient de réduction est :

$$\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1,0 \quad \text{Éq. 6.46}$$

avec un élancement réduit défini par :

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{l_y t_w f_{yw}}{F_{cr}}} \quad \text{Éq. 6.47}$$

La longueur chargée efficace est donnée par :

$$l_y = s_s + 2t_f (1 + \sqrt{m_1 + m_2}) \quad \text{Éq. 6.41}$$

où :

$s_s$  est la longueur d'appui rigide et  $m_1$  et  $m_2$  sont des paramètres adimensionnels :

$$m_1 = \frac{f_{yf} b_f}{f_{yw} t_w} \quad \text{Éq. 6.38}$$

$$m_2 = 0,02 \left( \frac{h_w}{t_f} \right)^2 \quad \text{for } \bar{\lambda}_F > 0,5 \quad \text{Éq. 6.39}$$

$$m_2 = 0 \quad \text{for } \bar{\lambda}_F \leq 0,5 \quad \text{Éq. 6.40}$$

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. Fig. 6.5

$$m_1 = \frac{460 \times 200}{460 \times 4} = 50 \quad \text{Éq. 6.38}$$

$$\text{En prenant l'hypothèse que } \bar{\lambda}_F > 0,5 : m_2 = 0,02 \times \left[ \frac{500}{12} \right]^2 = 34,7 \quad \text{Éq. 6.39}$$

$$l_y = 24 + 2 \times 12 \times (1 + \sqrt{50 + 34,7}) = 268,9 \text{ mm} \quad \text{Éq. 6.41}$$

La charge critique est obtenue par :

$$F_{cr} = 0,9 k_F E \frac{t_w^3}{h_w} \quad \text{Éq. 6.48}$$

où le coefficient de flambement dépend du type de chargement (ici type a).

$$k_F = 6 + 2 \left[ \frac{h_w}{a} \right]^2 = 6 + 2 \times \left[ \frac{500}{2500} \right]^2 = 6,08$$

Figure 6.4

$$F_{cr} = 0,9 \times 6,08 \times 200000 \times \frac{4^3}{500} \times 10^{-3} = 140,1 \text{ kN}$$

Éq. 6.48

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{268,9 \times 4 \times 460}{140,1 \times 10^3}} = 1,88 > 0,5, \text{ l'hypothèse est donc vérifiée.}$$

Éq. 6.47

$$\chi_F = \frac{0,5}{1,88} = 0,27 \leq 1,0, \text{ OK}$$

Éq. 6.46

$$L_{eff} = 0,27 \times 268,9 = 72,6 \text{ mm}$$

$$F_{Ed} = 110 \leq 460 \times 72,6 \times 4 / (1,1 \times 10^3) = 121,4 \text{ kN}$$

Éq. 6.37

La résistance est donc supérieure à la charge.

### Interaction entre la charge concentrée et le moment fléchissant

L'interaction entre la charge concentrée et le moment fléchissant est vérifiée conformément à EN1993-1-5:2006.

$$0,8 \times \eta_1 + \eta_2 \leq 1,4$$

EN 1993-1-5,  
Éq. 7.2

où :

$$\eta_1 = \frac{N_{Ed}}{f_y A_{eff} / \gamma_{M0}} + \frac{M_{Ed} + N_{Ed} e_N}{f_y W_{eff} / \gamma_{M0}} \leq 1,0$$

EN 1993-1-5,  
Éq. 4.14

$$\eta_2 = \frac{F_{Ed}}{f_{yw} L_{eff} t_w / \gamma_{M1}} \leq 1,0$$

EN 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  $\rho$ , pour une âme soudée.

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1$$

Éq. 5.1

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma}} \quad \text{où : } b = d = 500 - 2 \times 4 \times \sqrt{2} = 488,68 \text{ mm}$$

Éq. 5.3

En supposant une distribution linéaire de contraintes sur la hauteur de l'âme et des valeurs opposées dans les fibres extrêmes,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1$$

$$\Rightarrow k_\sigma = 23,9$$

Table 5.3

$$\bar{\lambda}_p = \frac{488,68/4}{28,4 \times 0,698 \times \sqrt{23,9}} = 1,26$$

$$\rho = \frac{0,772}{1,26} - \frac{0,079}{1,26^2} = 0,562 \leq 1$$

$$b_{eff} = \rho b_c = \rho b / (1 - \psi) = 0,562 \times 488,68 / (1 - (-1)) = 137,3 \text{ mm}$$

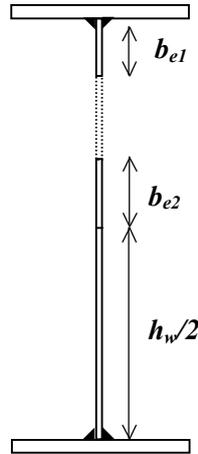
Table 5.3

$$b_{e1} = 0,4 b_{eff} = 0,4 \times 137,3 = 54,9 \text{ mm}$$

$$b_{e2} = 0,6 b_{eff} = 0,6 \times 137,3 = 82,4 \text{ mm}$$

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.



$$A_{\text{eff}} = \sum_i A_i = b_f t_f \times 2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2})t_w + b_{e2}t_w + (h_w / 2)t_w = 6372,2 \text{ mm}^2$$

$e_{\text{eff}} =$

$$\frac{1}{A_{\text{eff}}} \sum_i A_i e_i = \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ b_f t_f (0) + b_f t_f (h_w + t_f) ] + \frac{1}{A_{\text{eff}}} [ (b_{e1} + 4\sqrt{2})t_w (0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f)) + b_{e2}t_w (0,5(h_w + t_f) - b_{e2} / 2) + (h_w / 2)t_w (0,75h_w + 0,5t_f) ] = 266,4 \text{ mm}$$

$$I_{\text{eff}} = \sum_i I_i + \sum_i A_i (e_{\text{eff}} - e_i)^2 = 2 \times \frac{b_f t_f^3}{12} + \frac{t_w (b_{e1} + 4\sqrt{2})^3}{12} + \frac{t_w b_{e2}^3}{12} + \frac{t_w (h_w / 2)^3}{12} + b_f t_f (e_{\text{eff}} - 0)^2 + b_f t_f [ e_{\text{eff}} - (h_w + t_f) ]^2 + (b_{e1} + 4\sqrt{2})t_w [ e_{\text{eff}} - 0,5((b_{e1} + 4\sqrt{2}) + t_f) ]^2 + b_{e2}t_w [ e_{\text{eff}} - 0,5(h_w + t_f - b_{e2}) ]^2 + (h_w / 2)t_w [ e_{\text{eff}} - (0,75h_w + 0,5t_f) ]^2 = 3,475 \times 10^8 \text{ mm}^4$$

$$W_{\text{eff}} = \frac{I_{\text{eff}}}{e_{\text{eff}} + 0,5t_f} = 1,293 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

$$\eta_1 = \frac{68,75 \times 10^6}{460 \times 1,293 \times 10^6 / 1,1} = 0,127$$

$$\eta_2 = \frac{110}{119,63} = 0,919$$

$$0,8\eta_1 + \eta_2 = 0,8 \times 0,127 + 0,919 = 1,021 < 1,4$$

La résistance de la poutre pour l'interaction entre la charge concentrée et le moment fléchissant est donc satisfaisante.

### Résistance au cisaillement

Pour des âmes non raidies, la vérification de la résistance au voilement par cisaillement est requise lorsque  $h_w / t_w \geq \frac{56,2}{\eta} \varepsilon$

$$h_w / t_w = 500 / 4 = 125 \geq \frac{56,2}{1,2} \times 0,698 = 32,7$$

La résistance au voilement par cisaillement doit donc être vérifiée. Elle est obtenue par :

EN 1993-1-5  
Éq. 4.14

EN 1993-1-5  
Éq. 6.14

§ 6.4.3

Éq. 6.20

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}}$$

Éq. 6.22

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw} h_w t_w}{\gamma_{M1} \sqrt{3}}$$

Éq. 6.23

Pour des raidisseurs d'extrémité non rigides, on trouvera au Tableau 6.3 :

$$\bar{\lambda}_w = \left( \frac{h_w}{86,4 t_w \varepsilon} \right) = \left( \frac{500}{86,4 \times 4 \times 0,698} \right) = 2,07 > 0,65$$

Éq. 6.24

$$\chi_w = \frac{1,19}{0,54 + \bar{\lambda}_w} \quad \text{pour } \bar{\lambda}_w \geq 0,65$$

Tableau 6.3

$$\chi_w = \frac{1,19}{0,54 + 2,07} = 0,455$$

Tableau 6.3

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 :

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} = \frac{0,455 \times 460 \times 500 \times 4}{1,1 \times \sqrt{3}} \times 10^{-3} = 219,8 \text{ kN} < \frac{\eta f_{yw} h_w t_w}{\sqrt{3} \gamma_{M1}} = 579,45 \text{ kN}$$

Éq. 6.23

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} > V_{Ed} = 55 \text{ kN}$$

La résistance de la poutre au cisaillement est donc satisfaisante.

### Interaction flexion et cisaillement

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 :

$$\bar{\eta}_3 = \frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1,0$$

Éq. 6.36

$$= \frac{55}{219,8} = 0,25 \leq 0,5, \text{ donc l'interaction ne doit pas être considérée.}$$

*Remarque finale : 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.*

**Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)**

**FEUILLE DE CALCUL**

Titre

Exemple 9 – Poutre avec semelle comprimée non maintenue

Client

Research Fund for Coal and Steel

Préparé par

SMH

Date 09/01

Revu par

NRB

Date 04/06

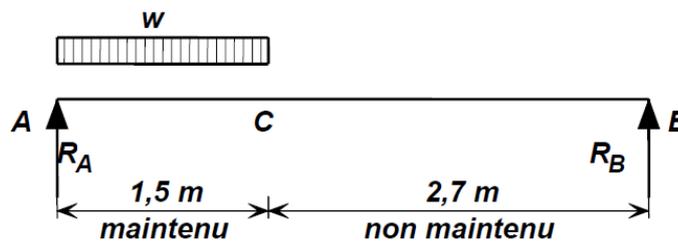
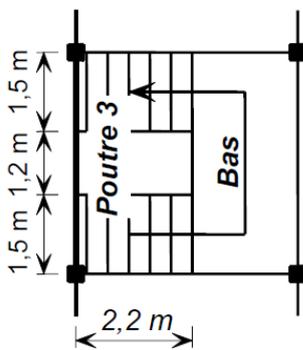
Revu par

SJR

Date 04/17

**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) :

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

Comme il n'y a qu'une seule action variable ( $Q_{k,1}$ ), le dernier terme n'est pas à considérer ici.

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

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

Actions pondérées :

Action permanente : Charge sur les marches =  $1,35 \times 2,2 = 2,97 \text{ kN/m}$

Poids propre de la poutre =  $1,35 \times 0,13 = 0,18 \text{ kN/m}$

Action variable : Charge sur les marches =  $1,5 \times 8,8 = 13,2 \text{ kN/m}$

**Analyse structurale**

Réactions d'appuis :

$$R_A + R_B = (2,97 + 13,2) \times 1,5 + 0,18 \times 4,2 = 25,01 \text{ kN}$$

En prenant les moments par rapport au point A :

$$R_B = \frac{1,5 \times (2,97 + 13,2) \times 0,75 + 0,18 \times 4,2 \times (4,2/2)}{4,2} = 4,71 \text{ kN}$$

$$\Rightarrow R_A = 25,01 - 4,71 = 20,30 \text{ kN}$$

Le moment fléchissant maximum se trouve à une distance de  $1,5 \times \left(1 - \frac{1,5}{2 \times 4,2}\right) = 1,23 \text{ m}$  du point A.

$$M_{Ed,max} = 20,30 \times 1,23 - (2,97 + 13,2) \times \frac{1,23^2}{2} - 0,18 \times \frac{1,23^2}{2} = 12,60 \text{ kNm}$$

Le cisaillement maximal est situé au point A :

$$F_{Ed,maxSd} = 20,30 \text{ kN}$$

### Caractéristiques du matériau

L'acier inoxydable utilisé est de nuance 1.4401.

Limite d'élasticité conventionnelle à 0,2 % :  $f_y = 240 \text{ MPa}$  (pour les tôles laminées à froid)

$E = 200\,000 \text{ MPa}$  et  $G = 76900 \text{ MPa}$

Vérifions une section en C de dimensions  $200 \times 75$  et d'épaisseur = 5 mm

### Caractéristiques de la section transversale

$$I_y = 9,456 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{el,y} = 94,56 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$I_z = 0,850 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{pl,y} = 112,9 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$I_w = 5085 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$A_g = 1650 \text{ mm}^2$$

$$I_t = 1,372 \times 10^4 \text{ mm}^4$$

### Classification de la section transversale

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000}} = \sqrt{\frac{235}{240} \times \frac{200\,000}{210\,000}} = 0,97$$

Supposons, en se plaçant en sécurité, que pour l'âme  $c = h - 2t = 200 - 2 \times 5 = 190 \text{ mm}$

L'âme est soumise à la flexion, donc :  $\frac{c}{t} = \frac{190}{5} = 38$

Pour la Classe 1,  $\frac{c}{t} \leq 72\varepsilon = 69,8 \leq 56\varepsilon$ , l'âme est donc de Classe 1.

La semelle en console est soumise à compression et  $\frac{c}{t} = \frac{75}{5} = 15$

Pour la Classe 3,  $\frac{c}{t} \leq 14\varepsilon = 13,6$ , 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  $\rho$  pour les parois en console formées à froid

$$\rho = \frac{1}{\lambda_p} - \frac{0,188}{\lambda_p^2} \leq 1$$

Tableau 2.2  
§ 2.3.1

§ 5.3.2  
Tableau 5.2

Tableau 5.2

Tableau 5.2

§ 5.4.1

Éq. 5.2

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad \text{où } \bar{b} = c = 75 \text{ mm}$$

En supposant une distribution uniforme de contraintes dans la semelle comprimée,

$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1 \quad \Rightarrow k_\sigma = 0,43$$

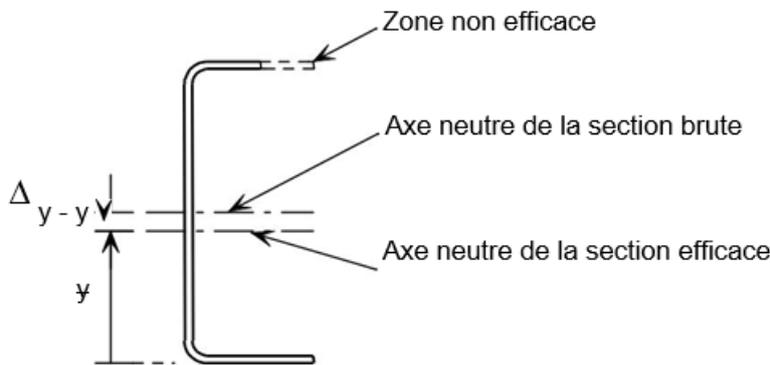
$$\bar{\lambda}_p = \frac{75/5}{28,4 \times 0,97 \times \sqrt{0,43}} = 0,830$$

$$\rho = \frac{1}{0,830} - \frac{0,188}{0,830^2} = 0,932$$

$$c_{\text{eff}} = \rho \times c = 0,932 \times 75 = 69,9$$

$$A_{\text{eff}} = A_g - (1 - \rho)ct = 1650 - (1 - 0,932) \times 75 \times 5 = 1625 \text{ mm}^2$$

Calcul du décalage de l'axe neutre de la section soumise à la flexion :



$$\bar{y} = \frac{A_g \times \frac{h}{2} - (1 - \rho) \times c \times t \times \left( h - \frac{t}{2} \right)}{A_{\text{eff}}} = \frac{1650 \times \frac{200}{2} - (1 - 0,932) \times 75 \times 5 \times \left( 200 - \frac{5}{2} \right)}{1625}$$

$$\bar{y} = 98,44$$

$$\text{Décalage de l'axe neutre, } \Delta_{y-y} = \frac{h}{2} - \bar{y} = \frac{200}{2} - 98,44 = 1,56 \text{ mm}$$

$$\text{Calcul de } I_{\text{eff},y} = \left( I_y - \frac{(1 - \rho)ct^3}{12} - (1 - \rho)ct \left( \frac{h}{2} - \frac{t}{2} \right)^2 - A_{\text{eff}} \Delta_{y-y}^2 \right)$$

$$I_{\text{eff},y} = 9,456 \times 10^6 - \frac{(1 - 0,932) \times 75 \times 5^3}{12} - (1 - 0,932) \times 75 \times 5 \times (100 - 2,5)^2 - 1625 \times 1,56^2$$

$$I_{\text{eff},y} = 9,21 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$W_{\text{eff},y} = \frac{I_{\text{eff},y}}{\frac{h}{2} + \Delta_{y-y}} = \frac{9,21 \times 10^6}{\frac{200}{2} + 1,56} = 90,69 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

### 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.

$$L_e = \text{distance entre les points de moment nul} = 4200 \text{ mm}$$

Éq. 5.3

Tableau 5.4

Tableau 5.4

§ 5.4.2

$L_e/50 = 84 \text{ mm}$ ,  $b_0 = 75 \text{ mm}$ , le traînage de cisaillement peut donc être négligé ici.

