

Université
de Liège



Université de Liège

Faculté des sciences appliquées

Courbes de flambement des profilés en acier à hautes températures

Travail de fin d'études réalisé en vue de l'obtention du grade de Master Ingénieur Civil des
constructions à finalité approfondie

par Nauar Karima

Composition du jury:

Prof. Dr ir. J.M. Franssen - Promoteur

Prof. Dr ir. JP. Jaspart

Prof. Dr ir. V. Denoel

Prof. Dr ir. O. Vassart

Année académique 2013-2014

Remerciements

J'adresse tout d'abord mes remerciements à mon promoteur Monsieur Franssen de m'avoir accordé de son temps et de m'avoir guidée tout au long de ce travail.

Mes remerciements vont également à Messieurs Jaspert, Denoël et Vassart d'avoir accepté d'être membre de mon jury ainsi que de m'avoir aidée dans la recherche d'informations nécessaires à mon travail. Je tiens également à remercier Monsieur Demonceau d'avoir participé à ces recherches ainsi que d'avoir répondu à mes questions.

Ensuite, je tiens à remercier Anthony Scifo de l'aide apportée au cours de ce travail.

Enfin, mes remerciements vont à ma famille qui m'a soutenue tout au long de mes études.

Karima Nauar

Résumé

Titre: Courbes de flambement des profilés en acier à hautes températures
Auteur: Nauar Karima, Master Ingénieur Civil des constructions
Année académique: 2013-2014

Dans l'Eurocode 3 Partie 1-2 intervient une formule analytique décrivant le coefficient de réduction employé pour évaluer la résistance de calcul au flambement d'un élément comprimé de section de classe 1, 2 ou 3 en situation d'incendie. La proposition de cette formule a été établie à la suite de simulations numériques et d'essais expérimentaux réalisés dans les années 90 sur des colonnes dont les sections étaient des profilés en I et en H faits d'acier au carbone et issus d'un laminage à chaud. Cependant, cette expression analytique est utilisée quelque soit le type de section.

L'objectif de ce travail est de vérifier si la formule analytique peut être étendue à des sections de classes 1, 2 et 3 autres que des profilés en I et en H. Les sections envisagées sont des profilés reconstitués soudés en I et en H, des cornières ainsi que des tubes circulaires, carrés et rectangulaires faits d'acier au carbone. Les cornières et les tubes circulaires sont issus d'un laminage à chaud tandis que les tubes carrés et rectangulaires sont reconstitués par soudage.

La vérification consiste à réaliser des simulations numériques à l'aide du programme SAFIR sur des colonnes bi-articulées en adoptant les différentes sections envisagées. Ces colonnes sont soumises à une charge axiale de compression centrée et à une température élevée uniforme dans la section.

A la suite de ces simulations, les résultats numériques ainsi qu'analytiques ont été comparés. Ceux-ci ont permis de montrer que l'expression analytique établie dans le cadre de profilés laminés à chaud en I et en H peut être étendue à d'autres sections telles les profilés reconstitués soudés, les cornières ainsi que les tubes.

Abstract

Title: Buckling curves of steel profiles at elevated temperature
Author: Nauar Karima, Master Ingénieur Civil des constructions
Academic year: 2013-2014

In the Eurocode 3 Part 1-2, an analytical formula describing the reduction coefficient is used to calculate the design buckling resistance of a compression member with a class 1, 2 or 3 in case of fire. The proposal of this formula was introduced after numerical simulation and experimental evaluation realized in the 90's on columns whose sections were hot-rolled I and H profiles made of carbon steel. However, this expression is used for any section.

The purpose of this work is to verify if this analytical formula can be extended to other section with class 1, 2 and 3 different from I and H profiles. The section studied are I and H welded profiles, leg angles and circular, square and rectangular tubes made of carbon steel. The leg angles and circular tubes are hot-rolled whereas square and rectangular tubes are welded.

Verification consists to realize numerical simulation thanks to SAFIR code on pin-ended columns using different sections. These columns are centrally loaded and submitted to elevated uniform temperature in the section.

After these simulation, numerical and analytical results are compared. These results allowed to show that the analytical expression used for hot-rolled I and H profiles can be extended to other sections such as welded profiles, leg angles and tubes.

Tables des matières

Chapitre 1: Introduction	11
Chapitre 2: Etat de l'art.....	13
2.1 Introduction	13
2.2 Etudes numériques	13
2.2.1 Description du programme numérique	13
2.2.2 Hypothèses des simulations numériques.....	15
2.2.3 Simulations numériques.....	17
2.2.4 Résultats	19
2.2.5 Proposition d'une expression analytique	22
2.3 Essais expérimentaux.....	23
Chapitre 3: Définitions des géométries	27
3.1 Profilé en H et I	27
3.2 Profilés reconstitués soudés en H et I	28
3.3 Cornières	30
3.4 Tubes	31
3.4.1 Tube circulaire.....	31
3.4.2 Tube rectangulaire	32
Chapitre 4: Définition des contraintes résiduelles	34
4.1 Profilés en H et en I	34
4.2 Profilés reconstitués soudés.....	35
4.3 Cornières	36
4.4 Tubes circulaires.....	38
4.5 Tubes rectangulaires et carrés	38
Chapitre 5: Simulations numériques.....	40
5.1 Calcul thermique.....	40
5.2 Calcul structural.....	41
5.3 Propriétés mécaniques.....	42
Chapitre 6: Résultats	43

6.1	Détermination des coefficients de réduction analytiques	43
6.2	Profilés en I et H.....	44
6.2.1	Influence de la température de ruine.....	45
6.2.2	Résultats pour HE200A et IPE200	48
6.3	Profilés reconstitués soudés.....	55
6.3.1	Résultats PRSH200A et PRSIPE200.....	55
6.3.2	Comparaison entre les profilés laminés à chaud et les profilés reconstitués soudés	58
6.4	Cornières	60
6.5	Tubes	62
6.5.1	Tubes circulaires.....	62
6.5.2	Tubes rectangulaires et carrés	64
Chapitre 7:	Conclusion.....	66
Chapitre 8:	Annexe	67
8.1	Profilés en I et en H	67
8.2	Profilés reconstitués soudés.....	68
8.3	Cornières	69
8.4	Tubes.....	70
8.4.1	Tubes circulaires.....	70
8.4.2	Tubes rectangulaires et carrés	71
Chapitre 9:	Bibliographie	72

Table des figures

Figure 2-1: Relation contrainte-déformation pour l'acier au carbone aux températures élevées (Eurocode 3 Part 1-2 1995).....	15
Figure 2-2: Coefficients de réduction pour les relations contrainte-déformation de l'acier au carbone aux températures élevées (Eurocode 3 Partie 1-2)	17
Figure 2-3: Courbe de la charge ultime en fonction de la température ultime (Stability of steel columns in case of fire: numerical modeling, [Talamona & al., 1997]).....	18
Figure 2-4: Résultats pour de l'acier S235 en fonction des élancements relatifs à 20°C (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, [Schleich & al., 1998]) .	20
Figure 2-5: Résultats pour de l'acier S235 en fonction des élancements relatifs évalués à la température de ruine (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, [Schleich & al., 1998]).....	21
Figure 2-6: Résultats pour de l'acier S355 en fonction des élancements relatifs évalués à la température de ruine (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, [Schleich & al., 1998]).....	22
Figure 2-7: Coefficients de réduction expérimentaux (Stability of steel columns in case of fire: Experimental evaluation, [Franssen & al., 1998]).....	25
Figure 2-8: Evolution de la valeur moyenne en fonction du coefficient de sévérité β (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, par [Franssen & al., 1998])	26
Figure 3-1: Profilé HE200A à droite et profilé IPE200 à gauche	28
Figure 3-2: Profilés reconstitués soudés PRSHE200A à gauche et PRSIPE200 à droite....	29
Figure 3-3: Cornière.....	30
Figure 3-4: Tube circulaire.....	31
Figure 4-2: Maillage du profilé HE200A (à gauche) et maillage du profilé IPE200 (à droite)	35
Figure 4-1: Contraintes résiduelles pour des profilés en H et en I	35
Figure 4-3: Distribution de contraintes pour des profilés reconstitués soudés en H ou en I36	
Figure 4-4: Distribution de contraintes pour des cornières	37
Figure 4-5: Maillage des cornières	37
Figure 4-6: Distribution des contraintes résiduelles dans un tube circulaire	38
Figure 4-7: Distribution de contraintes pour des tubes rectangulaires et carrés.....	39
Figure 5-1: Evolution de la température et de la charge appliquée	42
Figure 6-1: Résultats pour de l'acier S235 et pour la section HE200A	45
Figure 6-2: Evolution de la charge de ruine en fonction de la hauteur de la colonne pour de l'acier S235, pour la section HE200A et selon l'axe fort.....	46
Figure 6-3: Résultats pour de l'acier S355 et pour la section HE200A	48

Figure 6-4: Résultats pour de l'acier S235 et pour les sections HE200A et IPE200	49
Figure 6-5: Résultats pour de l'acier S355 et pour les sections HE200A et IPE200	50
Figure 6-6: Résultats pour la section HE200A sans contraintes résiduelles	51
Figure 6-7: Influence de la limite d'élasticité pour le profilé HE200A.....	51
Figure 6-8: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour le profilé HE200A.....	52
Figure 6-9: Influence des contraintes résiduelles (S355 - HE200A).....	53
Figure 6-10: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour le profilé IPE200.....	54
Figure 6-11: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S355 et pour le profilé IPE200.....	54
Figure 6-12: Résultats pour de l'acier S235 et pour les profilés reconstitués soudés PRSHE200A et PRSIPE200.....	55
Figure 6-13: Résultats pour de l'acier S355 et pour les profilés reconstitués soudés PRSHE200A et PRSIPE200.....	56
Figure 6-14: Influence de la limite d'élasticité pour le profilé PRSHE200A.....	57
Figure 6-15: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour PRSHE200A.....	58
Figure 6-16: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSHE200A et laminé à chaud HE200A	59
Figure 6-17: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSIPE200 et laminé à chaud IPE200.....	60
Figure 6-18: Résultats pour de l'acier S235 et pour les cornières	61
Figure 6-19: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour les cornières	62
Figure 6-20: Résultat pour de l'acier S235 et S3555 et pour les tubes circulaires	63
Figure 6-21: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour des tubes circulaires	63
Figure 6-22: Résultats pour de l'acier S235 et pour des tubes rectangulaires	64
Figure 6-23: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et le tube 50x50x5	65
Figure 8-1: Influence de la limite d'élasticité pour IPE200.....	67
Figure 8-2: Influence de la limite d'élasticité pour PRSIPE200.....	68
Figure 8-3: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSHE200A et laminé à chaud HE200A.....	68
Figure 8-4: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSIPE200 et laminé à chaud IPE200.....	69
Figure 8-5: Résultats pour de l'acier S355	69

Figure 8-6: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S355 et pour les cornières	70
Figure 8-7: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour des tubes circulaires	70
Figure 8-8: Résultats pour de l'acier S355 et pour des tubes rectangulaires et carrés	71
Figure 8-9: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S355 et pour le tube 50x50x5	71

Table des tableaux

Tableau 2-1: Coefficients de réduction pour les relations contrainte-déformation de l'acier au carbone aux températures élevées (Eurocode 3 Partie 1-2).....	16
Tableau 3-1: Sections étudiées	27
Tableau 3-2: Caractéristiques géométriques de HE200A	27
Tableau 3-3: Caractéristiques géométriques de IPE200	27
Tableau 3-4: Caractéristiques géométriques du profilé reconstitué soudé PRSHE200A	28
Tableau 3-5: Caractéristiques géométriques du profilé reconstitué soudé PRSIPE200	29
Tableau 3-6: Caractéristiques géométriques de L40x40x4	30
Tableau 3-7: Caractéristiques géométriques de L250x250x25	30
Tableau 3-8: Caractéristiques géométriques du tube circulaire.....	31
Tableau 3-9: Caractéristiques géométriques du tube carré 200x200x8	32
Tableau 3-10: Caractéristiques géométriques du tube carré 50x50x5	32
Tableau 3-11: Caractéristiques géométriques du tube rectangulaire 200x250x8.....	32
Tableau 3-12: Caractéristiques géométriques du tube rectangulaire 150x50x5.....	32
Tableau 3-13: Tube rectangulaire	33
Tableau 5-1: Propriétés mécaniques	42

Chapitre 1: Introduction

Dans l'Eurocode 3 Partie 1-2, l'expression de la résistance de calcul au flambement de colonnes sous compression centrée soumises à des températures élevées tient compte d'un coefficient de réduction. Ce dernier est fourni par une expression analytique établie à la suite de simulations numériques et de tests expérimentaux réalisés dans les années 90. Ces essais ont été effectués sur des colonnes bi-articulées faits d'acier au carbone. Les sections envisagées étaient des profilés laminés à chaud en H et en I de classe inférieure ou égale à 3.

La courbe de flambement considérée pour ce type de profilés est analysée dans l'état de l'art. Ce dernier tient compte des études numériques effectuées pour mener à la proposition d'une expression analytique de la courbe de flambement pour les profilés en H et en I et d'essais expérimentaux qui ont mené à la validation de cette formule. La validation de l'expression consiste à déterminer un coefficient de sévérité β intervenant dans cette formule. Sur base des essais numériques, la valeur de 1,2 a été adoptée pour ce coefficient. Cependant suite aux essais expérimentaux, il s'est avéré qu'une valeur de 0,65 était plus adéquate. Dans l'Eurocode 3 Partie 1-2, l'expression analytique obtenue pour l'établissement des coefficients de réduction pour le flambement par flexion en situation d'incendie convient donc d'une valeur de 0,65.

Cette formule analytique établie sur base d'essais numériques et expérimentaux réalisés sur des profilés en double té, est étendue pour l'application d'autres types de section. L'objectif de ce travail est d'effectuer des simulations numériques similaires à celles exposées dans l'état de l'art pour d'autres types de section. Il s'agit d'étudier des colonnes bi-articulées en acier au carbone soumises à une température élevée et à une charge de compression appliquée au centre de gravité de la section. Les sections envisagées sont de classe 1, 2 ou 3 et sont issues d'un processus de fabrication qui est soit le laminage à chaud ou la reconstitution par soudage.

Les simulations numériques sont effectuées à l'aide du programme non-linéaire SAFIR. Les calculs sont réalisés en 2D. La discrétisation des colonnes est réalisée à l'aide d'éléments finis de type poutre. Le maillage de la section est effectué à l'aide du modèle fibre. Le type de fibre est soit rectangulaire ou triangulaire. Les simulations se composent d'un calcul thermique réalisé sur la section suivi d'un calcul structural pratiqué sur la colonne.

Ces études consistent à étudier pour commencer des colonnes dont la section est un profilé en H et en I parallèlement à ce qui a été exposé dans l'état de l'art. Elles sont testées sous des conditions similaires à celles envisagées dans les années 90. La même imperfection structurale initiale et une distribution des contraintes résiduelles identiques sont considérées.

D'autres types de section sont ensuite testées: des profilés reconstitués soudés en I et en H, des cornières ainsi que des tubes circulaires, carrés et rectangulaires. Comme envisagé précédemment, les colonnes sont bi-articulées et soumises à une température élevée ainsi qu'à une charge de compression appliquée au centre de gravité de la section. L'imperfection structurale initiale considérée est de même intensité que celle adoptée pour les profilés laminés à chaud en double té. Afin de déterminer l'intensité et la distribution des contraintes résiduelles à appliquer, des recherches ont été effectuées dans la littérature.

A la suite des simulations, des coefficients de réduction numériques peuvent être obtenus pour chaque type de section, élancement et axe de flambement considéré. Les coefficients obtenus par simulations numériques et ceux calculés de manière analytique par l'expression fournie dans l'Eurocode 3 Partie 1-2 sont représentés graphiquement. Pour effectuer des comparaisons, la valeur considérée pour le coefficient de sévérité β est celle obtenue après les simulations numériques réalisées dans les années 90, à savoir 1,2. Cette juxtaposition des résultats permet d'examiner si l'application de la formule analytique établie pour les sections en I et en H peut être étendue aux autres types de section envisagées dans ce travail.

Chapitre 2: Etat de l'art

Ce chapitre résume les étapes qui ont mené à l'établissement de l'expression analytique décrivant le coefficient de réduction pour le flambement par flexion en situation d'incendie présent dans l'Eurocode 3 Partie 1-2.

2.1 Introduction

Avant de commencer le travail, un état des lieux concernant les courbes de flambement à hautes températures des sections en acier déjà établies, est abordé dans ce chapitre.

Comme mentionné par [Schleich & al., 1998], dans l'Eurocode 3 Part 1-2 1993, à la section 4.2.3.2 *Eléments comprimés de sections de classe 1,2 et 3*, la courbe de flambement utilisée pour les colonnes en acier en situation d'incendie et soumises à de la compression pure était la courbe de flambement c divisée par un coefficient 1,2. Celle-ci était utilisée quelque soit le type de section et d'axe de flambement considéré.