### Déformation transversale des semelles

$$u = \frac{2 \sigma_a^2 b_s^4}{E^2 t^2 z}$$

$\sigma_a$  = contrainte longitudinale moyenne dans la semelle = 240 MPa (valeur maximale possible)

$$b_s = 75 - 5 = 70 \text{ mm}$$

$$z = 100 - 2,5 = 97,5 \text{ mm}$$

$$u = \frac{2 \times 240^2 \times 70^4}{200000^2 \times 5^2 \times 97,5} = 0,028 \text{ mm}$$

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.

### Coefficients partiels

Les coefficients partiels suivants sont utilisés tout au long de cet exemple :

$$\gamma_{M0} = 1,1 \text{ et } \gamma_{M1} = 1,1$$

### Résistance de la section transversale à la flexion

Pour une section de Classe 4 :

$$M_{c,Rd} = W_{\text{eff,min}} f_y / \gamma_{M0} = \frac{90,69 \times 10^3 \times 240}{1,1 \times 10^6} = 19,79 \text{ kNm}$$

Moment sollicitant de calcul = 12,60 kNm  $<$   $M_{c,Rd}$ , donc la résistance de la section transversale à la flexion est satisfaisante.

### Résistance de la section transversale au cisaillement

$$V_{pl,Rd} = A_v (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{M0}$$

$$A_v = h \times t = 200 \times 5 = 1000 \text{ mm}^2$$

$$V_{pl,Rd} = \frac{1000 \times 240}{\sqrt{3} \times 1,1 \times 1000} = 125,97 \text{ kN}$$

$$F_{Ed,max} = 20,30 \text{ kNm} < V_{pl,Rd} = 125,97 \text{ kNm}$$

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  $h_w = h - 2t = 200 - 2 \times 5 = 190 \text{ mm}$

$$\frac{h_w}{t} = \frac{190}{5} = 38, \text{ il y a besoin de vérifier la résistance au voilement par cisaillement}$$

$$\text{lorsque } \frac{h_w}{t} \geq \frac{56,2\varepsilon}{\eta}$$

$$\eta = 1,20$$

$$\frac{h_w}{t} = 38 < \frac{56,2\varepsilon}{\eta} = \frac{56,2 \times 0,97}{1,20} = 45,4$$

§ 5.4.2  
EN 1993-1-3  
Clause 5.4  
Éq. 5.3a

Tableau 4.1

Éq. 5.31

Éq. 5.32

§ 6.4.3

Éq. 6.20

Ainsi, la résistance au cisaillement n'est pas limitée par le voilement par cisaillement.

### Résistance au déversement

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.

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_{eff,y} f_y / \gamma_{M1} \text{ pour une section transversale de Classe 4}$$

$$W_{eff,y} = 90,69 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

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

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

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}}$$

Détermination du moment critique de déversement ( $M_{cr}$ ):

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left( \left[ \left( \frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2 \right]^{1/2} - C_2 z_g \right)$$

C est un appui libre, tandis que B s'approche de l'encastrement. On considère le cas le plus défavorable, on prend donc  $k = k_w = 1,0$ .

$C_1$ ,  $C_2$  sont déterminés en considérant le diagramme du moment fléchissant et les conditions d'appuis.

Du diagramme de moment fléchissant, on tire  $\psi = 0$ ,  $\Rightarrow C_1 = 1,77$

$C_2 = 0$  (pas de charge transversale)

$$M_{cr} = 1,77 \times \frac{\pi^2 \times 200000 \times 0,850 \times 10^6}{(1,00 \times 2700)^2} \times \left( \left[ \left( \frac{1,00}{1,00} \right)^2 \times \frac{5085 \times 10^6}{0,850 \times 10^6} + \frac{(1,00 \times 2700)^2 \times 76900 \times 1,372 \times 10^4}{\pi^2 \times 200000 \times 0,850 \times 10^6} \right]^{0,5} \right)$$

$$M_{cr} = 41,9 \text{ kNm}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{90,69 \times 10^3 \times 240}{41,9 \times 10^6}} = 0,721$$

En utilisant le facteur d'imperfection  $\alpha_{LT} = 0,34$  pour les sections formées à froid :

$$\phi_{LT} = 0,5 \times \left( 1 + 0,34 \times (0,721 - 0,4) + 0,721^2 \right) = 0,814$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{0,814 + [0,814^2 - 0,721^2]^{0,5}} = 0,839$$

$$M_{b,Rd} = 0,839 \times 90,69 \times 10^3 \times 240 \times 10^{-6} / 1,1$$

$$M_{b,Rd} = 16,60 \text{ kNm}$$

Du diagramme de moment fléchissant, on déduit que le moment maximum dans la partie non-maintenue de la poutre est de 12,0 kN.m. Donc, la poutre a une résistance au déversement suffisante.

### Flèches

$$\text{Cas de charge (état limite de service)} : \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + Q_{k,1} + \sum_{i \geq 1} \psi_{0,i} Q_{k,i}$$

Comme il y a une seule action variable ( $Q_{k,1}$ ), le dernier terme n'est pas à considérer ici.

§ 6.4.2

Éq.6.13

Éq.6.14

Éq.6.15

Éq.6.16

Appendix E

Éq. E.1

E.3

Tableau E.1

§ 6.4.2

Appendix E

Éq. E.1

E.3

Tableau E.1

§ 6.4.6

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.

$$\text{Module sécant } E_s = \left( \frac{E_{s1} + E_{s2}}{2} \right)$$

Éq. 6.52

$$\text{Où : } E_{s,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} \quad \text{and } i = 1,2$$

Éq. 6.53

L'analyse de structure a permis d'obtenir ce qui suit :

Moment maximal dû aux actions permanentes = 1,90 kNm

Moment maximal dû aux actions imposées = 6,68 kNm

Moment total dû aux actions non pondérées = 8,58 kNm

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 :

Tableau 6.4

Contrainte maximale à l'état limite de service :

$$\sigma_{i,Ed,ser} = \frac{M_{max}}{W_{eff,y}} = \frac{8,58 \times 10^6}{90,69 \times 10^3} = 94,6 \text{ N/mm}^2$$

Pour l'acier inoxydable de nuance 1.4401, le paramètre  $n$  (direction longitudinale) = 7,0, donc :

$$E_{s,i} = \frac{200000}{1 + 0,002 \times \frac{200000}{94,6} \times \left( \frac{94,6}{240} \right)^7} = 198757,6 \text{ N/mm}^2$$

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 :

$$\text{Où } x \geq a: \quad \delta = \frac{waL^4}{24aE_s I} n^2 \left[ 2m^3 - 6m^2 + m(4+n^2) - n^2 \right]$$

Avec  $m = x/L$  et  $n = a/L$

Où  $x = 1,9$  m et  $a = 1,5$  m:  $m = 1,9/4,2 = 0,452$ ;  $n = 1,5/4,2 = 0,357$

Charge partiellement répartie (actions permanentes + variables non pondérées) :

$w = 11,0$  kN/m

Charge uniformément répartie (action permanente) :

$w = 0,128$  kN/m

Flèche  $\delta_1$ , à une distance de 1,9 m de l'appui A, due aux charges partiellement réparties :

$$\delta_1 = \frac{11000 \times 1,5 \times 4200^4}{24 \times 1500 \times 198757,6 \times 9,06 \times 10^6} \times 0,357^2 \times \left[ 2 \times 0,452^3 - 6 \times 0,452^2 + 0,452(4 + 0,357^2) - 0,357^2 \right]$$

$\delta_1 = 7,04$  mm

Manuel de calcul des structures en acier (5ème Ed.)

Flèche  $\delta_2$ , à mi-travée due au poids propre de la poutre :

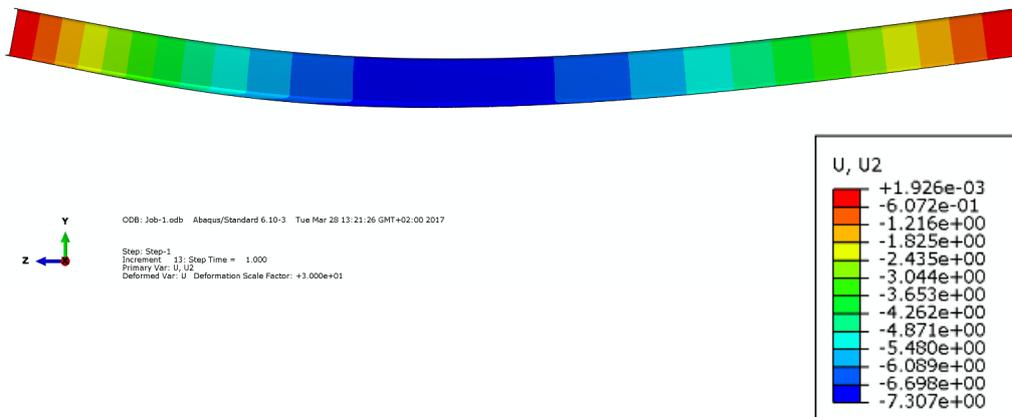
$$\delta_2 = \frac{5}{384} \times \frac{(w \times L)L^3}{E_s I} = \frac{5}{384} \times \frac{(0,128 \times 10^3 \times 4,2) \times 4200^3}{198757,6 \times 9,06 \times 10^6} = 0,29 \text{ mm}$$

Flèche totale  $\approx \delta_1 + \delta_2 = 7,04 + 0,29 = 7,33 \text{ mm}$

La flèche maximale acceptable est de :  $\delta_{\text{limite}} = \frac{L}{250} = \frac{4200}{250} = 16,8 \text{ mm}$ .

La flèche calculée est donc suffisamment faible.

*Note : Un modèle éléments finis permettant de prédire les déformations du même cas d'école prédit que la flèche à mi-travée est de 7,307 mm – cf. figure ci-dessous fournissant les déplacements)*



Titre Exemple 10 – Poteau soumis au feu

Client Research Fund for Coal and Steel

Préparé par SMH Date 08/01

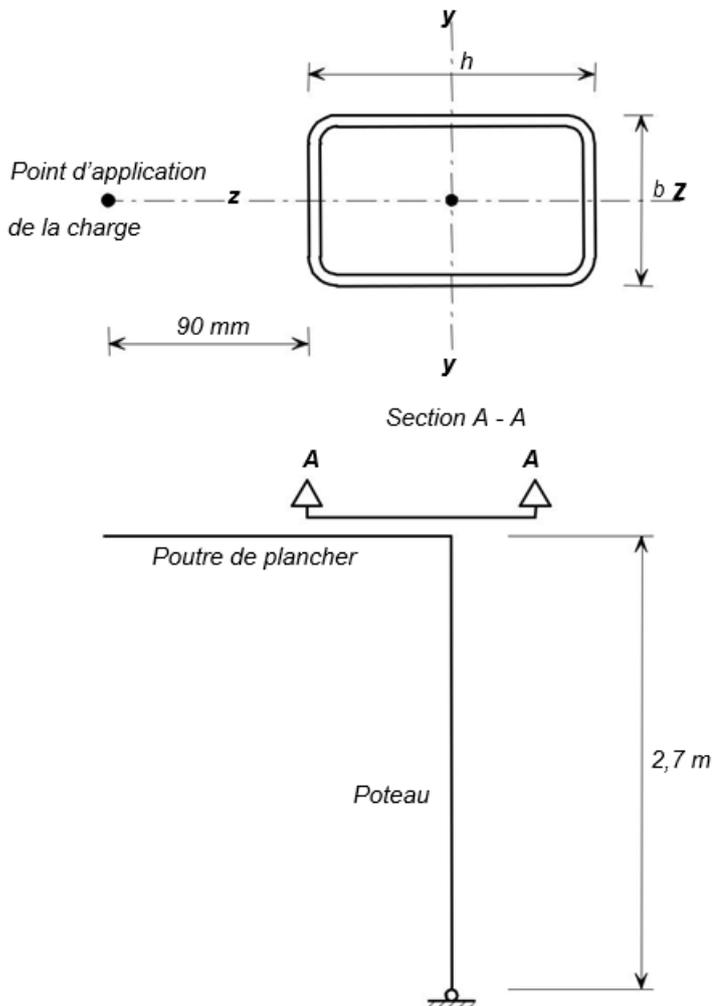
Revu par MEB Date 04/06

Revu par SA Date 05/17

**EXEMPLE N°10 – RÉSISTANCE AU FEU D'UN POTEAU COMPRIMÉ ET FLÉCHI**

Dimensionner un profil creux rectangulaire non protégé, soumis à une sollicitation de flexion composée, pour une résistance au feu de 30 minutes.

Le poteau, de hauteur 2,7 m, est soumis à une charge verticale de compression résultant de l'appui d'une poutre de plancher ; le point d'application de cette charge est excentré de 90 mm par rapport à la petite face du profil.



**Actions**

L'excentricité est prise égale à  $90 \text{ mm} + h/2$ , avec  $h$  la hauteur de la section. La poutre de plancher introduit ainsi un moment de flexion autour de l'axe fort du poteau.

Les actions non pondérées sont : Action permanente = 6 kN  
Action variable = 7 kN

Le poteau sera d'abord vérifié à l'état limite ultime (LC1), puis à l'état limite d'incendie (LC2) pour une durée d'exposition au feu de 30 minutes. Les cas de charges sont les suivants:

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)

Effort axial dans le poteau résultant de l'effort tranchant à l'extrémité de la poutre (LC1) :

$$N_{Ed} = 1,35 \times 6 + 1,5 \times 7 = 18,6 \text{ kN}$$

Prenons une section creuse rectangulaire dont les dimensions sont 100×50×6.

Moment fléchissant selon l'axe fort (dû à l'excentricité de la charge par rapport au centre de gravité de la section du poteau) :

$$M_{y,Ed} = 18,6 \times (0,09 + 0,10/2) = 2,60 \text{ kNm}$$

### Coefficients partiels

Les coefficients partiels suivants sont utilisés tout au long de cet exemple pour le calcul à l'état limite LC1 : Tableau 4.1

$$\gamma_{M0} = 1,10 \text{ et } \gamma_{M1} = 1,10$$

### Caractéristiques du matériau

L'acier inoxydable est de nuance 1.4401.

La limite d'élasticité conventionnelle à 0,2%  $f_y = 220 \text{ MPa}$  et  $f_u = 530 \text{ MPa}$ .