Suite à des études réalisées par [Talamona & al., 1997], une formule analytique décrivant une nouvelle courbe de flambement a été déterminée pour le calcul des colonnes bi-articulées constituées de profilés en double té en acier au carbone soumises au feu. Des essais expérimentaux initiés par [Franssen & al., 1998] ont permis de calibrer et de valider la formule analytique obtenue sur base de simulations numériques.

Les études numériques ainsi que les essais expérimentaux ont été effectués pour des colonnes chargées axialement ainsi qu'excentriquement. Cependant, ce travail de fin d'études ne concerne que les colonnes soumises à de la compression pure. C'est pour cette raison que seuls les résultats relatifs au premier type de chargement seront exposés.

2.2 Etudes numériques

2.2.1 Description du programme numérique

Les simulations numériques des colonnes soumises au feu chargées centriquement ont été réalisées à l'aide du logiciel SAFIR à l'Université de Liège. Les colonnes sont discrétisées à l'aide d'éléments finis 2D de type poutre. Ce type d'élément admet un certain nombre d'hypothèses comme il a été avancé par [Franssen, 1997] ou encore [Talamona & al., 1997]:

- Les éléments sont prismatiques.
- L'hypothèse de Bernoulli est admise. Celle-ci implique que les sections restent perpendiculaires à l'axe longitudinal de l'élément sous flexion. Aucune déformation sous cisaillement n'a lieu.
- Les rotations sont limitées ce qui implique :

$$\sin \phi \cong \phi ; \cos \phi \cong 1 \quad (1)$$

où ϕ est l'angle entre l'axe longitudinal déformé et non-déformé mais translaté.

- L'hypothèse de Von Karman est admise c'est-à-dire que les déformations sont petites :

$$\frac{1}{2} \frac{\partial u}{\partial x} \ll 1 \quad (2)$$

où u est le déplacement longitudinal et x est la coordonnée longitudinale.

- Sur la longueur de chaque élément, la partie non-linéaire des déformations longitudinales est moyennée :

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2L} \int_{L/2}^{-L/2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 dx \quad (3)$$

où ε_x est la déformation longitudinale, v est le déplacement transversal et L est la longueur de l'élément fini.

- La description corotationnelle totale est considérée.
- La position d'un élément est décrite par deux noeuds situés à ses extrémités et un noeud à mi-longueur. Les noeuds extrêmes sont libres en translation et en rotation contrairement au noeud à mi-longueur qui est libre en translation.
- L'intégration longitudinale se fait par la méthode de Gauss, entre deux points d'intégration de Gauss.
- La section est discrétisée à l'aide de fibres triangulaires ou quadrilatérales. Dans chacune d'elles, les variables telles que les températures, les contraintes et les déformations sont uniformes à chaque point d'intégration longitudinal.
- Des calculs dynamiques ont été effectués et la méthode de Newton-Raphson a été utilisée.

2.2.2 Hypothèses des simulations numériques

La relation contrainte-déformation utilisée pour les simulations provient de l'Eurocode 3 Part 1-2 et est schématisée à la figure 2-1.

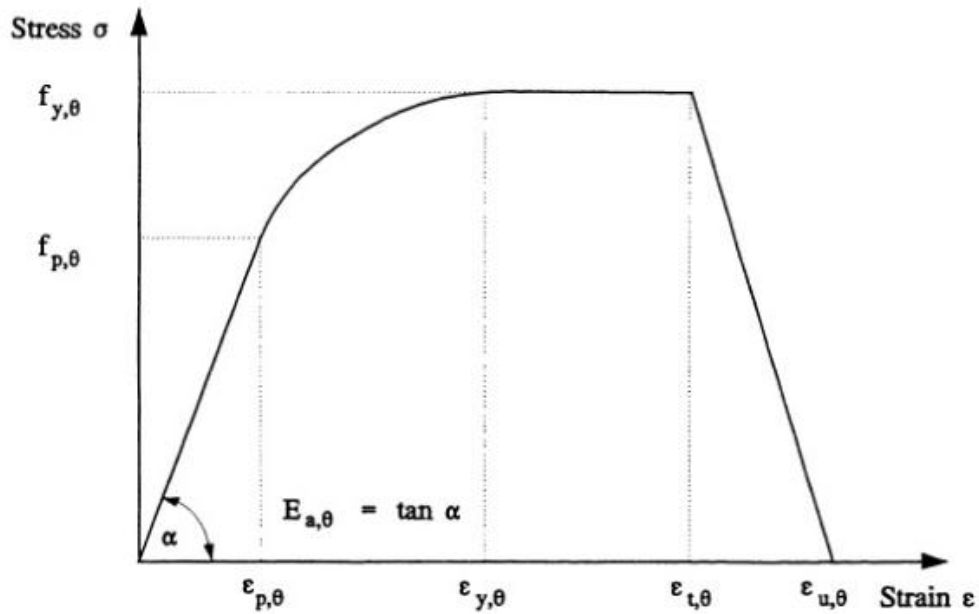


Figure 2-1: Relation contrainte-déformation pour l'acier au carbone aux températures élevées (Eurocode 3 Part 1-2 1995)

- où $f_{y,\theta}$ est la limite d'élasticité efficace;
 $f_{p,\theta}$ est la limite de proportionnalité;
 $E_{a,\theta}$ est la pente du domaine élastique linéaire;
 $\epsilon_{p,\theta}$ est la déformation à la limite de proportionnalité;
 $\epsilon_{y,\theta}$ est la déformation plastique;
 $\epsilon_{t,\theta}$ est la déformation limite en élasticité;
 $\epsilon_{u,\theta}$ est la déformation ultime.

Tous ces paramètres sont évalués à la température θ .

Les coefficients de réduction nécessaires pour cette relation contrainte-déformation sont les suivants:

$$k_{y,\theta} = \frac{f_{y,\theta}}{f_y} \quad (4)$$

$$k_{E,\theta} = \frac{E_{a,\theta}}{E_a} \quad (5)$$

$$k_{p,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{f_y} \quad (6)$$

Les valeurs de ces paramètres sont données dans le tableau 2-1 pour différentes températures de l'acier θ et représentées sur la figure 2-2.

Température de l'acier θ	Coefficient de réduction pour la limite d'élasticité $k_{y,\theta}$	Coefficient de réduction pour la limite de proportionnalité $k_{p,\theta}$	Coefficient de réduction pour la pente du domaine élastique linéaire $k_{E,\theta}$
20°C	1	1	1
100°C	1	1	1
200°C	1	0,807	0,9
300°C	1	0,613	0,8
400°C	1	0,42	0,7
500°C	0,78	0,36	0,6
600°C	0,47	0,18	0,31
700°C	0,23	0,075	0,13
800°C	0,11	0,05	0,09
900°C	0,06	0,0375	0,0675

Tableau 2-1: Coefficients de réduction pour les relations contrainte-déformation de l'acier au carbone aux températures élevées (Eurocode 3 Partie 1-2)

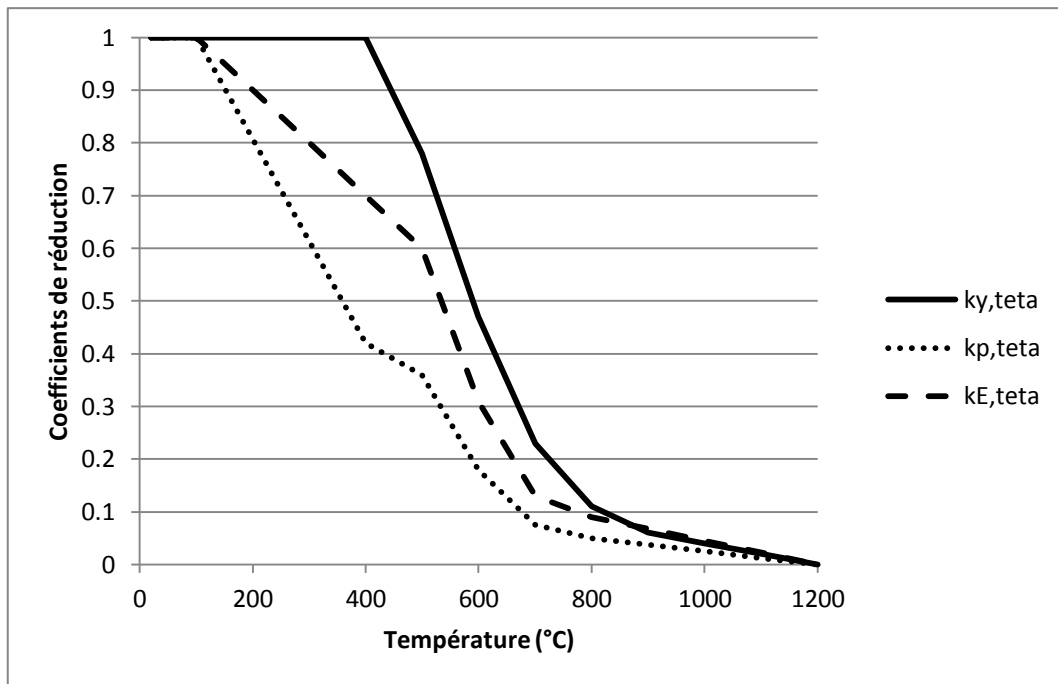


Figure 2-2: Coefficients de réduction pour les relations contrainte-déformation de l'acier au carbone aux températures élevées (Eurocode 3 Partie 1-2)

Comme les effets du fluage ne sont pas pris en compte explicitement dans la relation contrainte-déformation, il n'est pas nécessaire de considérer le terme de fluage. La proposition d'une formule analytique peut dès lors être évaluée dans le domaine de la température plutôt que dans le domaine temporelle comme avancé par [Talamona & al., 1997].

Les imperfections structurales sont introduites à l'aide de valeurs caractéristiques telles qu'une imperfection initiale de type sinusoïdal dont la valeur maximale est de $H/1000$ où H est la hauteur de la colonne, une distribution triangulaire des contraintes résiduelles avec comme valeur maximale 71 MPa ($0,3f_y$) si le rapport respecte la condition $h/b > 1,2$ et 118 MPa ($0,5f_y$) si $h/b \leq 1,2$, où h est la hauteur de la section et b la largeur. Dans les congés de raccordement, aucune contrainte n'a été appliquée.

2.2.3 Simulations numériques

Les colonnes qui ont été étudiées, étaient bi-articulées et soumises à des charges parfaitement centrées et à une élévation de température uniforme.

Les profilés en double té envisagés sont issus du catalogue de l'ARBED¹. Seuls les profilés de classes 1, 2 et 3 ont été étudiés. La classe 4 n'est pas considérée car les éléments finis de type poutre ne permettent pas de tenir compte du voilement local.

¹ Aciéries Réunies de Burbach-Eich-Dudelange

Deux limites d'élasticité étudiées ont été considérées: 235 et 355 MPa. Plusieurs sections ont respectivement été analysées pour les aciers S235 et S355.

Pour chacune des sections, les plans de flambement selon l'axe fort et l'axe faible ont été considérés séparément, dix élancements différents ont été évalués, $\lambda = 20, 40, \dots, 200$. Cet élancement est décrit par la formule suivante.

$$\lambda = \frac{H}{i} \quad (7)$$

où H est la hauteur de la colonne;
 i est le rayon de giration.

Pour chacun des élancements, 15 charges différentes sont appliquées successivement, le poids propre est quant à lui négligé. La température ultime de ruine est alors déterminée. Afin d'obtenir la charge ultime en fonction de la température et la hauteur de la colonne, une interpolation est réalisée sur les points décrivant les résultats. Les points originaux ainsi que la courbe interpolant ceux-ci a été tracée (figure 2-3).

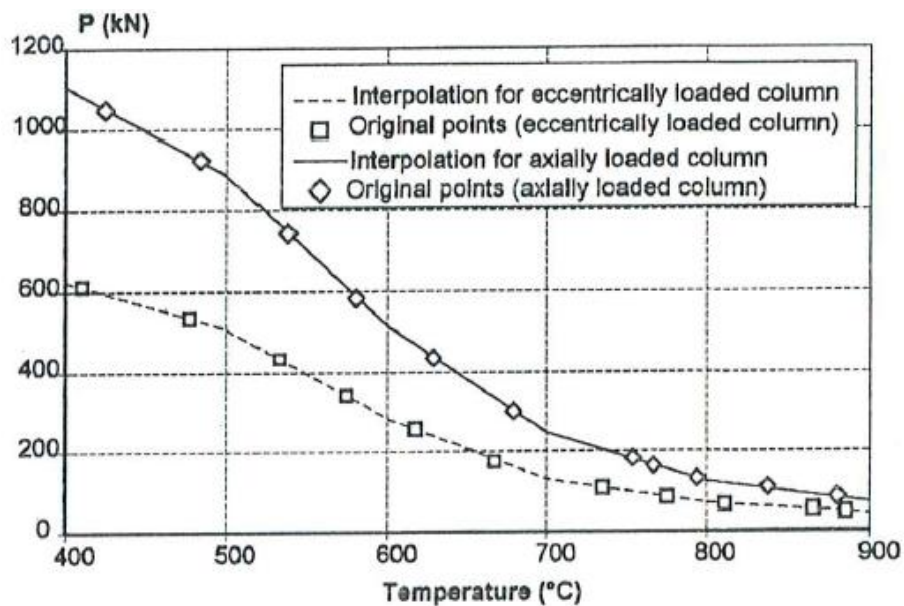


Figure 2-3: Courbe de la charge ultime en fonction de la température ultime (Stability of steel columns in case of fire: numerical modeling, [Talamona & al., 1997])

A l'aide de ce graphique, [Talamona & al., 1997] ont pu obtenir les charges ultimes à 5 températures particulières (400, 500, 600, 700 et 800°C). Pour chaque élancement, les coefficients de réduction pour le flambement par flexion en situation d'incendie ont dès lors été déterminés pour les deux axes de flambement ainsi que pour ces températures ultimes. La formule suivante a été utilisée pour l'obtention des coefficients de réduction.

Les résultats fournis pour une température de 900°C ont été écartés car ceux-ci fournissent des coefficients de réduction supérieurs à l'unité.

$$\chi = \frac{P_{u,\theta,H}}{P_{p,\theta}} \quad (8)$$

où $P_{u,\theta,H}$ est la charge de ruine à la température θ et pour un certain élancement;
 $P_{p,\theta} = k_{y,\theta} f_y \Omega$ est la charge plastique à la température θ ;
 $k_{y,\theta}$ est le coefficient de réduction pour la limite d'élasticité;
 f_y est la limite d'élasticité; Ω est l'aire de la section.

2.2.4 Résultats

2.2.4.1 Acier S235

Pour la nuance d'acier S235, les valeurs maximales, minimales et moyennes des coefficients de réduction ont été représentées sur la figure 2-4 respectivement par les courbes SAFIR max, SAFIR min et SAFIR 50% en fonction des élancements relatifs évalués à 20°C. Ceux-ci sont obtenus par:

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (9)$$

Sur cette figure, la courbe de l'Eurocode 3 correspondant à la courbe de flambement c divisée par 1,2 est également tracée.

De ce graphique, [Schleich & al., 1998] en déduisent les points suivants. Pour des élancements de 0,3 à 1,2, la courbe de l'Eurocode présente des résultats qui ne sont pas sécuritaires. En deçà de la borne inférieure, elle fournit des résultats trop conservatifs et au-delà de la borne supérieure, plus de 50% des résultats des coefficients de réductions ne sont pas évalués sécuritairement.

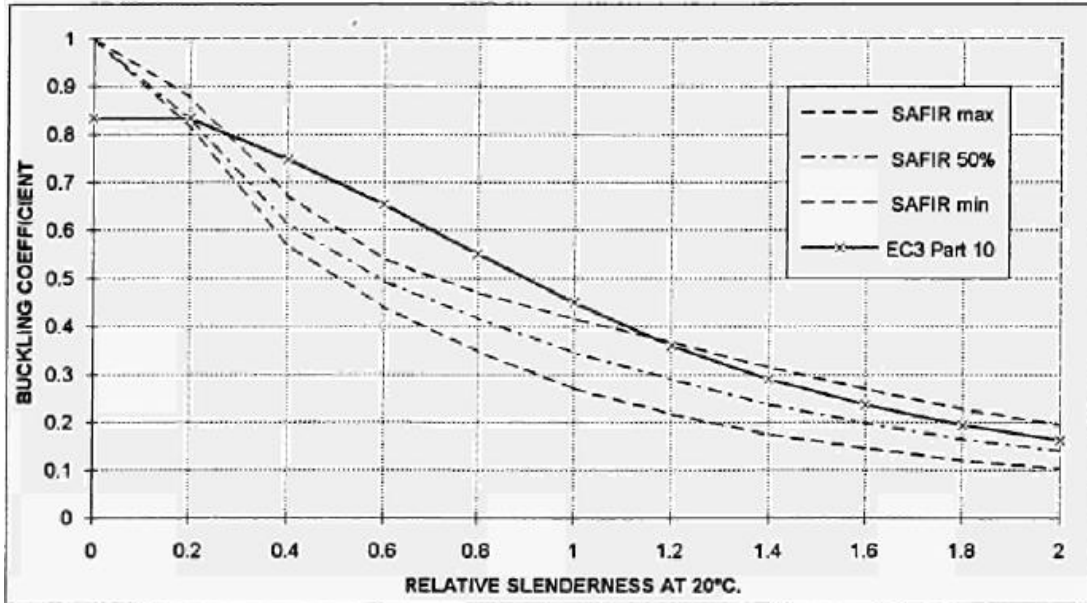


Figure 2-4: Résultats pour de l'acier S235 en fonction des élancements relatifs à 20°C (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, [Schleich & al., 1998])

Les coefficients de réduction peuvent également être représentés en fonction des élancements relatifs évalués à la température de ruine comme présenté sur la figure 2-5. Il est donné à la température θ :

$$\bar{\lambda}_{\theta} = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad (10)$$

où $k_{y,\theta}$ est le coefficient de réduction pour la limite d'élasticité;

$k_{E,\theta}$ est le coefficient de réduction pour la pente du domaine élastique linéaire.