$E = 200000 \text{ MPa}$  et  $G = 76900 \text{ MPa}$ . Tableau 2.2  
§ 2.3.1

### Caractéristiques de la section d'un tube rectangulaire 100×50×6

$$W_{el,y} = 32,58 \times 10^3 \text{ mm}^3 \quad i_y = 32,9 \text{ mm}$$

$$W_{pl,y} = 43,75 \times 10^3 \text{ mm}^3 \quad i_z = 19,1 \text{ mm}$$

$$A = 1500 \text{ mm}^2 \quad t = 6,0 \text{ mm}$$

### Classification de la section transversale

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{220} \times \frac{200000}{210000} \right]^{0,5} = 1,01$$

Pour une section creuse rectangulaire,  $c = h - 3t$ . § 5.3.2  
Tableau 5.2

Pour l'âme,  $c = 100 - 3 \times 6 = 82 \text{ mm}$

Âmes comprimées:  $c/t = 82/6 = 13,7$  Tableau 5.2

Pour la Classe 1, la limite est de  $33\varepsilon = 33,33$  Tableau 5.2

L'âme est donc de Classe 1

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.

### Résistance en compression de la section droite

$$N_{c,Rd} = \frac{Af_y}{\gamma_{M0}} \text{ pour des sections transversales de Classes 1, 2 et 3}$$

$$N_{c,Rd} = \frac{1500 \times 220}{1,1} = 300 \text{ kN}$$

300 kN > 18,6 kN ∴ acceptable

### Résistance en flexion de la section droite

$$M_{c,y,Rd} = \frac{W_{pl,y} f_y}{\gamma_{M0}} \text{ pour des sections transversales de Classes 1, 2 et 3}$$

$$M_{c,y,Rd} = \frac{43750 \times 220}{1,1} = 8,75 \text{ kNm}$$

8,75 kNm > 2,60 kNm ∴ acceptable

### Compression et flexion combinées

La vérification suivante doit être conduite :  $M_{y,Ed} \leq M_{N,Rd}$

L'approximation suivante pour  $M_{N,y,Rd}$  peut être faite pour les sections creuses rectangulaires:

$$M_{N,y,Rd} = M_{pl,y,Rd} (1 - n) / (1 - 0,5a_w) \text{ mais } M_{N,y,Rd} \leq M_{pl,y,Rd}$$

où

$$a_w = \frac{A - 2bt}{A} \text{ mais } a_w \leq 0,5$$

$$a_w = \frac{1500 - 2 \times 50 \times 6}{1500} = 0,6 \text{ mais } a_w \leq 0,5, \text{ donc } a_w = 0,5$$

$$n = \frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} = \frac{18,6}{300} = 0,062$$

$$M_{N,y,Rd} = 8,75 \left( \frac{1 - 0,062}{1 - 0,5 \times 0,5} \right) = 10,94 \leq M_{pl,y,Rd} = 8,75$$

Donc  $M_{N,y,Rd} = 8,75 \text{ kNm}$  et  $M_{y,Ed} \leq M_{N,Rd}$ .

### Résistance au flambement en compression axiale

Résistance au flambement par flexion par rapport à l'axe z-z :

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \text{ pour des sections transversales de Classes 1, 2 et 3}$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + [\phi^2 - \bar{\lambda}^2]^{0,5}} \leq 1 \text{ (Coefficient de réduction pour le flambement)}$$

où

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

§ 5.7.3

Éq. 5.27

§ 5.7.4

Éq. 5.29

§ 5.7.6

Éq. 5.33

EN 1993-1-1, clause 6.2.9.1(5)

§ 6.3.3

Éq. 6.2

Éq. 6.4

Éq. 6.5

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad \text{pour des sections transversales de Classes 1, 2 et 3}$$

$L_{cr}$  = 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

$$\bar{\lambda}_y = \frac{2700}{32,9} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{\frac{220}{200000}} = 0,866$$

$$\bar{\lambda}_z = \frac{2700}{19,1} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{\frac{220}{200000}} = 1,492$$

Courbe de flambement : axe fort (y-y):

Pour les sections creuses soumises au flambement par flexion,  $\alpha = 0,49$  et  $\bar{\lambda}_0 = 0,30$ .

$$\phi = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,866 - 0,3) + 0,866^2) = 1,014$$

$$\chi_y = \frac{1}{1,014 + [1,014^2 - 0,866^2]^{0,5}} = 0,649 \leq 1$$

$$N_{b,y,Rd} = \frac{0,649 \times 1500 \times 220}{1,10} = 194,70 \text{ kN}$$

194,70 kN > 18,6 kN  $\therefore$  acceptable

Courbe de flambement : axe faible (z-z):

$$\phi = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (1,492 - 0,3) + 1,492^2) = 1,905$$

$$\chi_z = \frac{1}{1,905 + [1,905^2 - 1,492^2]^{0,5}} = 0,324$$

$$N_{b,z,Rd} = \frac{0,324 \times 1500 \times 220}{1,10} = 97,20 \text{ kN}$$

97,20 kN > 18,6 kN  $\therefore$  acceptable

*Note: Le flambement par torsion ne constitue par un mode critique pour les sections creuses rectangulaires dont le rapport h/b est de 2.*

§ 6.3.1

### Vérification de la résistance au flambement en flexion composée

§ 6.5.2

La vérification suivante doit être conduite :

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

Éq. 6.56

$\beta_{w,y} = 1,0$  pour les sections transversales de Classe 1

$$k_y = 1,0 + D_1 (\bar{\lambda}_y - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}} \leq 1 + D_1 (D_3 - D_2) \frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd,y}}$$

Éq. 6.63

Du Tableau 6.6 on tire  $D_1 = 2,0$  ;  $D_2 = 0,3$  et  $D_3 = 1,3$

Tableau 6.6

$$k_y = 1,0 + 2 \times (0,866 - 0,3) \times \frac{18,6}{194,7} = 1,108 < 1 + 2 \times (1,3 - 0,3) \times \frac{18,6}{194,7} = 1,191$$

$\therefore k_y = 1.108$

$$\frac{18,6}{97,20} + 1,108 \times \left( \frac{2,60 \times 10^6 + 0}{1,0 \times 43,75 \times 10^3 \times 220 / 1,10} \right) = 0,521 < 1 \text{ .: acceptable}$$

### 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,  $N_{\bar{n},Ed} = 1,0 \times 6 + 1,0 \times 7 = 13,0 \text{ kN}$

Moment fléchissant maximum  $M_{y,\bar{n},Ed} = 13,0 \times (0,09 + 0,05) = 1,82 \text{ kNm}$

### Détermination de la température dans l'acier après une durée d'exposition à l'incendie de 30 minutes

§ 8.4.4

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  $\Delta t$  est donnée par la relation suivante :

$$\Delta \theta_t = \frac{A_m/V}{c \rho} \dot{h}_{\text{net,d}} \Delta t \quad \text{Éq. 8.41}$$

$$\dot{h}_{\text{net,d}} = \dot{h}_{\text{net,c}} + \dot{h}_{\text{net,r}} \quad \text{Éq. 8.42}$$

$$\dot{h}_{\text{net,c}} = \alpha_c (\theta_g - \theta) \quad \text{Éq. 8.43}$$

$$\dot{h}_{\text{net,r}} = \phi \varepsilon_{\text{res}} 5,67 \times 10^{-8} \left[ (\theta_g + 273)^4 - (\theta + 273)^4 \right] \quad \text{Éq. 8.44}$$

où :

$\theta_g$  = température des gaz à proximité de la barre exposée au feu, donnée par la courbe d'incendie normalisée:

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad \text{Éq. 8.45}$$

$\theta$  = température à la surface de la barre

Les données initiales pour la détermination de la température finale de l'acier sont les suivantes :

$$A_m/V = 200 \text{ m}^{-1}$$

$$\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$$

§ 8.4.4

Température initiale de l'acier,  $\theta = 20 \text{ }^\circ\text{C}$

Émissivité résultante,  $\varepsilon_{\text{res}} = 0,4$  § 8.4.4

Masse volumique de l'acier inoxydable,  $\rho = 8000 \text{ kg/m}^3$  pour la nuance 1.4401 Tableau 2.7

Facteur de forme,  $\phi = 1,0$  EN 1991-1-2 cl. 3.1(7)

La chaleur spécifique dépend de la température et est donnée par l'expression suivante :

$$c = 450 + 0,28\theta - 2,91 \times 10^{-4}\theta^2 + 1,34 \times 10^{-7}\theta^3 \text{ J/kgK} \quad \text{Éq. 8.37}$$

$$\Delta t = 2 \text{ secondes}$$

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 de l'acier obtenue est de :

$$\theta = 829 \text{ }^\circ\text{C}$$

**Réduction des caractéristiques mécaniques aux températures élevées**

§ 8.2

Les facteurs de réduction nécessaires pour le calcul de la résistance aux températures élevées sont les suivants :

Facteur de réduction du module d'élasticité

$$k_{E,\theta} = E_\theta/E$$

Éq. 8.4

Facteur de réduction de la limite d'élasticité à 0,2 %

$$k_{p0,2,\theta} = f_{p0,2,\theta}/f_y$$

Éq. 8.1

Facteur de réduction de la résistance ultime à la traction

$$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y \text{ mais } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$$

Éq. 8.2

Les valeurs de facteurs de réduction à 811°C sont obtenues par interpolation linéaire.  
829 °C

Tableau 8.1

$$k_{E,\theta} = 0,578$$

Tableau 8.1

$$k_{p0,2,\theta} = 0,355$$

$$k_{2,\theta} = 0,430$$

$$k_{u,\theta} = 0,297$$

$$f_{2,\theta} = 0,430 \times 220 = 94,6 \text{ et } f_{u,\theta} = 0,297 \times 530 = 157, \text{ donc } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$$

**Coefficient partiel**

§ 8.1

$$\gamma_{M,fi} = 1,0$$

**Classification de la section transversale**

§ 8.3.2

En compression, l'évaluation de  $k_{y,\theta}$  devrait être basée sur  $f_{p0,2,\theta}$ , i.e.  $k_{y,\theta} = k_{p0,2,\theta}$

§ 8.2

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 1,01 \times \left[ \frac{0,578}{0,355} \right]^{0,5} = 1,29$$

Eq. 8.6

$$\text{Âme comprimée : } c/t = 82/6 = 13,7$$

$$\text{La limite de Classe 1 pour l'âme est de } 33 \varepsilon_\theta = 42,57$$

$$42,57 > 13,7 \therefore \text{L'âme est de Classe 1}$$

$\therefore$  La section transversale est donc de Classe 1 en compression pure.

**Résistance au flambement en compression axiale en situation d'incendie**

$$N_{b,fi,t,Rd} = \frac{\chi_{fi} A k_{p0,2,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \text{ pour les sections transversales de Classe 1, 2 ou 3.}$$

Éq. 8.10

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

Éq. 8.12

où

$$\phi_\theta = 0,5 \left( 1 + \alpha (\bar{\lambda}_\theta - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_\theta^2 \right)$$

Éq. 8.13

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \left[ \frac{k_{p0,2,\theta}}{k_{E,\theta}} \right]^{0,5} \text{ pour l'ensemble des Classes des sections transversales.}$$

Éq. 8.14

$$\bar{\lambda}_{y,\theta} = 0,866 \left[ \frac{0,355}{0,578} \right]^{0,5} = 0,679$$

$$\bar{\lambda}_{z,\theta} = 1,492 \left[ \frac{0,355}{0,578} \right]^{0,5} = 1,169$$

Courbe de flambement : axe fort (y-y):

Pour les sections creuses soumises au flambement par flexion,  $\alpha = 0,49$  et  $\bar{\lambda}_0 = 0,30$ .

$$\phi_{0,y} = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,679 - 0,3) + 0,679^2) = 0,823$$

$$\chi_{fi,y} = \frac{1}{0,823 + [0,823^2 - 0,679^2]^{0,5}} = 0,776$$

$$N_{b,y,fi,t,Rd} = \frac{0,776 \times 0,355 \times 1500 \times 220}{1,0} = 90,91 \text{ kN}$$

90,91 kN > 13,0 kN ∴ acceptable

Courbe de flambement : axe faible (z-z):

$$\phi_{0,z} = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (1,169 - 0,3) + 1,169^2) = 1,396$$

$$\chi_{fi,z} = \frac{1}{1,396 + [1,396^2 - 1,169^2]^{0,5}} = 0,463$$

$$N_{b,z,fi,t,Rd} = \frac{0,463 \times 0,355 \times 1500 \times 220}{1,0} = 54,24 \text{ kN}$$

54,24 kN > 18,6 kN ∴ acceptable

### Vérification de la résistance au flambement en flexion composée en situation d'incendie

L'expression suivante doit être satisfaite :

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A k_{p0,2,0} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,0,Rd}} + \frac{k_z M_{z,fi,Ed}}{M_{z,fi,0,Rd}} \leq 1$$

Éq. 8.26

Dans laquelle :

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A k_{p0,2,0} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} \leq 3$$

Éq. 8.30

$$\mu_y = (1,2 \beta_{M,y} - 3) \bar{\lambda}_{y,0} + 0,44 \beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8$$

Éq. 8.31

En supposant le poteau encasté en pied, la distribution du moment fléchissant est triangulaire et  $\beta_M = 1,8$ :

Tableau 8.3

$$\begin{aligned} \mu_y &= (1,2 \times 1,8 - 3) \times 0,679 + 0,44 \times 1,8 - 0,29 \\ &= -0,068 \end{aligned}$$

$$k_y = 1 - \frac{(-0,068) \times 13,0 \times 10^3}{0,776 \times 1500 \times 0,355 \times \frac{220}{1,0}} = 1,010 < 3,0$$

$$M_{y,fi,0,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} \left( \frac{\gamma_{M0}}{\gamma_{M,fi}} \right) \text{ pour les sections transversales de Classe 1, 2 ou 3.}$$

Éq. 8.15

$$M_{y,fi,0,Rd} = 0,430 \times 8,75 \times \left( \frac{1,10}{1,0} \right) = 4,14 \text{ kNm}$$

$$\frac{13,0}{0,463 \times 1500 \times 0,355 \times \frac{220}{1,0}} + \frac{1,010 \times 1,82}{4,14} = 0,444 \leq 1$$

Éq. 8.26

La résistance du poteau est donc satisfaisante pour la sollicitation de flexion composée en conditions d'incendie.

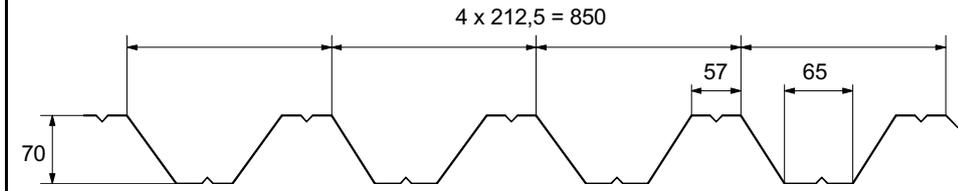
<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 de 8		
	Titre Exemple 11 – Bac de couverture à profil trapézoïdal		
	Client Research Fund for Coal and Steel	Préparé par JG/AO	Date 02/06
		Revu par GZ	Date 03/06
Revu par SJ		Date 04/17	

**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  $f_y = 460 \text{ N/mm}^2$ . Des comparaisons seront menées avec un bac similaire de nuance 1.4401 à l’état recuit, soit  $f_y = 280 \text{ N/mm}^2$  (voir également l’Exemple n°3).

*Note : Il n’y a aucune différence dans la procédure de dimensionnement pour les nuances ferritiques.*

Les dimensions du bac profilé sont données ci-dessous.