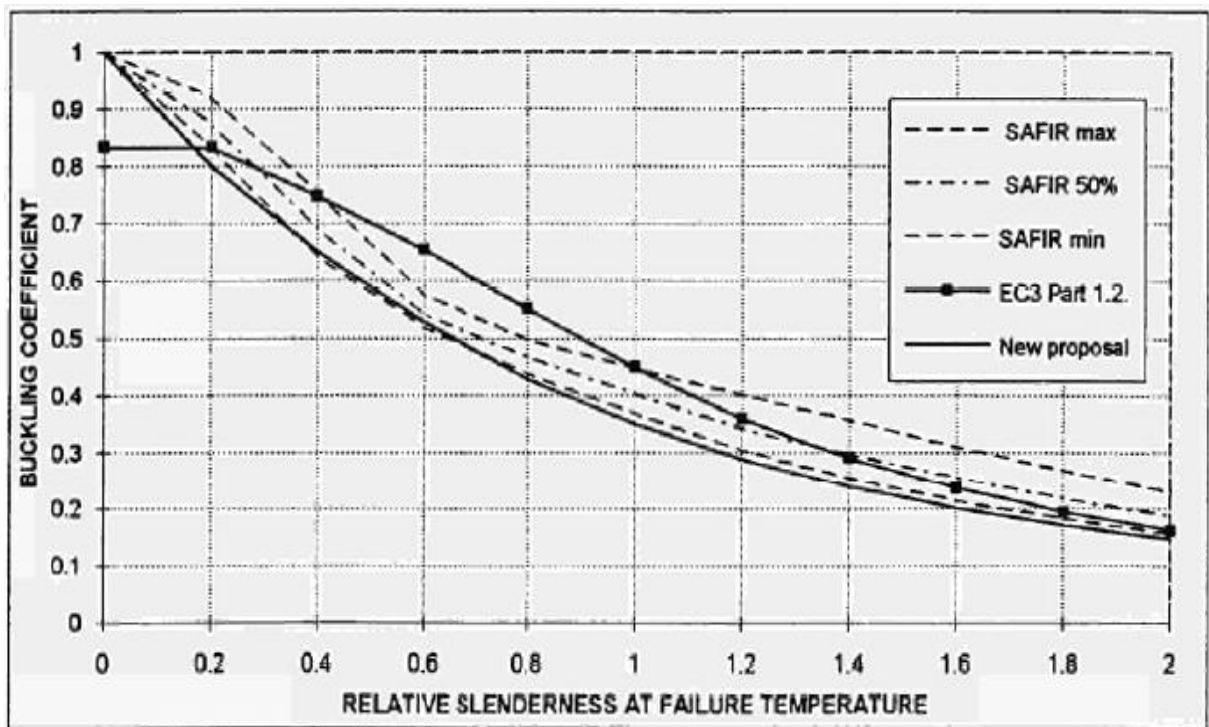


Figure 2-5: Résultats pour de l'acier S235 en fonction des élancements relatifs évalués à la température de ruine (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, [Schleich & al., 1998])

Parallèlement à la figure 2-4, la courbe de l'Eurocode présente des résultats qui ne sont pas sécuritaires dans la figure 2-5. Ceci est observé pour des élancements de 0,4 à 1. Pour $\bar{\lambda} < 0,2$, les résultats sont trop conservatifs. Pour de grands élancements, les résultats tendent à être plus sécuritaires.

Sur base des figures 2-4 et 2-5, [Schleich & al., 1998] ont observé que l'écart entre les courbes décrivant les coefficients de réduction maximum et minimum est plus réduit sur la figure 2-4. Ils en ont déduit que les résultats seront mieux interprétés par une expression analytique si les élancements relatifs sont évalués à la température de ruine. Cette expression est représentée sur la figure 2-5.

2.2.4.2 Acier S355

La figure 2-6 fournit les coefficients de réduction en fonction des élancements relatifs évalués à la température de ruine pour une nuance d'acier S355.

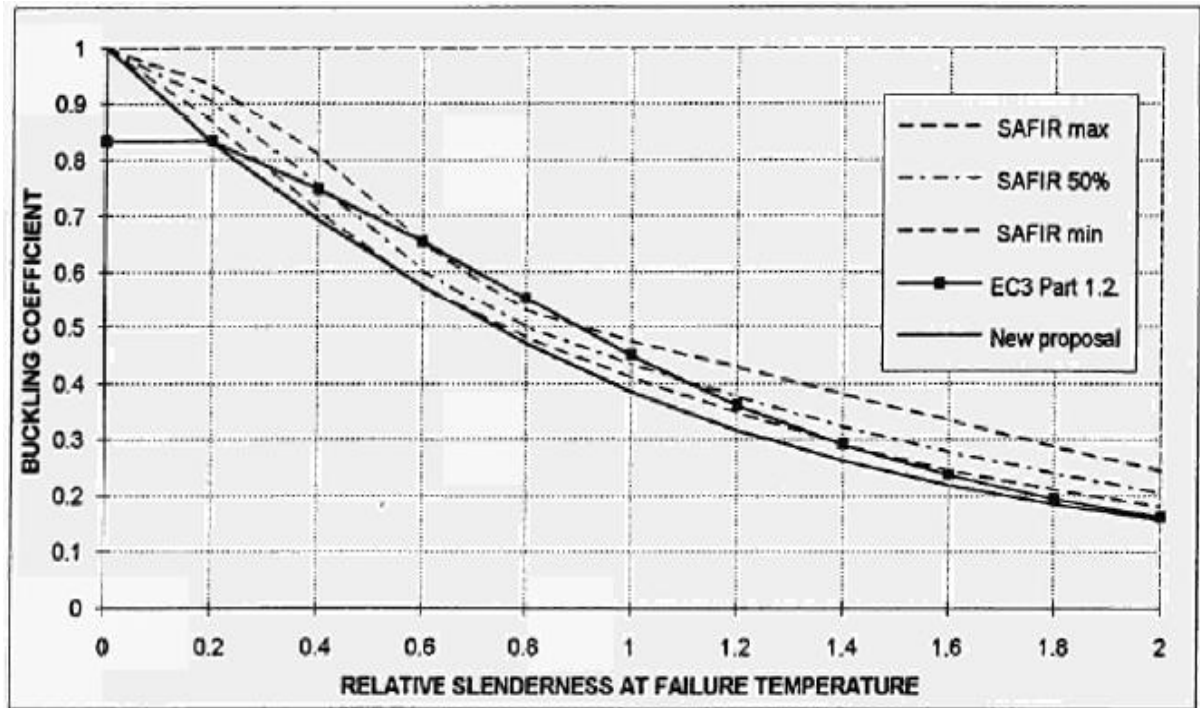


Figure 2-6: Résultats pour de l'acier S355 en fonction des élancements relatifs évalués à la température de ruine (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, [Schleich & al., 1998])

En comparaison avec la figure 2-5, la figure 2-6 fournit des résultats supérieurs. Les raisons avancées par [Schleich & al., 1998] sont que dans les profilés laminés à chaud, il n'y a pas de dépendance entre les contraintes résiduelles et la limite d'élasticité.

2.2.5 Proposition d'une expression analytique

Suite à ces résultats, une expression analytique pour la détermination du coefficient de réduction de flambement est proposée et représentée sur les figures 2-5 et 2-6. La charge de ruine est obtenue par

$$P_{u,\theta,H} = \chi_{\theta} k_{y,\theta} f_y \Omega \quad (11)$$

Le coefficient de réduction de flambement par flexion en cas d'incendie est donné par

$$\chi_{\theta} = \frac{1}{\varphi_{\theta} + \sqrt{\varphi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad (12)$$

avec

$$\varphi_{\theta} = \frac{1}{2} [1 + \alpha \bar{\lambda}_{\theta} + \bar{\lambda}_{\theta}^2] \quad (13)$$

$$\alpha = \beta \varepsilon \text{ est le facteur d'imperfection} \quad (14)$$

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} \quad (15)$$

où θ est la température critique en °C;
 β est le facteur de sévérité;
 H est la hauteur du poteau.

La courbe de flambement analytique est adaptée à l'aide du paramètre β . De manière à couvrir l'ensemble des résultats numériques, une valeur de 1,2 a été prise. La valeur de ce coefficient a été discutée lors des essais expérimentaux qui sont présentés dans la section 2.3.

Les conclusions tirées par [Schleich & al., 1998] à la suite de ces résultats numériques sont les suivantes:

- Les courbes de flambement élaborées en cas d'incendie ont une forme différentes de celle des courbes de flambement obtenues à température ambiante;
- Quand les élancements relatifs sont évalués en fonction de la température de ruine, l'écart entre les différentes courbes fournies par les résultats numériques est plus mince.
- Les coefficients de réduction sont plus grands si la limite d'élasticité augmente.
- Les courbes de flambement ne subissent pas de différence significative selon le type de section ou d'axe selon lequel le flambement a lieu.

2.3 Essais expérimentaux

La formule (12) décrivant le coefficient de réduction contient un paramètre β appelé facteur de sévérité. Ce coefficient a été calibré sur base des essais expérimentaux réalisés par [Franssen & al., 1998] aux laboratoires de LABEIN en Espagne et du CTICM en France.

Ces tests ont été effectués sur des colonnes soumises à une charge d'une part légèrement excentrée et d'autre part très excentrée. Ces colonnes sont chauffées selon un taux de 5°C par minute pour ce qui concerne les tests réalisés par le laboratoire de LABEIN et selon un taux de 10°C/min jusqu'à atteindre une température de 400°C et de 5°C/min au delà de

400°C pour les tests réalisés par le CITCM. La charge appliquée est maintenue constante tout le long du processus de chauffage.

La température est mesurée à différents endroits de la section à l'aide de thermocouples soudés aux colonnes. La température de ruine a été déterminée en effectuant la moyenne des différentes températures mesurées dans la partie centrale de la colonne. La ruine est considérée comme ayant lieu lorsque la charge ne peut plus être maintenue.

A ces tests sont venus s'ajouter d'autres résultats d'essais présents dans la littérature concernant des tests de compression sur des colonnes en acier soumises à hautes températures.

De manière à calibrer la formule analytique (12) obtenue sur base des simulations numériques opérées pour des colonnes soumises à de la compression pure, il y a lieu d'évaluer le paramètre β . Comme les essais concernant ce type de chargement sont peu nombreux, il a été considéré par [Franssen & al., 1998] d'inclure les résultats concernant les colonnes soumises à une charge légèrement excentrée.

Sur base des résultats obtenus, les coefficients de réduction pour chaque test i ont pu être déterminés à l'aide de la formule suivante:

$$\chi_i^{exp} = \frac{P_i^{exp}}{P_{P,i,\theta}} \quad (16)$$

où P_i^{exp} est la charge appliquée pendant le test;

$P_{P,i,\theta}$ est la charge obtenue à la température critique θ , elle est évaluée par

$$P_{P,i,\theta} = k_{y,\theta} f_y \Omega \quad (17)$$

Les résultats de tous les tests sont représentés sur la figure 2-7. Sur le graphique sont également présentes les courbes obtenues par la formule analytique établie précédemment pour deux valeurs de coefficients de sévérité β , à savoir 0,65 et 1,2.

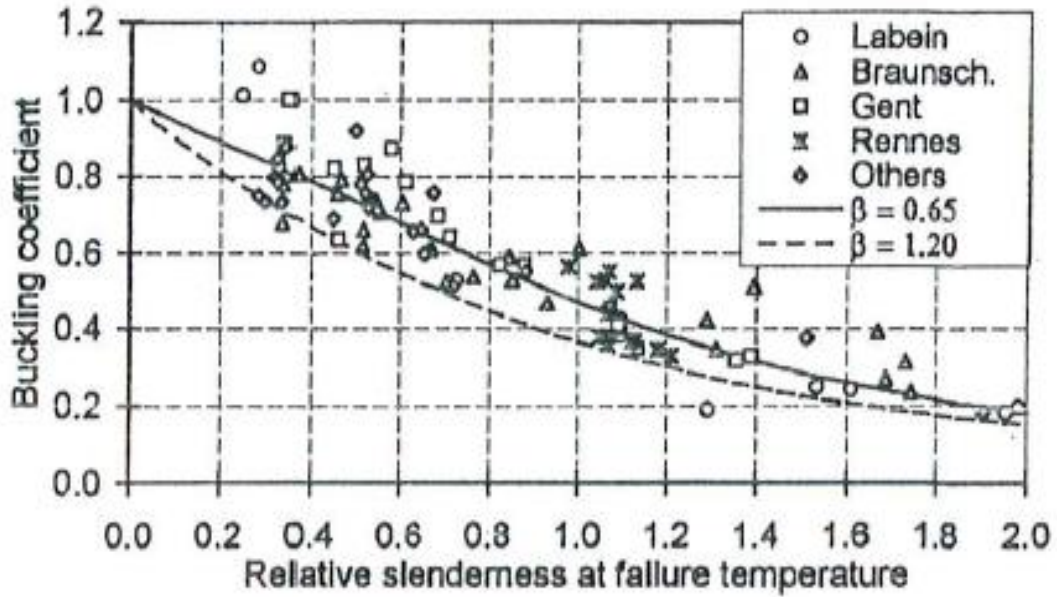


Figure 2-7: Coefficients de réduction expérimentaux (Stability of steel columns in case of fire: Experimental evaluation, [Franssen & al., 1998])

De cette figure 2-7, il a été observé par [Franssen & al., 1998] ont observé que la courbe analytique établie pour $\beta = 1,2$ permettait de couvrir la majeure partie des résultats expérimentaux. De plus, ils ont observé que ces résultats sont moins conservatifs que les résultats obtenus numériquement. Deux raisons principales sont avancées par les auteurs: d'une part, les colonnes testées présentes rarement des valeurs caractéristiques de contraintes résiduelles et d'imperfection initiale et d'autre part, il est très rare que cela arrive en même temps.

Afin de déterminer quelle valeur il faut attribuer au coefficient de sévérité β , le rapport entre les coefficients de réduction analytiques et expérimentaux est calculé ce qui correspond également au rapport de la charge calculée analytiquement et appliquée lors du test à la température ultime. Ce rapport est évalué pour chaque test i et pour chaque paramètre β .

$$x_i = \frac{P_{u,i}^{analytique}}{P_{u,i}^{exp}} = \frac{\chi_i^{analytique}}{\chi_i^{exp}} \quad (18)$$

La moyenne et l'écart-type pour tous les tests sont également calculés pour chaque valeur du coefficient de sévérité.

$$Mx = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (19)$$

$$dx = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - Mx)^2}{n - 1}} \quad (20)$$

où n est le nombre total de test.

La moyenne est représentée sur la figure 2-8 comme une fonction du coefficient de sévérité β .