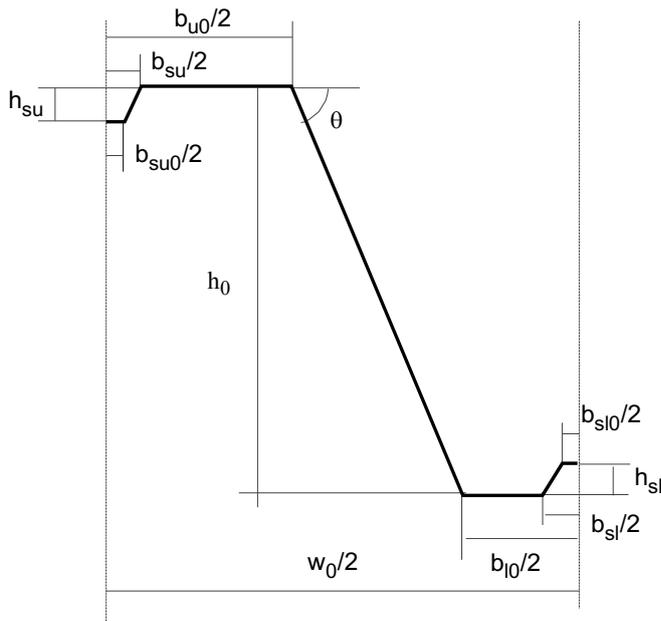


- L’exemple décrit les étapes de calcul suivantes :
- détermination des caractéristiques de la section efficace à l’état limite ultime,
  - détermination de la résistance à la flexion de la section transversale,
  - détermination de la résistance sur l’appui intermédiaire,
  - détermination des flèches à l’état limite de service.

**Données**

Portée	$L = 3,5 \text{ m}$	
Largeur d’appui	$s_s = 100 \text{ mm}$	
Charge	$q = 1,4 \text{ kN/m}^2$	
Poids propre	$g = 0,07 \text{ kN/m}^2$	
Épaisseur du bac	$t = 0,6 \text{ mm}$	
Limite d’élasticité	$f_y = 0,8 \times 500 = 460 \text{ MPa}$	Table 2.3
Module d’élasticité	$E = 200\,000 \text{ MPa}$	§ 2.3.1
Coefficient partiel	$\gamma_{M0} = 1,1$	Tableau 4.1
Coefficient partiel	$\gamma_{M1} = 1,1$	Tableau 4.1
Coefficient de pondération	$\gamma_G = 1,35$ (charges permanents)	§ 4.3
Coefficient de pondération	$\gamma_Q = 1,5$ (charges variables)	§ 4.3

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 au droit de la ligne neutre :

$h_0 = 70 \text{ mm}$   
 $w_0 = 212,5 \text{ mm}$   
 $b_{u0} = 65 \text{ mm}$   
 $b_{l0} = 57 \text{ mm}$   
 $b_{su} = 20 \text{ mm}$   
 $b_{su0} = 8 \text{ mm}$   
 $h_{su} = 6 \text{ mm}$   
 $b_{sl} = 20 \text{ mm}$   
 $b_{sl0} = 8 \text{ mm}$   
 $h_{sl} = 6 \text{ mm}$   
 $r = 2 \text{ mm}$  (Rayon interne dans les coins)

Inclinaison de l'âme :

$$\theta = \text{atan} \left| \frac{h_0}{0,5(w_0 - b_{u0} - b_{l0})} \right| = \text{atan} \left| \frac{70}{0,5 \times (212,5 - 65 - 57)} \right| = 57,1^\circ$$

### CARACTÉRISTIQUES DE LA SECTION EFFICACE À L'ÉTAT LIMITE ULTIME

§ 5.2

Vérification des rapports largeur-épaisseur maximums :

$$h_0/t = 70/0,6 = 117 \leq 400 \sin \theta = 336$$

Tableau 5.1

$$\max(b_{l0}/t; b_{u0}/t) = b_{u0}/t = 65/0,6 = 108 \leq 400$$

Tableau 5.1

Angle de l'âme et rayons des coins :

$$45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$$

$$b_p = \frac{b_{u0} - b_{su}}{2} = \frac{65 - 20}{2} = 22,5 \text{ mm}$$

L'influence des coins courbes peut être négligée si le rayon intérieur  $r \leq 5t$  et  $r \leq 0,10b_p$

$$r = 2 \text{ mm} \leq \min(5t; 0,1b_p) = \min(5 \times 0,6; 0,1 \times 22,5) = 2,25 \text{ mm}$$

§ 5.6.2

En conséquence, l'influence des coins courbes peut être négligée.

### Position de l'axe neutre lorsque l'âme est pleinement efficace

Le facteur de réduction  $\rho$  permettant d'évaluer les largeurs efficaces des semelles comprimées est donné par :

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ mais } \leq 1$$

§ 5.4.1

Éq. 5.1

où

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

Éq. 5.3

$$\bar{b} = b_p = 22,5 \text{ mm}$$

$$\psi = 1 \Rightarrow k_\sigma = 4$$

Tableau 5.3

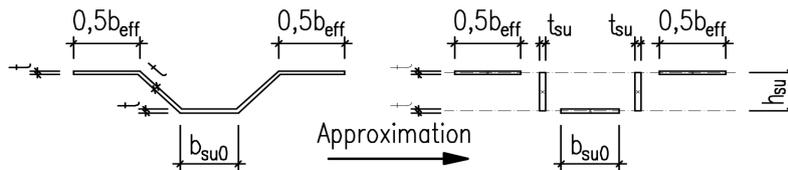
$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{460} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,698$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{22,5/0,6}{28,4 \times 0,698 \times \sqrt{4}} = 0,946$$

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,772}{0,946} - \frac{0,079}{0,946^2} = 0,728 \leq 1$$

$$b_{\text{eff},u} = \rho \bar{b} = 0,728 \times 22,5 = 16,38 \text{ mm}$$

### Section transversale efficace des raidisseurs



$$t_{\text{su}} = \frac{\sqrt{h_{\text{su}}^2 + \left(\frac{b_{\text{su}} - b_{\text{su}0}}{2}\right)^2}}{h_{\text{su}}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$A_s = (b_{\text{eff},u} + b_{\text{su}0})t + 2h_{\text{su}}t_{\text{su}} = (16,38 + 8) \times 0,6 + 2 \times 6 \times 0,849 = 24,82 \text{ mm}^2$$

$$e_s = \frac{b_{\text{su}0}h_{\text{su}}t + 2h_{\text{su}}\frac{h_{\text{su}}}{2}t_{\text{su}}}{A_s} = \frac{8 \times 6 \times 0,6 + 2 \times 6 \times \frac{6}{2} \times 0,849}{24,82} = 2,39 \text{ mm}$$

$$I_s = 2(15t^2e_s^2) + b_{\text{su}0}t(h_{\text{su}} - e_s)^2 + 2h_{\text{su}}t_{\text{su}}\left(\frac{h_{\text{su}}}{2} - e_s\right)^2 + 2\left(\frac{15t^4}{12}\right) + \frac{b_{\text{su}0}t^3}{12} + 2\frac{t_{\text{su}}h_{\text{su}}^3}{12}$$

$$I_s = 2 \times (15 \times 0,6^2 \times 2,39^2) + 8 \times 0,6 \times (6 - 2,39)^2 + 2 \times 6 \times 0,849 \times \left(\frac{6}{2} - 2,39\right)^2 + 2 \times \left(\frac{15 \times 0,6^4}{12}\right) + \frac{8 \times 0,6^3}{12} + 2 \times \frac{0,849 \times 6^3}{12} = 159,07 \text{ mm}^4$$

$$b_s = 2\sqrt{h_{\text{su}}^2 + \left(\frac{b_{\text{su}} - b_{\text{su}0}}{2}\right)^2} + b_{\text{su}0} = 2 \times \sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2} + 8 = 25,0 \text{ mm}$$

$$l_b = 3,07 \left[ I_s b_p^2 \left( \frac{2b_p + 3b_s}{t^3} \right) \right]^{1/4} = 3,07 \times \left[ 159,07 \times 22,5^2 \times \left( \frac{2 \times 22,5 + 3 \times 25}{0,6^3} \right) \right]^{1/4} = 251 \text{ mm}$$

$$s_w = \sqrt{\left(\frac{w_0 - b_{u0} - b_{l0}}{2}\right)^2 + h_0^2} = \sqrt{\left(\frac{212,5 - 65 - 57}{2}\right)^2 + 70^2} = 83,4 \text{ mm}$$

$$b_d = 2b_p + b_s = 2 \times 22,5 + 25 = 70 \text{ mm}$$

$$k_{w0} = \sqrt{\frac{s_w + 2b_d}{s_w + 0,5b_d}} = \sqrt{\frac{83,4 + 2 \times 70}{83,4 + 0,5 \times 70}} = 1,37$$

Tableau 5.2

Éq. 5.3

Tableau 5.3

§ 5.5.3

Fig. 5.3

Fig. 5.3

Éq. 5.10

Fig. 5.5

$$\frac{l_b}{s_w} = \frac{251}{83,4} = 3,01 \geq 2 \Rightarrow k_w = k_{w0} = 1,37$$

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

$$\sigma_{cr,s} = \frac{4,2 \times 1,37 \times 200 \times 10^3}{24,82} \times \sqrt{\frac{159,07 \times 0,6^3}{4 \times 22,5^2 \times (2 \times 22,5 + 3 \times 25)}} = 551,3 \text{ N/mm}^2$$

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}} = \sqrt{\frac{460}{551,3}} = 0,913$$

$$0,65 < \bar{\lambda}_d = 0,913 < 1,38 \Rightarrow$$

$$\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \times 0,913 = 0,81$$

$$t_{red,u} = \chi_d t = 0,81 \times 0,6 = 0,486 \text{ mm}$$

La distance de l'axe neutre à la semelle comprimée vaut :

$$t_{sl} = \frac{\sqrt{h_{sl}^2 + \left(\frac{b_{sl} - b_{sl0}}{2}\right)^2}}{h_{sl}} t = \frac{\sqrt{6^2 + \left(\frac{20 - 8}{2}\right)^2}}{6} \times 0,6 = 0,849 \text{ mm}$$

$$t_w = t / \sin\theta = 0,6 / \sin(57,1^\circ) = 0,714 \text{ mm}$$

$e_i$ [mm]	$A_i$ [mm <sup>2</sup> ]
0	$0,5b_{eff,u} t = 4,9$
0	$0,5b_{eff,u} \chi_d t = 3,98$
$0,5h_{su} = 3$	$h_{su} \chi_d t_{su} = 4,13$
$h_{su} = 6$	$0,5b_{su0} \chi_d t = 1,94$
$0,5h_0 = 35$	$h_0 t_w = 49,98$
$h_0 = 70$	$0,5(b_{l0} - b_{sl}) t = 11,1$
$h_0 - 0,5h_{sl} = 67$	$h_{sl} t_{sl} = 5,09$
$h_0 - h_{sl} = 64$	$0,5b_{sl0} t = 2,4$

$$A_{tot} = \sum A_i = 83,52 \text{ mm}^2$$

$$e_c = \frac{\sum A_i e_i}{A_{tot}} = 36,46 \text{ mm}$$

### Section transversale efficace de la partie comprimée de l'âme

$$s_{eff,1} = s_{eff,0} = 0,76t \sqrt{\frac{E}{\gamma_{M0} \sigma_{com,Ed}}} = 0,76 \times 0,6 \times \sqrt{\frac{200}{1,1 \times 460 \times 10^{-3}}}$$

$$= 9,07 \text{ mm}$$

$$s_{eff,n} = 1,5s_{eff,0} = 1,5 \times 9,07 = 13,61 \text{ mm}$$

### Propriétés de la section transversale efficace d'une demi-onde

$$h_{eff,1} = s_{eff,1} \sin\theta = 9,07 \times \sin(57,1^\circ) = 7,62 \text{ mm}$$

$$h_{eff,n} = s_{eff,n} \sin\theta = 13,61 \times \sin(57,1^\circ) = 11,43 \text{ mm}$$

Éq. 5.11

Éq. 5.8

Éq. 5.4

Éq. 5.17

EN 1993-1-3  
Clause  
5.5.3.4.3(4-5)

$e_{\text{eff},i}$ [mm]	$A_{\text{eff},i}$ [mm <sup>2</sup> ]	$I_{\text{eff},i}$ [mm <sup>4</sup> ]
0	$0,5b_{\text{eff},u}t = 4,9$	$\approx 0$
0	$0,5b_{\text{eff},u} \chi_d t = 4,0$	$\approx 0$
$0,5h_{\text{su}} = 3$	$h_{\text{su}} \chi_d t_{\text{su}} = 4,1$	$\chi_d t_{\text{su}} h_{\text{su}}^3 / 12 = 12,4$
$h_{\text{su}} = 6$	$0,5b_{\text{su}0} \chi_d t = 1,9$	$\approx 0$
$0,5h_{\text{eff},1} = 3,8$	$h_{\text{eff},1} t_w = 5,4$	$t_w h_{\text{eff},1}^3 / 12 = 26,3$
$h_0 - 0,5(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n}) = 47,5$	$(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n}) t_w = 32,1$	$t_w \frac{(h_0 - e_c + h_{\text{eff},n})^3}{12} = 5411,1$
$h_0 = 70$	$0,5(b_{l0} - b_{sl}) t = 11,1$	$\approx 0$
$h_0 - 0,5h_{sl} = 67$	$h_{sl} t_{sl} = 5,1$	$t_{sl} h_{sl}^3 / 12 = 15,3$
$h_0 - h_{sl} = 64$	$0,5b_{sl0} t = 2,4$	$\approx 0$
$A_{\text{tot}} = \sum A_{\text{eff},i} = 71,0 \text{ mm}^2$ $e_c = \frac{\sum A_{\text{eff},i} e_{\text{eff},i}}{A_{\text{tot}}} = 40,0 \text{ mm}$ $I_{\text{tot}} = \sum I_{\text{eff},i} + \sum A_{\text{eff},i} (e_c - e_{\text{eff},i})^2 = 5\,465,1 + 46\,021,6 = 51\,486,7 \text{ mm}^2$		
<p>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.</p>		
<p><b>Résistance à la flexion par unité de largeur (1 m)</b></p>		
$I = \frac{1000}{0,5w_0} I_{\text{tot}} = \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 51\,486,7 = 484\,580,7 \text{ mm}^4$		
$W_u = \frac{I}{e_c} = \frac{484\,580,7}{40} = 12\,114,5 \text{ mm}^3$		
$W_l = \frac{I}{h_0 - e_c} = \frac{484\,580,7}{70 - 40} = 16\,152,7 \text{ mm}^3$		
<p>Puisque <math>W_u &lt; W_l \Rightarrow W_{\text{eff},\text{min}} = W_u = 12\,114,5 \text{ mm}^3</math></p>		
$M_{c,\text{Rd}} = \frac{W_{\text{eff},\text{min}} f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{12\,114,5 \times 460 \times 10^{-6}}{1,1} = 5,07 \text{ kNm}$		
<p><b>DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE SUR L'APPUI INTERMÉDIAIRE</b></p>		
<p><b>Résistance de l'âme à l'écrasement localisé</b></p>		
$c \geq 40 \text{ mm}$		
$r/t = 2/0,6 = 3,33 \leq 10$		
$h_w/t = 70/0,6 = 117 \leq 200 \sin \theta = 200 \sin(57,1^\circ) = 168$		
$45^\circ \leq \theta = 57,1^\circ \leq 90^\circ$		
$\beta_v = 0 \leq 0,2 \Rightarrow l_a = s_s = 100 \text{ mm}$		
$\alpha = 0,15$ (catégorie 2)		

EN 1993-1-3

§ 5.7.4

Éq. 5.31

§ 6.4.4

EN 1993-1-3

Clause 6.1.7

$$R_{w,Rd} = \alpha t^2 \sqrt{f_y E} \left( 1 - 0,1 \sqrt{\frac{r}{t}} \right) \left( 0,5 + \sqrt{0,02 \frac{l_a}{t}} \right) \left[ 2,4 + \left( \frac{\varphi}{90} \right)^2 \right] \frac{1}{\gamma_{M1}} \frac{1000}{0,5 w_0}$$

$$R_{w,Rd} = 0,15 \times 0,6^2 \sqrt{460 \times 200\,000} \times \left( 1 - 0,1 \sqrt{\frac{2}{0,6}} \right) \left( 0,5 + \sqrt{0,02 \times \frac{100}{0,6}} \right) \times \left[ 2,4 + \left( \frac{57,1}{90} \right)^2 \right] \times \frac{1}{1,1} \times \frac{1000}{0,5 \times 212,5} \times 10^{-3} = 23,6 \text{ kN}$$

EN 1993-1-3  
Éq. 6.18

### Interaction du moment fléchissant et de la réaction d'appui

Actions pondérées par unité de largeur (1m) :

$$q = \gamma_G G + \gamma_Q Q = 1,35 \times 0,07 + 1,5 \times 1,4 = 2,19 \text{ kN/m}$$

$$M_{Ed} = \frac{qL^2}{8} = \frac{2,19 \times 3,5^2}{8} = 3,35 \text{ kNm}$$

$$F_{Ed} = \frac{5}{4} qL = \frac{5}{4} \times 2,19 \times 3,5 = 9,58 \text{ kN}$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{3,35}{5,07} = 0,661 \leq 1,0$$

$$\frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = \frac{9,58}{23,6} = 0,406 \leq 1,0$$

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} + \frac{F_{Ed}}{R_{w,Rd}} = 0,661 + 0,406 = 1,067 \leq 1,25$$

EN 1993-1-3  
Éq. 6.28a - c

L'interaction du moment fléchissant et de la réaction d'appui satisfait les conditions.