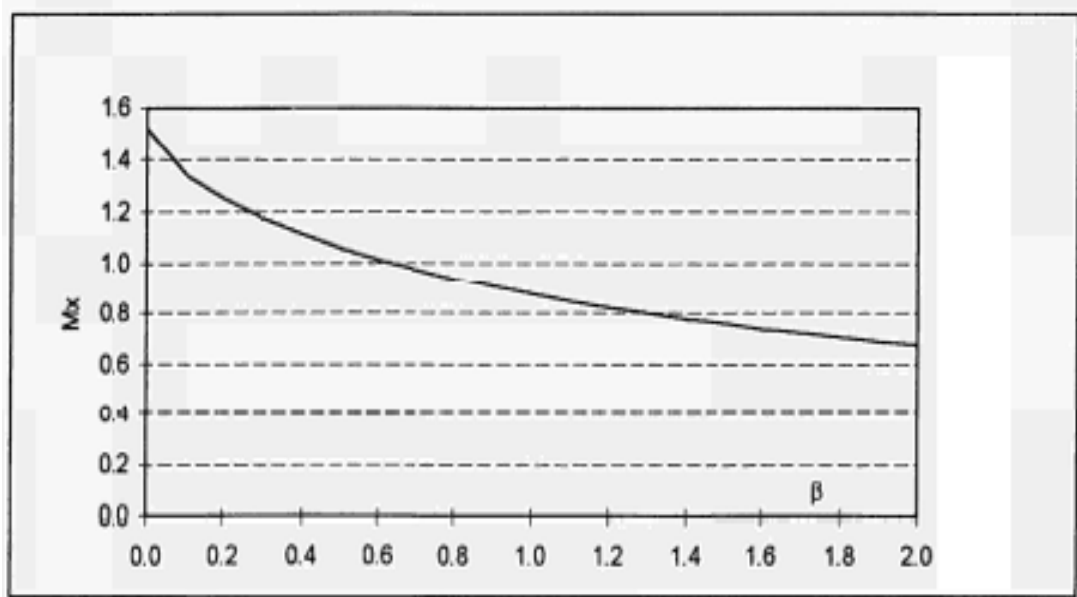


Figure 2-8: Evolution de la valeur moyenne en fonction du coefficient de sévérité β (Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire, par [Franssen & al., 1998])

De ce graphique, il a été convenu par [Franssen & al., 1998] d'une valeur du coefficient de sévérité de 0,65. Cette valeur permet d'obtenir un rapport unitaire entre les charges expérimentale et analytique et de calibrer l'expression analytique proposée.

Chapitre 3: Définitions des géométries

Les sections étudiées comprennent des profilés en H et en I, des cornières, des profilés reconstitués soudés en H et en I ainsi que des tubes circulaires, carrés et rectangulaires. Les diverses sections envisagées sont reprises dans le tableau 3-1.

Profilés en H et en I	HE200A, IPE200
Cornières	L40x40x4, L250x250x5
Profilés reconstitués soudés en H et en I	PRSHE200A, PRSIPE200
Tube circulaire	200x200x8
Tube carré	200x200x8, 50x50x5
Tube rectangulaire	200x150x8, 150x50x5

Tableau 3-1: Sections étudiées

3.1 Profilé en H et I

Les profilés en double té, HE200A et IPE200, analysés à l'aide du logiciel SAFIR, sont fournis par la banque de données du programme. Les sections HE200A et IPE200 sont de classe inférieure à 3. La classification est assurée par le catalogue ArcelorMittal.

Les caractéristiques géométriques des profilés HE200A et IPE200 sont fournies respectivement dans les tableau 3-2 et 3-3.

	$G (kg/m)$	$h (mm)$	$b (mm)$	$t_w (mm)$	$t_f (mm)$
HE200A	42,3	190	200	6,5	10
	$A(mm^2)$	$I_y(mm^4)$	$i_y(mm)$	$I_z(mm^4)$	$i_z(mm)$
	$53,8 \cdot 10^2$	$3692 \cdot 10^4$	82,8	$1336 \cdot 10^4$	49,8

Tableau 3-2: Cactéristiques géométriques de HE200A

	$G (kg/m)$	$h (mm)$	$b (mm)$	$t_w (mm)$	$t_f (mm)$
IPE200	22,4	200	100	5,6	8,5
	$A(mm^2)$	$I_y(mm^4)$	$i_y(mm)$	$I_z(mm^4)$	$i_z(mm)$
	$28,5 \cdot 10^2$	$1943 \cdot 10^4$	82,6	$142 \cdot 10^4$	22,4

Tableau 3-3: Cactéristiques géométriques de IPE200

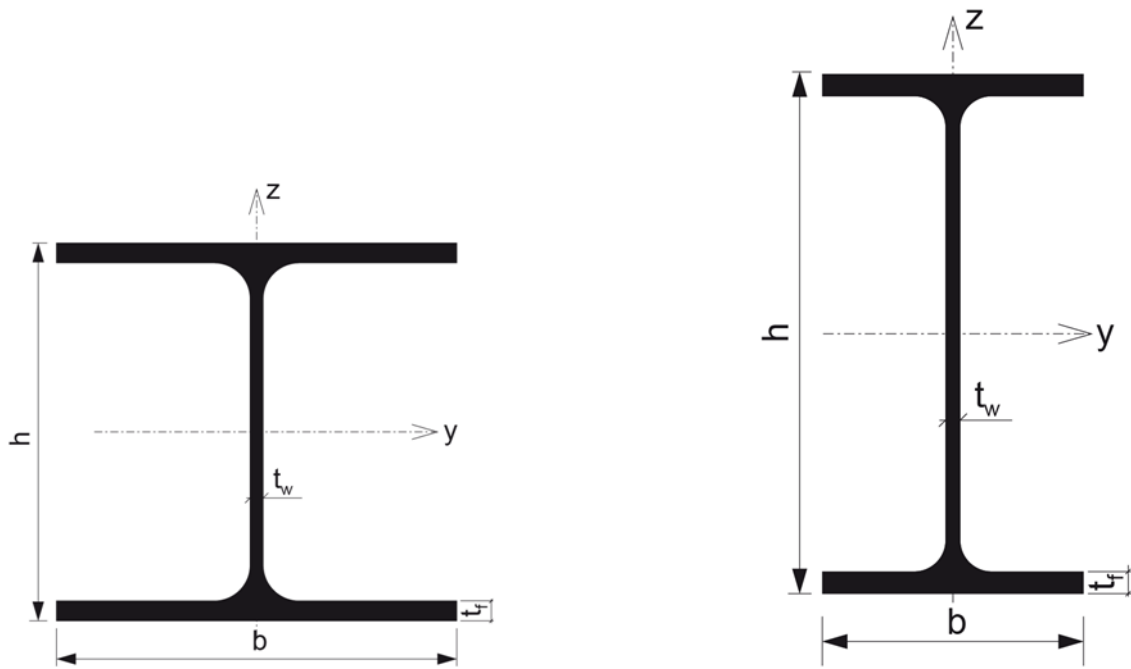


Figure 3-1: Profilé HE200A à droite et profilé IPE200 à gauche

3.2 Profilés reconstitués soudés en H et I

Les profilés reconstitués soudés en H et en I ont été considérés avec les mêmes dimensions que les sections laminées à chaud HE200A et IPE200. Cependant, quelques caractéristiques géométriques diffèrent de ces dernières en raison des congés de raccordement qui sont dans le cas des profilés reconstitués soudés négligés.

La masse linéique G , l'aire A , les inerties I_y, I_z ainsi que les rayons de giration i_y, i_z se voient modifier.

Ces sections sont vérifiées afin de s'assurer qu'elles soient de classe inférieure ou égale à 3. Les rapports d'élanement de la semelle ainsi que de l'âme sont calculés et comparés à une valeur maximale à ne pas dépasser dans le cas d'élément comprimé.

	G (kg/m)	h (mm)	b (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)
PRSHE200A	40,1	190	200	6,5	10
	A (mm ²)	I_y (mm ⁴)	i_y (mm)	I_z (mm ⁴)	i_z (mm)
	$51,05 \cdot 10^2$	$3510 \cdot 10^4$	82,9	$1334 \cdot 10^4$	51,1

Tableau 3-4: Caractéristiques géométriques du profilé reconstitué soudé PRSHE200A

	G (kg/m)	h (mm)	b (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)
PRSIPE200	21,4	200	100	5,6	8,5
	A (mm ²)	I_y (mm ⁴)	i_y (mm)	I_z (mm ⁴)	i_z (mm)
	$27,25 \cdot 10^2$	$1846 \cdot 10^4$	82,3	$142 \cdot 10^4$	22,8

Tableau 3-5: Caractéristiques géométriques du profilé reconstitué soudé PRSIPE200