### 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.

La contrainte de compression maximale dans la section efficace à l'ELS est déterminée par une approximation plaçant en sécurité, qui se base sur  $W_u$  déterminé ci-dessus pour l'état limite ultime.

$$M_{y,Ed,ser} = \frac{(G + Q)L^2}{8} = \frac{(0,07 + 1,4) \times 3,5^2}{8} = 2,25 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{com,Ed,ser} = \frac{M_{y,Ed,ser}}{W_u} = \frac{2,25 \times 10^6}{12114,5} = 185,7 \text{ N/mm}^2$$

EN 1993-1-3  
Clause 5.5.1

Les caractéristiques de la section efficace sont déterminées comme pour l'état limite ultime, sauf que  $f_y$  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.

Parties efficaces de l'âme:

$$s_{eff,l} = 14,268 \text{ mm}$$

$$s_{eff,n} = 21,4 \text{ mm}$$

Caractéristiques de la section efficace pour une demi-onde :  $A_{\text{tot}} = 82,44 \text{ mm}^2$   
 $e_c = 36,25 \text{ mm}$   
 $I_{\text{tot}} = 59726,1 \text{ mm}^4$

Caractéristiques de section efficace par unité de largeur (1 m)  $I = 562128,0 \text{ mm}^4$   
 $W_u = 15507,0 \text{ mm}^4$   
 $W_l = 16655,6 \text{ mm}^4$

### Détermination de la flèche

Module d'élasticité sécant correspondant à la valeur maximale du moment fléchissant :

$$\sigma_{1,\text{Ed,ser}} = \frac{M_{y,\text{Ed,ser}}}{W_u} = \frac{2,25 \times 10^6}{15\,507} = 145,096 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{2,\text{Ed,ser}} = \frac{M_{y,\text{Ed,ser}}}{W_l} = \frac{2,25 \times 10^6}{16\,655,6} = 135,090 \text{ N/mm}^2$$

Etant donné que  $n = 7$  (pour la nuance austénitique 1.4401) :

$$E_{S,1} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{1,\text{Ed,ser}}} \left( \frac{\sigma_{1,\text{Ed,ser}}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,145} \left( \frac{0,145}{0,460} \right)^7} = 199,83 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_{S,2} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{2,\text{Ed,ser}}} \left( \frac{\sigma_{2,\text{Ed,ser}}}{f_y} \right)^n} = \frac{200}{1 + 0,002 \times \frac{200}{0,135} \left( \frac{0,135}{0,460} \right)^7} = 199,89 \text{ kN/mm}^2$$

$$E_S = \frac{E_{S,1} + E_{S,2}}{2} = \frac{199,83 + 199,89}{2} = 199,86 \text{ kN/mm}^2$$

### Vérification de la flèche

Pour le calcul de la raideur de la section transversale, l'influence des coins arrondis ne devrait pas être négligée. Leur influence peut être prise en compte à l'aide des approximations suivantes :

$$\delta = 0,43 \frac{\sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ}}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} = 0,43 \frac{2 \times \frac{294,2^\circ}{90^\circ}}{149,3} = 0,019$$

$$I_{y,r} = I (1 - 2\delta) = 562128,0 (1 - 2 \times 0,019) = 540767,1 \text{ mm}^4$$

La localisation de la flèche maximale est obtenue de la manière suivante :

$$x = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times L = \frac{1 + \sqrt{33}}{16} \times 3,5 = 1,48 \text{ m}$$

$$\delta = \frac{(G + Q)L^4}{48E_S I_{y,r}} \left( \frac{x}{L} - 3 \frac{x^3}{L^3} + 2 \frac{x^4}{L^4} \right)$$

$$\delta = \frac{(0,07 + 1,4) \times 10^3 \times 3,5^4}{48 \times 199,86 \times 10^6 \times 540767,1 \times 10^{-12}} \times \left( \frac{1,48}{3,5} - 3 \times \frac{1,48^3}{3,5^3} + 2 \times \frac{1,48^4}{3,5^4} \right)$$

$$\delta = 11,1 \text{ mm}$$

La flèche admissible est  $L / 200 = 17,5 \text{ mm} > 11,1 \text{ mm}$ , par conséquent la flèche calculée est acceptable.

Tableau 6.4

Éq. 6.53

Éq. 6.53

Éq. 6.52

Éq. 5.22

Éq. 5.20

**Comparaison entre la solution acier inoxydable recuit et écroui à froid**

Une comparaison de la résistance à la flexion par unité de longueur (1m) et de la résistance de l'âme à l'écrasement localisé en condition recuite ( $f_y = 280 \text{ N/mm}^2$ ) et écrouie à froid ( $f_y = 460 \text{ N/mm}^2$ ) est donnée ci-dessous:

$$f_y = 280 \text{ N/mm}^2 \text{ (exemple 3)}$$

$$M_{c,Rd} = 3,84 \text{ kNm} \text{ et } R_{w,Rd} = 18,4 \text{ kN}$$

$$f_y = 460 \text{ N/mm}^2 \text{ (exemple 11)}$$

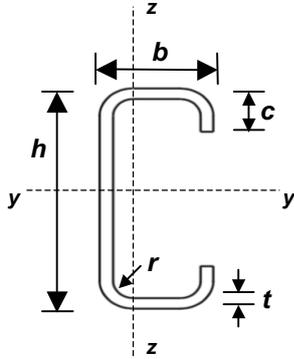
$$M_{c,Rd} = 5,07 \text{ kNm} \text{ et } R_{w,Rd} = 23,6 \text{ kN}$$

En condition recuite, la portée doit être réduite à 2,9 m au lieu de 3,5 m en condition écrouie à froid. Dès lors, le nombre de poutres secondaires ou pannes pourrait lui-aussi être réduit, ce qui peut conduire à des réductions du coût total de la structure.



**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.



$$\begin{aligned} h &= 160 \text{ mm} \\ b &= 125 \text{ mm} \\ c &= 30 \text{ mm} \\ t &= 5 \text{ mm} \\ r &= 5 \text{ mm} \end{aligned}$$

$$r_m = r + t/2 = 7,5 \text{ mm}$$

$$g_r = r_m [\tan(\varphi/2) - \sin(\varphi/2)] = 2,2 \text{ mm}$$

$$b_p = b - t - 2g_r = 115,6 \text{ mm}$$

$$r = 5 \text{ mm} \leq 5t = 25 \text{ mm}$$

$$r = 5 \text{ mm} \leq 0,10b_p = 11,56 \text{ mm}$$

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:

$$\text{Largeur plane théorique de la semelle, } b_{p,f} = b - t - 2g_r = 115,6 \text{ mm}$$

$$\text{Largeur plane théorique de l'âme, } b_{p,w} = h - t - 2g_r = 150,6 \text{ mm}$$

$$\text{Largeur plane théorique du raidisseur de bord, } b_{p,l} = c - t/2 - g_r = 25,3 \text{ mm}$$

$$A_{g,sh} = t [2b_{p,f} + b_{p,w} + 2b_{p,l}] = 2162 \text{ mm}^2$$

$$\begin{aligned} I_{y,g,sh} &= 2 \times \left[ \frac{1}{12} b_{p,f} t^3 + b_{p,f} t (0,5h - 0,5t)^2 \right] + 2 \times \left[ \frac{1}{12} b_{p,l} t^3 + b_{p,l} t (0,5h - (c - b_{p,l}) - 0,5b_{p,l})^2 \right] + \\ &+ \frac{1}{12} b_{p,w}^3 t = 9,376 \times 10^6 \text{ mm}^4 \end{aligned}$$

$$\delta = 0,43 \sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ} / \sum_{i=1}^m b_{p,i} = 0,02$$

$$A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) = 2119 \text{ mm}^2$$

$$I_g = I_{g,sh} (1 - 2\delta) = 9,0 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

**Classification de la section transversale**

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5} = 0,698$$

Semelle : Parois internes comprimées. Partie soumise à la compression.

§ 5.6.2

Figure 5.5

Éq. 5.22

Éq. 5.19

Éq. 5.20

§ 5.3

Tableau 5.2

$$c = b_{p,f} = 115,6 \text{ mm et } c/t = 23,12$$

Pour la Classe 2,  $c/t \leq 35\varepsilon = 24,43$ , de sorte que les semelles sont de Classe 2.

Âme : Parois internes comprimées. Partie soumise à la flexion.

$$c = b_{p,w} = 150,6 \text{ mm et } c/t = 30,12$$

$c/t = 30,12 \leq 72\varepsilon = 50,26$ , par conséquent, l'âme est de Classe 1.

Raidisseur de bord : Parois comprimées en console. Partie soumise à la compression, raidisseur comprimé,

$$c = b_{p,l} = 25,30 \text{ mm et } c/t = 5,06$$

$c/t = 5,06 \leq 9\varepsilon = 6,28$ , par conséquent, le raidisseur est de Classe 1

### Effets du traînage de cisaillement

§ 5.4.2

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.

Pour les parois internes :  $b_0 = (b - t)/2 = 60 \text{ mm}$

Longueur entre les points de moments nuls :  $L_e = 4000 \text{ mm}$ ,  $L_e/50 = 80 \text{ mm}$

Par conséquent, l'effet de traînage de cisaillement peut être négligé.

### Déformation transversale des semelles

§ 5.4.3

La déformation transversale des semelles peut être négligée si  $u$  est inférieur à 5% de la hauteur de section :

$$u = 2 \frac{\sigma_a^2 b_s^4}{E^2 t^2 z}$$

EN 1993-1-3,  
Clause 5.4  
Éq. 5.3a

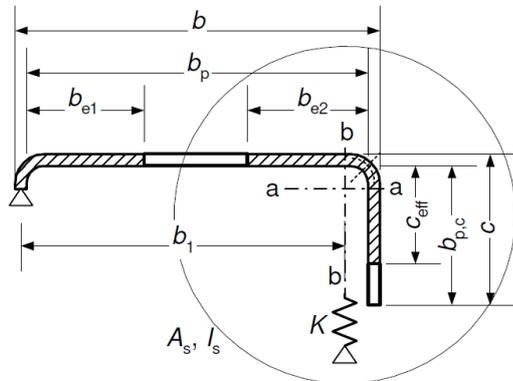
$\sigma_a$  est la contrainte moyenne exercée sur les semelles, calculée avec la section brute (on suppose  $f_y = 460 \text{ MPa}$ ).

$b_s$  est la largeur de la partie de la semelle sortant de l'âme =  $b_{p,f} + b_{p,l} = 140,9 \text{ mm}$

$t = 5 \text{ mm}$

$z$  est la distance entre la semelle prise en considération et l'axe neutre =  $77,5 \text{ mm}$

$u = 2,15 \text{ mm} < 0,05h = 8 \text{ mm}$ , par conséquent, la déformation transversale des semelles peut être négligée.

**Parois raidies. Raidisseurs de bord****Flambement par distorsion. Parois planes avec raidisseurs de bord à simple pli**

$$b/t \leq 60$$

a) Raidisseur de bord à simple pli

Étape 1 : Section transversale efficace initiale du raidisseur

Pour les semelles (comme calculé ci-dessus) :

$$b = 125 \text{ mm and } b_p = b_{p,f} = 115,6 \text{ mm}$$

Pour le raidisseur, la largeur efficace  $c_{\text{eff}}$  doit être calculée en utilisant le coefficient de voilement correspondant  $k_{\sigma}$ ,  $\bar{\lambda}_p$  et  $\rho$  donnés par les expressions suivantes :

$$b_{p,c} = b_{p,l} = 25,30 \text{ mm}$$

$$b_{p,c}/b_p = 0,22 < 0,35 \text{ alors } k_{\sigma} = 0,5$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_{\sigma}}} = 0,36 = 0,45 \quad (\bar{b} = 25,3 \text{ mm})$$

$$\text{Les parois en console formées à froid : } \rho = \frac{1}{\lambda_p} - \frac{0,188}{\lambda_p^2} = 1,33 > 1 = 1,08 > 1 \text{ alors } \rho = 1,0.$$

$$\text{Dès lors : } c_{\text{eff}} = \rho b_{p,c} = 25,30 \text{ mm}$$

Étape 2 : Coefficient de réduction pour le flambement par distorsion

Calcul des caractéristiques géométriques de la section efficace du raidisseur de bord :

$$b_{e2} = b_{p,f} = 115,6 \text{ mm}$$

Dans cet exemple, la semelle comprimée est de Classe 2,  $b_{e2}$  inclut l'entièreté de la semelle de sorte que  $b_{e1}$  est pris égal à 0.

$$c_{\text{eff}} = b_{p,l} = 25,30 \text{ mm}$$

$$A_s = (b_{e2} + c_{\text{eff}})t = (b_{b,f} + b_{b,l}) \times t = 704,5 \text{ mm}^2$$

Calcul de la rigidité du support élastique par unité de longueur :

$$K_1 = \frac{Et^3}{4(1-\nu^2)} \left( \frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0,5b_1 b_2 h_w k_f} \right) = 6,4 \text{ N/mm}^2$$

$b_1 = b - y_b - t/2 - r = 71,1 \text{ mm}$  (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)

Section 5.5.1  
and EN  
1993-1-3,  
Clause 5.5.3

EN 1993-1-3,  
Clause  
5.5.3.2

EN 1993-1-3,  
Éq. 5.13b

Éq. 5.3

Éq. 5.2

EN 1993-1-3,  
Éq. 5.13a

EN 1993-1-3,  
Éq. 5.10b

$$h_w = h - 2t - 2r = 160 - 2 \times 5 - 2 \times 5 = 140 \text{ mm}$$

Contrainte critique de flambement élastique pour la section efficace du raidisseur de bord en considérant  $K = K_1$  :

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} = 565,8 \text{ N/mm}^2$$

EN 1993-1-3,  
Éq. 5.15

Coefficient de réduction  $\chi_d$  pour le flambement par distorsion

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb}/\sigma_{cr,s}} = 0,90$$

EN 1993-1-3,  
Éq. 5.12d

$$0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \quad \text{alors} \quad \chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 0,82$$

EN 1993-1-3,  
Éq. 5.12b

L'aire et l'épaisseur réduites de la section efficace du raidisseur en considérant  $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$  :

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 576,4 \text{ mm}^2$$

EN 1993-1-3,  
Éq. 5.17

$$t_{red} = t A_{s,red}/A_s = 4,1 \text{ mm}$$

Le calcul des propriétés de la section efficace avec prise en compte de l'effet du flambement par distorsion donne :

$$A_{g,sh} = t [b_{p,f} + b_{p,w} + b_{p,l}] + t_{red} [b_{p,f} + b_{p,l}] = 2034,0 \text{ mm}^2$$

$$\delta = 0,43 \sum_{j=1}^n r_j \frac{\varphi_j}{90^\circ} / \sum_{i=1}^m b_{p,i} = 0,02$$

Éq. 5.22

$$A_g = A_{g,sh} (1 - \delta) = 1993,3 \text{ mm}^2$$

Éq. 5.19

La nouvelle valeur de  $e_{eff}$  (considérant que les distances depuis le centre de gravité vers le bas sont positives) :

$$e_{eff} = \frac{-b_{p,f} t_{red} (0,5h - 0,5t_{red}) + b_{p,f} t (0,5h - 0,5t) - b_{p,l} t_{red} (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l})}{A_{g,sh}} + \frac{b_{p,l} t (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l}) + b_{p,l} 0}{A_{g,sh}} = 4,7 \text{ mm}$$

$$I_{y,g,sh} =$$

$$\frac{1}{12} b_{p,f} t_{red}^3 + b_{p,f} t_{red} (0,5h - 0,5t_{red} + e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,l}^3 t_{red} + b_{p,l} t_{red} (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l} + e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,f} t^3 + b_{p,f} t (0,5h - 0,5t - e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,l}^3 t + b_{p,l} t (0,5h - 0,5t - g_r - 0,5b_{p,l} - e_{eff})^2 + \frac{1}{12} b_{p,w}^3 t + b_{p,w} t (e_{eff})^2 = 8,64 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$I_{y,g} = I_{y,g,sh} (1 - 2\delta) = 8,297 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

Éq. 5.20

$$z_{max} = h/2 + e_{eff} = 160/2 + 4,7 = 84,7 \text{ mm (distance entre la fibre inférieure et l'axe neutre)}$$

$$W_{y,g} = I_{y,g} / z_{max} = 97,95 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

**Résistance de la section transversale à la flexion**

$$M_{c,Rd} = W_{pl,y} f_y / \gamma_{M0} = 41,0 \text{ kNm}$$

Moment sollicitant de calcul :  $M_{Ed} = 14,4 \text{ kNm}$

La résistance de la section transversale est ainsi vérifiée.

§ 5.7.4

Éq. 5.29

**Résistance de la section transversale à l'effort tranchant**

$A_v = 800 \text{ mm}^2$  est l'aire résistante à l'effort tranchant

$$V_{pl,Rd} = A_v (f_y / \sqrt{3}) / \gamma_{M0} = 193,15 \text{ kN}$$

L'effort tranchant sollicitant de calcul :  $V_{Ed} = 14,4 \text{ kN}$

La résistance de la section à l'effort tranchant est ainsi vérifiée.

§ 5.7.5

Éq. 5.32

**Résistance de la section transversale à une sollicitation combinée**

$$V_{Ed} = 14,4 \text{ kN} > 0,5 V_{pl,Rd} = 96,57 \text{ kN}$$

Il n'y a pas d'interaction entre le moment fléchissant et l'effort tranchant.

§ 5.7.6

**Résistance au déversement de l'élément de poutre**

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

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

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

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}}$$

$\alpha_{LT} = 0,34$  pour des sections formées à froid

§ 6.4.2

Éq. 6.13

Éq. 6.14

Éq. 6.15

Éq. 6.16

Calcul du moment critique au déversement de la poutre

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left( \sqrt{\left( \frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right)$$

Pour une poutre simplement appuyée soumise à une charge uniformément répartie :  $C_1 = 1,13$ , and  $C_2 = 0,454$ .

On considère des conditions normales de maintien à chaque extrémité :

$$k = k_w = 1$$

$z_a$  est la coordonnée du point d'application de la charge

$z_s$  est la coordonnée du centre de cisaillement

$$z_g = z_a - z_s = h/2 = 80 \text{ mm}$$

$y_G$  = distance entre l'axe de l'âme et le centre de gravité

$$y_G = \frac{2b_{p,f}t(g_r + 0,5b_{p,f}) + 2b_{p,l}t(b - 0,5t)}{A_s} = 46,4 \text{ mm}$$

$$I_{z,sh} = 4,590 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$I_{t,sh} = 18,02 \times 10^3 \text{ mm}^4$$

$$I_{w,sh} = 23,19 \times 10^9 \text{ mm}^6$$

Éq. E.1

Tableau E.2

$$I_z = I_{z,sh} (1-2\delta) = 4,406 \times 10^6 \text{ mm}^4$$

$$I_t = I_{t,sh} (1-2\delta) = 17,30 \times 10^3 \text{ mm}^4$$

$$I_w = I_{w,sh} (1-4\delta) = 21,33 \times 10^9 \text{ mm}^6$$

$$\text{Alors, } M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left( \sqrt{\left(\frac{k}{k_w}\right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - (C_2 z_g) \right) = 34,76 \text{ kNm}$$

Éq. E.1

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{y,g} f_y}{M_{cr}}} = 1,14 \quad (W_{y,g} = 97,95 \times 10^3 \text{ mm}^3, \text{ semelle comprimée})$$

Éq. 6.16

$$\phi_{LT} = 0,5 \left( 1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right) = 1,27$$

Éq. 6.15

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \left[ \phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]^{0,5}} = 0,54$$

Éq. 6.14

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{MI} = 22,21 \text{ kNm}$$

Éq. 6.13

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

§ 6.4.3

La résistance au voilement par cisaillement est à vérifier, pour une âme non raidie, seulement si :  $h_w / t \geq 56,2\epsilon / \eta$

Éq. 6.20

La valeur recommandée pour  $\eta = 1,20$ .

$$h_w / t = (h - 2t - 2r) / t = 140 / 5 = 28,0, \quad 56,2\epsilon / \eta = 32,67$$

Ainsi, aucune vérification supplémentaire n'est nécessaire.

### Flèches

§ 6.4.6

Les flèches doivent être déterminées pour le cas de charge (état limite de service) avec :

Coefficients partiels pour actions  $\gamma_G = 1,00$  (permanentes) et  $\gamma_Q = 1,00$  (variables)

EN 1991

Actions permanentes ( $G$ ):  $2 \text{ kN/m}^2$  et actions variables ( $Q$ ):  $3 \text{ kN/m}^2$

A l'état limite de service, en considérant une distance de 1,0 m entre chaque poutre :

$$q = \sum_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} = 5,0 \text{ kN/m}$$

EN 1991

Le module sécant est utilisé dans le calcul des flèches :

$$E_S = \frac{(E_{S1} + E_{S2})}{2}$$

Éq. 6.52

où :

$E_{S1}$  est le module sécant correspondant à la contrainte maximale dans la semelle en traction

$E_{S2}$  est le module sécant correspondant à la contrainte maximale dans la semelle en compression.

$E_{S1}$  et  $E_{S2}$  pour la contrainte maximum appropriée peuvent être déterminés comme suit:

$$E_{S,i} = \frac{E}{1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n} \quad \text{et } i = 1,2$$

Éq. 6.53

où :

$\sigma_{i,Ed,ser}$  est la contrainte maximale pour les actions permanentes et variables non-pondérées dans la semelle tendue ou comprimée,

$n$  est le paramètre de Ramberg Osgood; pour les nuances austénitiques  $n = 7$ .

Tableau 6.4

Il est donc nécessaire de trouver la contrainte maximale pour les actions permanentes et variables non-pondérées.

Etant donné le caractère non linéaire de la courbe contrainte-déformation de l'acier inoxydable, le module d'élasticité varie dans la section droite et le long de l'élément considéré. Par conséquent, une méthode de calcul complexe et non linéaire est nécessaire pour déterminer les flèches.

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,  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$ ) peut être utilisée pour toute sa longueur.

Les contraintes dans la semelle comprimée et tendue sont les suivantes :

Semelle comprimée :

$$\sigma_{Ed,ser,1} = \frac{M_{Ed,max}}{W_{y,sup}} = 102,1 \text{ MPa} \quad \text{et } E_{S1} = 199979,2 \text{ MPa}$$

Éq. 6.53

avec  $M_{Ed,max} = 10 \text{ kNm}$  et  $W_y = 97,95 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Semelle tendue :

$$\sigma_{Ed,ser,2} = \frac{M_{Ed,max}}{W_{y,inf}} = 100,8 \text{ MPa} \quad \text{et } E_{S2} = 199980,8 \text{ MPa}$$

avec  $M_{Ed,max} = 10 \text{ kNm}$  et  $W_y = 99,24 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Donc:  $E_S = 199980,0 \text{ MPa}$

Éq. 6.52

La flèche maximale peut être estimée par la résistance des matériaux en prenant en compte le module sécant :

$$d_{max} = \frac{5ql^4}{384E_S I_y}$$

Puisque  $I_y = 8,297 \times 10^6 \text{ mm}^4$ ,  $q = 5,0 \text{ kN/m}$  et  $l = 4,0 \text{ m}$

Pages 1 &amp; 5

$$d_{max} = 10,0 \text{ mm}$$

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 de 9					
	Titre	Exemple 13 – Ferme en treillis				
	Client	Research Fund for Coal and Steel	Préparé par	PTY/AAT	Date	01/06
			Revu par	MAP	Date	02/06
		Revu par	MIG	Date	06/17	

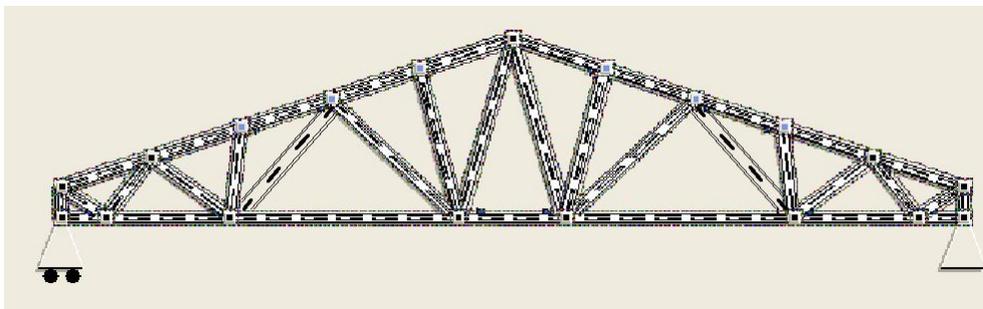
### EXEMPLE DE CALCUL N°13 – FERME EN TREILLIS CONSTITUÉE DE PROFILS CREUX

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 ( $f_y = 210 \text{ N/mm}^2$ ) et un acier en condition formé à froid (condition CP500,  $f_y = 460 \text{ N/mm}^2$ ). 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 calculés en accord avec le chapitre 8.2.

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](http://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'épuration, mais dans cet exemple, on se place en sécurité en utilisant la distance entre points d'épuration. 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 CP500 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.

**CP500** : membrure inférieure 60×40×4, membrure supérieure 70×70×4, montants verticaux 60×60×5, toutes les diagonales 40×40×3.

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 (CP500). 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<sup>2</sup>

Poids propre de la ferme (WINRAMI détermine le poids)

Actions variables (Q) : Charge de neige 2 kN/m<sup>2</sup>

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)

$\gamma_{G,j} = 1,35$  (effets défavorables)

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

Dimensionnement en situation d'incendie

$\gamma_{GA,j} = 1,0$

$\gamma_{\psi 1,1} = 0,2$

(Les facteurs partiels recommandés pour les actions sont utilisés dans cet exemple)

Actions pondérées à l'état limite ultime :

Charge permanente : Charges aux nœuds :  $1,35 \times 4,1$  kN

Poids propre de la ferme (pris en compte dans WINRAMI)

Action variable Charge de neige  $1,5 \times 8,1$  kN

### Efforts dans les barres critiques

Les efforts sont déterminés à partir du modèle constitué de barres à l'état recuit.

#### Membrane inférieure, barre 0

**Recuit** : 100×60×4 mm, **CP500** : 60×40×4 mm

$N_{t,Ed} = 142,2$  kN,

$N_{t,fi,Ed} = 46,9$  kN

$M_{max,Ed} = 0,672$  kNm,

$M_{max,fi,Ed} = 0,245$  kNm

#### Membrane supérieure, barre 5

**Recuit** : 80×80×5 mm, **CP500** : 70×70×4 mm

$N_{c,Ed} = -149,1$  kN,

$N_{c,fi,Ed} = -49,2$  kN

$M_{max,Ed} = 2,149$  kNm,

$M_{max,fi,Ed} = 0,731$  kNm

#### Diagonale, barre 31

**Recuit** : 50×50×3mm, **CP500** : 40×40×3 mm

$N_{c,Ed} = -65,9$  kN,

$N_{c,fi,Ed} = -21,7$  kN

### Caractéristiques du matériau

Acier de nuance 1.4301.

**Recuit** :  $f_y = 210$  N/mm<sup>2</sup>  $f_u = 520$  N/mm<sup>2</sup>  $E = 200000$  N/mm<sup>2</sup>

**CP500**:  $f_y = 460$  N/mm<sup>2</sup>  $f_u = 650$  N/mm<sup>2</sup>  $E = 200000$  N/mm<sup>2</sup>

Tableau 2.2

Tableau 2.3

### 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 4.1

et § 8.1

**Caractéristiques des sections transversales****Recuit :**

$$\text{Barre 0: } A = 1175 \text{ mm}^2 \quad W_{pl,y} = 37,93 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\text{Barre 5: } A = 1436 \text{ mm}^2 \quad I_y = 131,44 \times 10^4 \text{ mm}^4 \quad i_y = 30,3 \text{ mm} \quad W_{pl,y} = 39,74 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\text{Barre 31: } A = 541 \text{ mm}^2 \quad I_y = 19,47 \times 10^4 \text{ mm}^4 \quad i_y = 19 \text{ mm} \quad W_{pl,y} = 9,39 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

**CP500 :**

$$\text{Barre 0: } A = 695 \text{ mm}^2 \quad W_{pl,y} = 13,16 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\text{Barre 5: } A = 1015 \text{ mm}^2 \quad I_y = 72,12 \times 10^4 \text{ mm}^4 \quad i_y = 26,7 \text{ mm} \quad W_{pl,y} = 24,76 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\text{Member 31: } A = 421 \text{ mm}^2 \quad I_y = 9,32 \times 10^4 \text{ mm}^4 \quad i_y = 14,9 \text{ mm} \quad W_{pl,y} = 5,72 \times 10^3 \text{ mm}^3$$

**Classification des sections transversales des barres 5 et 31**

$$\text{Recuit : } \varepsilon = 1,01$$

$$\text{CP500 : } \varepsilon = 0,698$$

$$\text{Recuit } 80 \times 80 \times 5 : c = 80 - 15 = 65 \text{ mm}$$

$$\text{CP500 } 70 \times 70 \times 4 : c = 70 - 12 = 58 \text{ mm}$$

$$\text{Recuit } 50 \times 50 \times 3 : c = 50 - 9 = 41 \text{ mm}$$

$$\text{CP500 } 40 \times 40 \times 3 : c = 40 - 9 = 31 \text{ mm}$$

Âmes/semelles comprimées :

$$\text{Recuit } 80 \times 80 \times 5 : c/t = 13$$

$$\text{CP500 } 70 \times 70 \times 4 : c/t = 14,5$$

$$\text{Recuit } 50 \times 50 \times 3 : c/t = 13,7$$

$$\text{CP500 } 40 \times 40 \times 3 : c/t = 10,3$$

Pour la Classe 1,  $\frac{c}{t} \leq 33,0\varepsilon$ , en conséquence, tous les profils sont de Classe 1.

**MEMBRURE INFÉRIEURE, CALCUL À TEMPÉRATURE AMBIANTE ET EN SITUATION D'INCENDIE**

Tableau 5.2

Tableau 5.2

(Barre 0)

**A) Vérification à température ambiante****Résistance de la section transversale à la traction**

§ 5.7.2

$$N_{pl,Rd} = A_g f_y / \gamma_{M0}$$

Éq. 5.23

$$\text{Recuit : } N_{pl,Rd} = 1175 \times 210 / 1,1 = 224,3 \text{ kN} > 142,2 \text{ kN} \quad \text{OK.}$$

$$\text{CP500 : } N_{pl,Rd} = 695 \times 460 / 1,1 = 290,6 \text{ kN} > 142,2 \text{ kN} \quad \text{OK.}$$

**Moment résistant de la section transversale**

Sec. 5.7.4

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$$

Éq. 5.29

$$\text{Recuit : } M_{c,Rd} = \frac{37,93 \times 10^3 \times 210}{1,1 \times 10^6} = 7,24 \text{ kNm} > 0,672 \text{ kNm} \quad \text{OK.}$$

$$\text{CP500 : } M_{c,Rd} = \frac{13,16 \times 10^3 \times 460}{1,1 \times 10^6} = 5,50 \text{ kNm} > 0,672 \text{ kNm} \quad \text{OK.}$$

**Interaction moment fléchissant et effort de traction**

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \leq 1$$

Éq. 6.55

$$\text{Recuit : } \frac{142,2}{224,3} + \frac{0,672}{7,24} = 0,73 \leq 1 \quad \text{OK.}$$

$$\text{CP500 : } \frac{142,2}{290,6} + \frac{0,672}{5,50} = 0,61 \leq 1 \quad \text{OK.}$$

**B) Vérification en situation d'incendie**

$$\varepsilon_{\text{res}} = 0,4$$

Température de l'acier après 30 min d'exposition au feu pour :

- 100x60x4 et  $A_m/V = 275 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 833 \text{ °C}$
- 60x40x4 et  $A_m/V = 290 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 834 \text{ °C}$

Nous prenons la valeur conservatrice de  $\theta = 834 \text{ °C}$ .

Les valeurs des coefficients de réduction à  $834 \text{ °C}$  peuvent être obtenus par interpolation linéaire :

**Recuit :**

$$k_{2,\theta} = f_{2,\theta}/f_y = 0,292, \text{ mais } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$$

$$k_{u,\theta} = f_{u,\theta}/f_u = 0,209$$

$$f_{2,\theta} = 0,292 \times 210 = 61,3 \text{ et } f_{u,\theta} = 0,209 \times 520 = 108,7, \text{ donc } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$$

**CP500 :**

En condition écrouie à froid,  $\theta \geq 800 \text{ °C}$ :

$$k_{2,\theta,CF} = f_{2,\theta,CF}/f_y = 0,9k_{2,\theta} = 0,9f_{2,\theta}/f_y = 0,9 \times 0,292 = 0,263, \text{ mais } f_{2,\theta,CF} \leq f_{u,\theta,CF}$$

$$k_{u,\theta,CF} = k_{u,\theta} = f_{u,\theta,CF}/f_u = 0,209$$

$$f_{2,\theta,CF} = 0,263 \times 460 = 121,0 \text{ et } f_{u,\theta,CF} = 0,209 \times 650 = 135,9, \text{ donc } f_{2,\theta,CF} \leq f_{u,\theta,CF}$$

**Résistance à la traction de la section transversale**

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} N_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}]$$

**Recuit :**  $N_{fi,\theta,Rd} = 0,292 \times 224,3 \times 1,1/1,0 = 72,0 \text{ kN} > 46,9 \text{ kN}$  OK.

**CP500 :**  $N_{fi,\theta,Rd} = 0,263 \times 290,6 \times 1,1/1,0 = 84,1 \text{ kN} > 46,9 \text{ kN}$  OK.

**Moment résistant de la section transversale**

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} M_{Rd} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}]$$

**Recuit :**  $M_{fi,\theta,Rd} = 0,292 \times 7,24 \times 1,1/1,0 = 2,33 \text{ kNm} > 0,245 \text{ kNm}$  OK.

**CP500 :**  $M_{fi,\theta,Rd} = 0,263 \times 5,50 \times 1,1/1,0 = 1,59 \text{ kNm} > 0,245 \text{ kNm}$  OK.

**Interaction effort de traction et moment fléchissant**

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \leq 1$$

**Recuit :**  $\frac{46,9}{72,0} + \frac{0,245}{2,33} = 0,75 \leq 1$  OK.

**CP500 :**  $\frac{46,9}{84,1} + \frac{0,245}{1,59} = 0,71 \leq 1$  OK.

**DIAGONALE, CALCUL À TEMPÉRATURE AMBIANTE ET EN SITUATION D'INCENDIE**

Longueur de flambement = 1253 mm

**A) Vérification à température ambiante**

$$N_{b,Rd} = \chi A f_y / \gamma_{M1}$$

§ 8.4.4

§ 8.2  
Tableau 8.1§ 8.2  
Tableau 8.1

Éq. 8.8

Éq. 8.15

Éq. 6.55

(Barre 31)

Éq. 6.2

**Recuit :**

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1253}{19} \frac{1}{\pi} \sqrt{(210 / 200000)} = 0,680$$

Éq. 6.6

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,680 - 0,3) + 0,680^2) = 0,$$

Éq. 6.5  
Tableau 6.1

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{0,824 + \sqrt{(0,824^2 - 0,680^2)}} = 0,776$$

Éq. 6.4

$$N_{b,Rd} = 0,776 \times 541 \times 210 / 1,1 = 80,1 \text{ kN} > 65,9 \text{ kN OK.}$$

**CP500 :**

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1253}{14,9} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(460 / 200000)} = 1,284$$

Éq. 6.6

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (1,284 - 0,3) + 1,284^2) = 1,565$$

Éq. 6.5  
Tableau 6.1

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{1,565 + \sqrt{(1,565^2 - 1,284^2)}} = 0,407$$

Éq. 6.4

$$N_{b,Rd} = 0,407 \times 421 \times 460 / 1,1 = 71,7 \text{ kN} > 65,9 \text{ kN OK.}$$

**B) Vérification en situation d'incendie**

$$\varepsilon_{res} = 0,4$$

§ 8.4.4

Température de l'acier après 30 min d'exposition au feu pour :

- 80x80x5 et  $A_m/V = 220 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 830 \text{ }^\circ\text{C}$
- 70x70x5 et  $A_m/V = 225 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 831 \text{ }^\circ\text{C}$

Nous prenons la valeur conservatrice de  $\theta = 831 \text{ }^\circ\text{C}$ .**Recuit :** Les valeurs des coefficients de réduction à 834 °C peuvent être obtenus par interpolation linéaire :

$$k_{p0,2,\theta} = 0,219$$

$$k_{E,\theta} = 0,574$$

§ 8.2  
Tableau 8.1**Classement de la section droite**

§ 8.3.2

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 1,03 \times \left[ \frac{0,574}{0,219} \right]^{0,5} = 1,67$$

Éq. 8.6

Pour les sections de Classe 1:  $c/t \leq 33,0$   $\varepsilon_\theta = 33,0 \times 1,67 = 55,1$ Ici  $c/t = 13$ , la section est donc de Classe 1.**CP500 :**En condition écrouie à froid, pour  $\theta \geq 800 \text{ }^\circ\text{C}$ :

$$k_{p0,2,\theta,CF} = 0,8k_{p0,2,\theta} = 0,8 \times 0,219 = 0,175$$

$$k_{E,\theta,CF} = k_{E,\theta} = 0,574$$

§ 8.2  
Tableau 8.1

**Classement de la section droite**

$$\varepsilon_{\theta} = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 0,698 \times \left[ \frac{0,574}{0,175} \right]^{0,5} = 1,26$$

Pour les sections de Classe 1:  $c/t \leq 33,0$   $\varepsilon_{\theta} = 33,0 \times 1,26 = 41,6$

Ici  $c/t = 14,5$ , la section est donc de Classe 1.

$N_{b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} A k_{p0,2,\theta} f_y / \gamma_{M,fi}$  puisque les sections sont de Classe 1.

**Recuit :**

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,\theta} / k_{E,\theta})} = 0,680 \times \sqrt{(0,219 / 0,574)} = 0,420$$

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,420 - 0,3) + 0,420^2) = 0,618$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{(\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,618 + \sqrt{(0,618^2 - 0,420^2)}} = 0,933$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = 0,933 \times 541 \times 0,219 \times 210 / 1,0 = 23,2 \text{ kN} > 21,7 \text{ kN} \quad \text{OK.}$$

**CP500 :**

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,\theta,CF} / k_{E,\theta,CF})} = 1,284 \times \sqrt{(0,175 / 0,574)} = 0,709$$

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,709 - 0,3) + 0,709^2) = 0,852$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{(\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,852 + \sqrt{(0,852^2 - 0,709^2)}} = 0,755$$

$$N_{b,fi,t,Rd} = 0,755 \times 421 \times 0,175 \times 460 / 1,0 = 25,6 \text{ kN} > 21,7 \text{ kN} \quad \text{OK.}$$

**MEMBRURE SUPÉRIEURE, CALCUL À TEMPÉRATURE AMBIANTE ET EN SITUATION D'INCENDIE**

(Barre 5)

Longueur de flambement = 1536 mm

**A) Vérification à température ambiante**

$$\frac{N_{Ed}}{(N_{b,Rd})_{\min}} + k_y \left( \frac{M_{y,Ed} + N_{Ed} e_{Ny}}{\beta_{W,y} W_{pl,y} f_y / \gamma_{M1}} \right) \leq 1,0$$

Éq. 6.56

**Recuit :**

$\beta_{W,y} = 1,0$  section transversale de Classe 1

Sec. 6.5.2

$k_y = 1 + D_1(\bar{\lambda}_y - D_2) N_{Ed} / N_{b,Rd,y}$ , mais  $k_y \leq 1 + D_1(D_3 - D_2) N_{Ed} / N_{b,Rd,y}$

Éq. 6.63

où  $D_1 = 2,0$ ,  $D_2 = 0,3$  et  $D_3 = 1,3$

Tableau 6.6

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1536}{30,3} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(210 / 200000)} = 0,523$$

Éq. 6.6

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,523 - 0,3) + 0,523^2) = 0,691$$

Éq. 6.5

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{(\phi^2 - \bar{\lambda}^2)}} = \frac{1}{0,691 + \sqrt{(0,691^2 - 0,523^2)}} = 0,875$$

Éq. 6.4

$$N_{b,Rd,y} = 0,875 \times 1436 \times 210 / 1,1 = 239,9 \text{ kN} > 149,1 \text{ kN}$$

$$k_y = 1,0 + 2,0 \times (0,523 - 0,30) \times 149,1 / 239,9 = 1,277$$

$$k_y \leq 1,0 + 2,0 \times (1,3 - 0,30) \times 149,1 / 239,9 = 2,243, \text{ donc } k_y = 1,277$$

$$\frac{149,1}{239,9} + 1,277 \times \left( \frac{2,149 \times 1000^2}{1,0 \times 39,74 \times 10^3 \times 210 / 1,1} \right) = 0,98 < 1,0 \text{ OK.}$$

**CP500:**

$$\beta_{w,y} = 1,0 \text{ section transversale de Classe 1}$$

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\pi} \sqrt{(f_y / E)} = \frac{1536}{26,7} \times \frac{1}{\pi} \times \sqrt{(460 / 200000)} = 0,878$$

$$\phi = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,878 - 0,3) + 0,878^2) = 1,027$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda^2}} = \frac{1}{1,027 + \sqrt{(1,027^2 - 0,878^2)}} = 0,641$$

$$N_{b,Rd,y} = 0,641 \times 1015 \times 460 / 1,1 = 272,1 \text{ kN} > 149,1 \text{ kN}$$

$$k_y = 1,0 + 2 \times (0,878 - 0,30) \times 149,1 / 272,1 = 1,633$$

$$k_y \leq 1,0 + 2,0 \times (1,3 - 0,30) \times 149,1 / 272,1 = 2,096, \text{ donc } k_y = 1,633$$

$$\frac{149,1}{272,1} + 1,633 \times \left( \frac{2,149 \times 1000^2}{1,0 \times 24,76 \times 10^3 \times 460 / 1,1} \right) = 0,89 < 1,0 \text{ OK.}$$

**B) Vérification en situation d'incendie**

$$\varepsilon_{res} = 0,4$$

Température de l'acier après 30 min d'exposition au feu pour :

- 50x50x3 et  $A_m/V = 370 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 836 \text{ }^\circ\text{C}$
- 40x40x3 et  $A_m/V = 380 \text{ m}^{-1}$ :  $\theta = 836 \text{ }^\circ\text{C}$

**Recuit :**

Les valeurs des coefficients de réduction à 836 °C peuvent être obtenus par interpolation linéaire :

$$k_{p0,2,\theta} = 0,214$$

$$k_{2,\theta} = f_{2,\theta} / f_y = 0,289, \text{ mais } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$$

$$k_{u,\theta} = f_{u,\theta} / f_u = 0,207$$

$$f_{2,\theta} = 0,289 \times 210 = 60,7 \text{ et } f_{u,\theta} = 0,207 \times 520 = 107,6, \text{ donc } f_{2,\theta} \leq f_{u,\theta}$$

$$k_{E,\theta} = 0,565$$

**Classement de la section droite**

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}} \right]^{0,5} = 1,03 \times \left[ \frac{0,565}{0,214} \right]^{0,5} = 1,67$$

Pour les sections de Classe 1:  $c/t \leq 33,0$   $\varepsilon_\theta = 33,0 \times 1,67 = 55,1$

Ici,  $c/t = 13,7$ , la section est donc de Classe 1.

Éq. 6.2

Tableau 6.6

Éq. 6.56

Sec. 6.5.2

Éq. 6.6

Éq. 6.5

Éq. 6.4

Éq. 6.2

Tableau 6.6

Éq. 6.56

§ 8.4.4

§ 8.2

Tableau 8.1

§ 8.3.2

Éq. 8.6

**CP500 :**

En condition écaillée à froid pour  $\theta \geq 800 \text{ °C}$ :

$$k_{p0,2,0,CF} = 0,8k_{p0,2,0} = 0,8 \times 0,214 = 0,171$$

$$k_{2,0,CF} = f_{2,0,CF}/f_y = 0,9k_{2,0} = 0,9f_{2,0}/f_y = 0,9 \times 0,289 = 0,260, \text{ mais } f_{2,0,CF} \leq f_{u,0,CF}$$

$$k_{u,0,CF} = k_{u,0} = f_{u,0,CF}/f_u = 0,207$$

$$f_{2,0,CF} = 0,260 \times 460 = 94,8 \text{ et } f_{u,0,CF} = 0,207 \times 650 = 134,6, \text{ donc } f_{2,0,CF} \leq f_{u,0,CF}$$

$$k_{E,0,CF} = k_{E,0} = 0,565$$

**Classement de la section droite**

$$\varepsilon_{\theta} = \varepsilon \left[ \frac{k_{E,0}}{k_{y,0}} \right]^{-0,5} = 0,698 \times \left[ \frac{0,565}{0,171} \right]^{0,5} = 1,27$$

Pour les sections de Classe 1:  $c/t \leq 33,0 \varepsilon_{\theta} = 33,0 \times 1,27 = 41,9$

Ici,  $c/t = 10,3 < 41,9$ , la section est donc de Classe 1.

$$\frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{\min,fi} A_g k_{p0,2,0} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{M_{y,fi,0,Rd}} \leq 1,0 \text{ puisque les sections sont de Classe 1.}$$

**Recuit :**

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,0} / k_{E,0})} = 0,523 \times \sqrt{(0,214 / 0,565)} = 0,322$$

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,322 - 0,3) + 0,322^2) = 0,557$$

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_{\theta} + \sqrt{(\phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2)}} = \frac{1}{0,557 + \sqrt{(0,557^2 - 0,322^2)}} = 0,989$$

$$k_y = 1 - \frac{\mu_y N_{fi,Ed}}{\chi_{y,fi} A_g k_{p0,2,0} f_y / \gamma_{M,fi}} \leq 3$$

$$\mu_y = (1,2\beta_{M,y} - 3)\bar{\lambda}_{y,0} + 0,44\beta_{M,y} - 0,29 \leq 0,8$$

$$\chi_{\min,fi} A_g k_{p0,2,0} f_y / \gamma_{M,fi} = 0,989 \times 1436 \times 0,214 \times 210 / 1,0 = 63,8 \text{ kN} > 49,2 \text{ kN} \quad \text{OK.}$$

$$M_{y,fi,0,Rd} = k_{2,0} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} = 0,289 \times 1,1 / 1,0 \times 39,74 \times 10^3 \times 210 / 1000^2 = 2,65 \text{ kNm} > 0,731 \text{ kNm} \quad \text{OK.}$$

$$\psi = -0,487 / 0,731 = -0,666$$

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 2,266$$

$$\mu_y = (1,2 \times 2,266 - 3) \times 0,322 + 0,44 \times 2,266 - 0,29 = 0,617 < 0,8$$

$$k_y = 1 - 0,617 \times 49,2 \text{ kN} / 63,8 \text{ kN} = 0,524 < 3$$

$$\frac{49,2}{63,8} + 0,524 \times \frac{0,731}{2,65} = 0,92 < 1,0 \quad \text{OK.}$$

**CP500 :**

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{(k_{p0,2,0} / k_{E,0})} = 0,878 \times \sqrt{(0,171 / 0,565)} = 0,483$$

$$\phi_{\theta} = 0,5(1 + \alpha(\bar{\lambda}_{\theta} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{\theta}^2) = 0,5 \times (1 + 0,49 \times (0,483 - 0,3) + 0,483^2) = 0,661$$

§ 8.2  
Tableau 8.1

§ 8.3.2  
Éq. 8.6

Éq. 8.26

Éq. 8.14

Éq. 8.13

Éq. 8.12

Éq. 8.30

Éq. 8.31

Éq. 8.26

Éq. 8.15

Tableau 8.3

Éq. 8.14

Éq. 8.13

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\phi_0 + \sqrt{(\phi_0^2 - \lambda_0^2)}} = \frac{1}{0,661 + \sqrt{(0,661^2 - 0,483^2)}} = 0,899$$

Éq. 8.12

$$\chi_{\min,fi} A_g k_{p0,2,\theta} f_y / \gamma_{M,fi} = 0,899 \times 1015 \times 0,171 \times 460 / 1,0 = 71,8 \text{ kN} > 49,2 \text{ kN} \quad \text{OK.}$$

Éq. 8.26

$$M_{y,fi,\theta,Rd} = k_{2,\theta} [\gamma_{M0} / \gamma_{M,fi}] M_{Rd} = 0,260 \times 1,1 / 1,0 \times 24,76 \times 10^3 \times 460 / 1000^2 \\ = 3,26 \text{ kNm} > 0,731 \text{ kNm} \quad \text{OK.}$$

Éq. 8.15

$$\psi = -0,487 / 0,731 = -0,666$$

Tableau 8.3

$$\beta_{M,y} = 1,8 - 0,7\psi = 2,26$$

$$\mu_y = (1,2 \times 2,266 - 3) \times 0,483 + 0,44 \times 2,266 - 0,29 = 0,571 \leq 0,8$$

$$k_y = 1 - 0,571 \times 49,2 / 71,8 = 0,609$$

$$\frac{49,2}{71,8} + 0,609 \times \frac{0,731}{3,26} = 0,82 < 1,0 \quad \text{OK.}$$

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 de 3			
	Titre	Exemple 14 – Evaluation de la limite élastique moyenne augmentée dans les sections formées à froid		
	Client	Research Fund for Coal and Steel	Préparé par SA	Date 05/17
			Revu par FW	Date 05/17
		Revu par LG	Date 05/17	

**EXEMPLE DE CALCUL 14 – EVALUATION DE LA LIMITE ELASTIQUE MOYENNE AUGMENTEE DANS LES SECTIONS FORMEES A FROID**

Cet exemple illustre comment doit être évaluée la limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$  d’une section creuse rectangulaire en accord avec la méthode proposée à l’annexe B du Guide de Conception. La section droite est de dimensions 80×80×4 et de nuance austénitique 1.4301. On compare ensuite la résistance en flexion en utilisant la valeur minimum spécifiée de la limite élastique  $f_y$  et la limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$ .

**Limite élastique moyenne augmentée**

Pour les sections creuses rectangulaires ou carrées en acier inoxydable, la limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$  est donnée par :

$$f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,rolled} + f_{yf}(A - A_{c,rolled})}{A}$$

Éq. B.2

**Propriétés de la section droite**

Propriétés géométriques (dimensions mesurées sur éprouvette) :

$$\begin{aligned}
 h &= 79,9 \text{ mm} & b &= 79,6 \text{ mm} \\
 t &= 3,75 \text{ mm} & A &= 1099 \text{ mm}^2 \\
 W_{el} &= 25967 \text{ mm}^3 & W_{pl} &= 30860 \text{ mm}^3
 \end{aligned}$$

$r_i = 4,40 \text{ mm}$  (Il est à noter que si  $r_i$  est inconnu, il peut être pris égal à  $2t$ )

Annexe B

$$A_{c,rolled} = \left( n_c \pi \frac{t}{4} \right) (2r_i + t) + 4n_c t^2$$

Éq. B.14

$$A_{c,rolled} = \left( 4 \times \pi \times \frac{3,75}{4} \right) \times (2 \times 4,40 + 3,75) + 4 \times 4 \times 3,75^2 = 373 \text{ mm}^2$$

**Propriétés mécaniques**

$f_y = 230 \text{ N/mm}^2$  et  $f_u = 540 \text{ N/mm}^2$  (pour les tôles laminées à froid dont  $t \leq 8 \text{ mm}$ )

Tableau 2.2

$$E = 200000 \text{ N/mm}^2$$

§ 2.3.1

$$\varepsilon_{p0,2} = 0,002 + f_y/E = 0,00315$$

Éq. B.10

$$\varepsilon_u = 1 - f_y/f_u = 0,57$$

Éq. C.6

**Limite élastique augmentée dans les coins et parties planes**

La limite élastique augmentée  $f_{yc}$  dans les coins est donnée par :

$$f_{yc} = 0,85K (\varepsilon_c + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad \text{et} \quad f_y \leq f_{yc} \leq f_u$$

Éq. B.4

La limite élastique augmentée  $f_{yf}$  dans les parties planes est donnée par :

$$f_{yf} = 0,85K (\varepsilon_f + \varepsilon_{p0,2})^{n_p} \quad \text{et} \quad f_y \leq f_{yf} \leq f_u$$

Éq. B.5

Déformation plastique due à l'écrouissage à froid dans les coins et parties planes

Déformation plastique dans les coins  $\varepsilon_c$ :

$$\varepsilon_c = \frac{t}{2(2r_i + t)}$$

Éq. B.7

$$\varepsilon_c = \frac{3,75}{2 \times (2 \times 4,40 + 3,75)} = 0,149$$

Déformation plastique dans les parties planes  $\varepsilon_f$ :

$$\varepsilon_f = \left[ \frac{t}{900} \right] + \left[ \frac{\pi t}{2(b + h - 2t)} \right]$$

Éq. B.8

$$\varepsilon_f = \left[ \frac{3,75}{900} \right] + \left[ \frac{\pi \times 3,75}{2 \times (79,6 + 79,9 - 2 \times 3,75)} \right] = 0,043$$

Paramètres du modèle de la courbe contrainte déformation

$$n_p = \frac{\ln(f_y/f_u)}{\ln(\varepsilon_{p0,2}/\varepsilon_u)}$$

Éq. B.12

$$n_p = \frac{\ln(230/540)}{\ln(0,00315/0,57)} = 0,164$$

$$K = \frac{f_y}{\varepsilon_{p0,2}^{n_p}}$$

Éq. B.11

$$K = \frac{230}{(0,00315)^{0,164}} = 591,6 \text{ N/mm}^2$$

Limite élastique augmentée dans les coins et parties planes

La limite élastique augmentée  $f_{yc}$  dans les coins est donnée par :

Éq. B.4

$$f_{yc} = 0,85 \times 591,6 \times (0,149 + 0,00315)^{0,164} \\ = 369 \text{ N/mm}^2 \text{ et } 230 \leq 369 \leq 540$$

La limite élastique augmentée  $f_{yf}$  dans les parties planes est donnée par :

Éq. B.5

$$f_{yf} = 0,85 \times 591,6 \times (0,043 + 0,00315)^{0,164} \\ = 304 \text{ N/mm}^2 \text{ et } 230 \leq 304 \leq 540$$

**Limite élastique moyenne augmentée de la section droite**

$$f_{ya} = \frac{f_{yc} A_{c,rolled} + f_{yf}(A - A_{c,rolled})}{A}$$

Éq. B.2

$$= \frac{369 \times 373 + 304 \times (1099 - 373)}{1099} = 326 \text{ N/mm}^2$$

**Classification de la section droite**

Classification de la section droite basée sur la valeur minimum spécifiée de la limite élastique  $f_y$  :

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{230} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,986$$

$$\frac{c}{t} = \frac{(79,9 - 3 \times 3,75)}{3,75} = 18,3 < 32,5 = 33\varepsilon$$

En conclusion, la section droite est de Classe 1.

Classification de la section droite basée sur la limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$  :

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} = \left[ \frac{235}{326} \times \frac{200\,000}{210\,000} \right]^{0,5} = 0,829$$

$$\frac{c}{t} = \frac{(79,9 - 3 \times 3,75)}{3,75} = 18,3 < 27,4 = 33\varepsilon$$

En conclusion, la section droite est de Classe 1.

**Résistance de la section droite en flexion**

Pour des sections droites de Classe 1 ou 2:

$$M_{c,Rd} = W_{pl} f_y / \gamma_{M0}$$

Résistance basée sur la valeur minimum spécifiée de la limite élastique  $f_y$  :

$$M_{c,Rd} = \frac{30860 \times 230}{1,1} = 6,45 \text{ kNm}$$

Résistance basée sur la limite élastique moyenne augmentée  $f_{ya}$  :

$$M_{c,Rd} = \frac{30860 \times 326}{1,1} = 9,15 \text{ kNm}$$

En prenant en compte l'augmentation de la limite élastique due à l'écroutissage à froid lors de la fabrication, la résistance en flexion augmente de 42%.

*Note: Dans l'Exemple 15, on étudie l'effet bénéfique de l'écroutissage sur la résistance en service à l'aide de la Continuous Strength Method, comme décrit à l'Annexe D du Guide de Conception.*

Tableau 5.2

Tableau 5.2

Éq. 5.29

<b>Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steels (PUREST)</b>  <b>FEUILLE DE CALCUL</b>	Page 1 de 2			
	Titre	Exemple 15 – Dimensionnement d’un section droite soumise à flexion via la Continuous Strength Method (CSM)		
	Client	Research Fund for Coal and Steel	Préparé par SA	Date 05/17
			Revu par FW	Date 05/17
Revu par LG			Date 05/17	

<p><b>EXEMPLE 15 – DIMENSIONNEMENT D’UN SECTION DROITE SOUMISE A FLEXION VIA LA CONTINUOUS STRENGTH METHOD (CSM)</b></p> <p>Dans cet exemple, la résistance en flexion d’un profil creux carré formé à froid 80×80×4 de nuance austénitique 1.4301 suivant la Continuous Strength Method (CSM) décrite à l’Annexe D est calculée.</p> <p><b>Propriétés de la section droite</b></p> <p>L’ensemble des propriétés est donné à l’exemple 14.</p> <p><b>Propriétés mécaniques</b></p> <p><math>f_y = 326 \text{ N/mm}^2</math> * et <math>f_u = 540 \text{ N/mm}^2</math></p> <p><math>E = 200000 \text{ N/mm}^2</math> et <math>\nu = 0,3</math></p> <p><math>\epsilon_y = f_y/E = 0,0016</math></p> <p><math>\epsilon_u = 1 - f_y/f_u = 0,40</math></p> <p><i>* Dans le but d’illustrer la différence obtenue lorsque l’on utilise la CSM en plus de la limite élastique moyenne augmentée, on prendra dès lors comme valeur pour <math>f_y</math> précisément la limite élastique moyenne augmentée, calculée à l’exemple 14. La limite élastique peut, alternativement, être prise égale à la limite élastique minimale conventionnelle spécifiée dans l’Eurocode.</i></p> <p><b>Elancement de la section droite</b></p> $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cr,p}}}$ $f_{cr,p} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12(1 - \nu^2) \bar{b}^2} = \frac{4 \times \pi^2 \times 200000 \times 3,75^2}{12 \times (1 - 0,3^2) \times (79,7 - 2(3,75 + 4,40))^2} = 2530 \text{ N/mm}^2$ $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{326}{2530}} = 0,36 (< 0,68)$ <p><b>Capacité de déformation de la section droite</b></p> $\frac{\epsilon_{csm}}{\epsilon_y} = \frac{0,25}{\bar{\lambda}_p^{3,6}} \leq \min\left(15, \frac{C_1 \epsilon_u}{\epsilon_y}\right) \text{ pour } \bar{\lambda}_p \leq 0,68$ <p>Du Tableau D.1, on tire <math>C_1 = 0.1</math> pour les nuances austénitiques.</p>	<p>Tableau 2.2</p> <p>§ 2.3.1</p> <p>Éq. C.6</p> <p>D.3.2</p> <p>Éq. D.4 et Tableau 5.3</p> <p>Éq. D.2</p> <p>Tableau D.1</p>
---	---

$$\frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} = \frac{0,25}{0,36^{3,6}} = 9,9 \leq \min\left(15, \frac{0,1 \times 0,40}{0,0016} = 25\right)$$

$$\therefore \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} = 9,9$$

### Pente de l'écroissage (modèle de la courbe contrainte-déformation bilinéaire)

Du Tableau D.1, on tire  $C_2 = 0,16$  pour les nuances austénitiques.

$$E_{\text{sh}} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \varepsilon_u - \varepsilon_y} = \frac{540 - 326}{0,16 \times 0,40 - 0,0016} = 3429 \text{ N/mm}^2$$

### Résistance en flexion de la section droite

$$M_{\text{c,Rd}} = M_{\text{csm,Rd}} = \frac{W_{\text{pl}} f_y}{\gamma_{\text{M0}}} \left[ 1 + \frac{E_{\text{sh}} W_{\text{el}}}{E W_{\text{pl}}} \left( \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} - 1 \right) - \left( 1 - \frac{W_{\text{el}}}{W_{\text{pl}}} \right) / \left( \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} \right)^\alpha \right]$$

$\alpha = 2,0$  pour RHS

$$\begin{aligned} M_{\text{c,Rd}} &= M_{\text{csm,Rd}} \\ &= \frac{30860 \times 326}{1,1} \times \left[ 1 + \frac{3429}{200000} \times \frac{25967}{30860} \times (9,9 - 1) - \left( 1 - \frac{25967}{30860} \right) / (9,9)^{2,0} \right] \end{aligned}$$

$$M_{\text{c,Rd}} = 10,31 \text{ kNm}$$

La résistance en flexion calculée en accord avec le Chapitre 5 du Guide de Conception valait 6,45 kNm. La prise en compte de l'augmentation de la limite élastique due à l'écroissage à froid en section, calculée à l'exemple 14, nous donnait une résistance de 9,15 kNm. Dans cet exemple, l'effet additionnel de l'écroissage en service est évalué grâce à la CSM et une résistance en flexion de 10,31 kNm est atteinte, ce qui correspond à une augmentation totale de 60%.

Tableau D.1

Éq. D.1

Éq. D.9

Tableau D.2