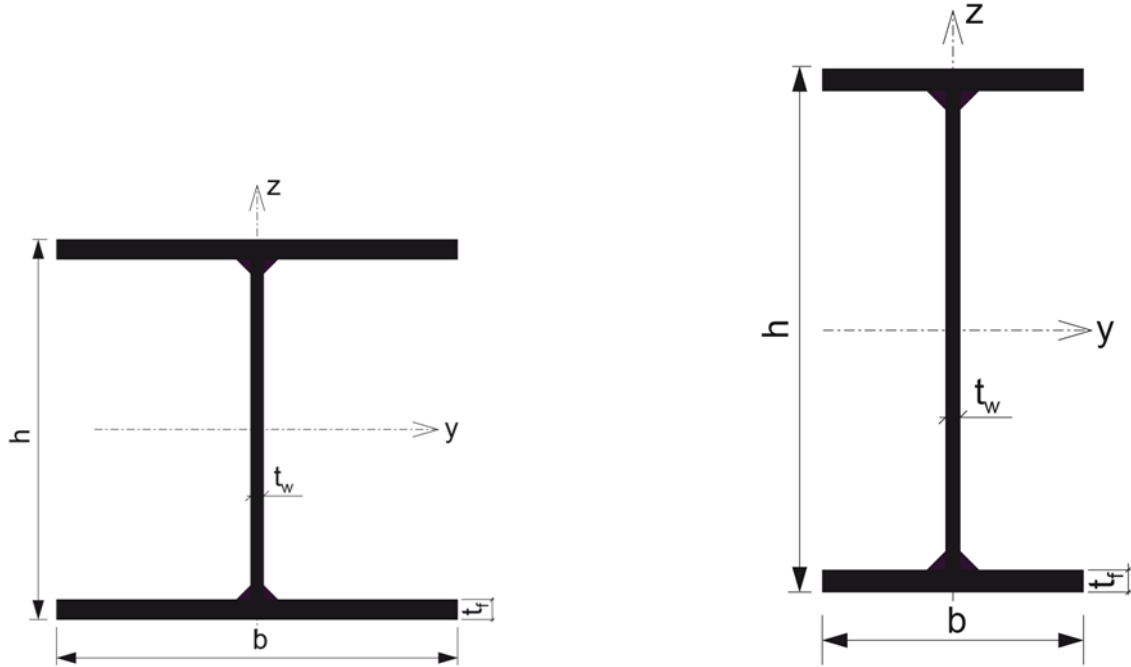


Figure 3-2: Profilés reconstitués soudés PRSHE200A à gauche et PRSIPE200 à droite

Les sections sont de classe inférieure ou égale à 3 dans le cas d'une compression pure. La vérification est effectuée sur les éléments constituant la section, les semelles et l'âme.

PRSHE200A

$$\text{Semelle} \quad \frac{(b - t_w)/2}{t_f} = 9,7 < 14\varepsilon = 11,4 \quad (21)$$

$$\text{Ame} \quad \frac{(h - 2t_f)/2}{t_w} = 26,2 < 42\varepsilon = 34,2 \quad (22)$$

PRSIPE200

$$\text{Semelle} \quad \frac{(b - t_w)/2}{t_f} = 5,6 < 14\varepsilon = 11,4 \quad (23)$$

$$\text{Ame} \quad \frac{(h - 2t_f)/2}{t_w} = 32,7 < 42\varepsilon = 34,2 \quad (24)$$

où $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$

La limite d'élasticité qui a été considérée, est $f_y = 355MPa$ de manière à être le plus sécuritaire.

3.3 Cornières

Les cornières étudiées sont celles désignées par L40x40x4 et L250x250x25. Ces cornières ne sont pas présentes dans la banque de données du logiciel SAFIR. Elle ont été représentées sans tenir compte des congés de raccordement.

	$G (kg/m)$	$h = b (mm)$	$t (mm)$	$A (mm^2)$
L40x40x4	2,4	40	4	$3,04 \cdot 10^2$
	$I_v (mm^4)$	$i_v (mm)$	$I_u (mm^4)$	$i_u (mm)$
	18797	7,9	73365	15,5

Tableau 3-6: Caractéristiques géométriques de L40x40x4

	$G (kg/m)$	$h = b (mm)$	$t (mm)$	$A (mm^2)$
L250x250x25	93,2	250	25	$11,88 \cdot 10^2$
	$I_v (mm^4)$	$i_v (mm)$	$I_u (mm^4)$	$i_u (mm)$
	$2868,18 \cdot 10^4$	97,1	$11194,66 \cdot 10^4$	49,1

Tableau 3-7: Caractéristiques géométriques de L250x250x25

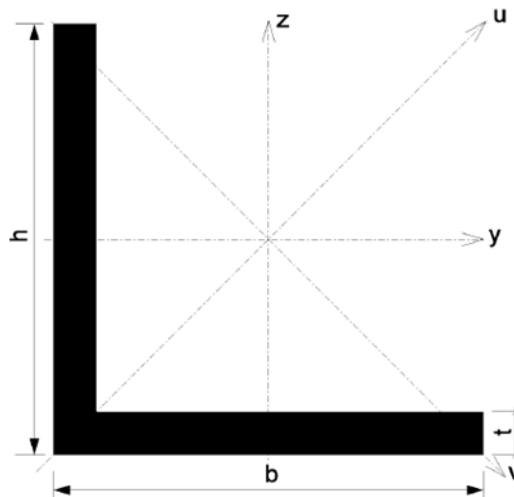


Figure 3-3: Cornière

Les sections L40x40x4 et L250x250x25 sont assurées être de classe inférieure ou égale à 3 par le catalogue ArcelorMittal.

3.4 Tubes

3.4.1 Tube circulaire

Les tubes considérées sont issues d'un processus de laminage à chaud. Les caractéristiques sont fournies dans le tableau 3-8.

	$G (kg/m)$	$d(mm)$	$t(mm)$	$A(mm^2)$
200x200x8	37,9	200	8	$48,3 \cdot 10^2$
	$I_y(mm^4)$	$i_y(mm)$	$I_z(mm^4)$	$i_z(mm)$
	$2227,4 \cdot 10^4$	67,9	$2227,4 \cdot 10^4$	67,9

Tableau 3-8: Caractéristiques géométriques du tube circulaire

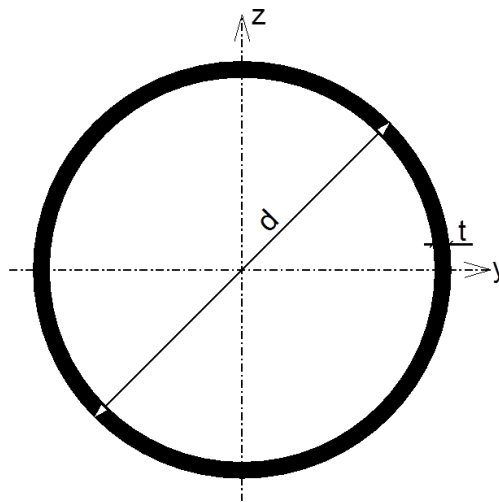


Figure 3-4: Tube circulaire

La classe de la section est également vérifiée afin de s'assurer que la section sous compression soit effectivement de classe inférieure ou égale à 3.

$$\frac{d}{t} = 25 < 90\varepsilon^2 = 59,6 \quad (25)$$

où $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$

La limite d'élasticité qui a été considérée, est $f_y = 355MPa$ de manière à être le plus sécuritaire.

3.4.2 Tube rectangulaire

Les tubes carré et rectangulaire envisagées sont des sections reconstituées par soudage.

	$G (kg/m)$	$h (mm)$	$b(mm)$	$t(mm)$	$A(mm^2)$
200x200x8	48,2	200	200	8	$61,44 \cdot 10^2$
	$I_y(mm^4)$	$i_y(mm)$	$I_z(mm^4)$	$i_z(mm)$	
	$3781,4 \cdot 10^4$	78,5	$3781,4 \cdot 10^4$	78,5	

Tableau 3-9: Caractéristiques géométriques du tube carré 200x200x8

	$G (kg/m)$	$h (mm)$	$b(mm)$	$t(mm)$	$A(mm^2)$
50x50x5	7,1	50	50	5	$9 \cdot 10^2$
	$I_y(mm^4)$	$i_y(mm)$	$I_z(mm^4)$	$i_z(mm)$	
	$30,75 \cdot 10^4$	18,5	$30,75 \cdot 10^4$	18,5	

Tableau 3-10: Caractéristiques géométriques du tube carré 50x50x5

	$G (kg/m)$	$h (mm)$	$b(mm)$	$t(mm)$	$A(mm^2)$
200x150x8	41,95	200	150	8	$53,44 \cdot 10^2$
	$I_y(mm^4)$	$i_y(mm)$	$I_z(mm^4)$	$i_z(mm)$	
	$3043,7 \cdot 10^4$	75,5	$1935,6 \cdot 10^4$	60,2	

Tableau 3-11: Caractéristiques géométriques du tube rectangulaire 200x150x8

	$G (kg/m)$	$h (mm)$	$b(mm)$	$t(mm)$	$A(mm^2)$
150x50x5	14,9	150	50	5	$19 \cdot 10^2$
	$I_y(mm^4)$	$i_y(mm)$	$I_z(mm^4)$	$i_z(mm)$	
	$491,6 \cdot 10^4$	50,9	$81,6 \cdot 10^4$	20,7	

Tableau 3-12: Caractéristiques géométriques du tube rectangulaire 150x50x5

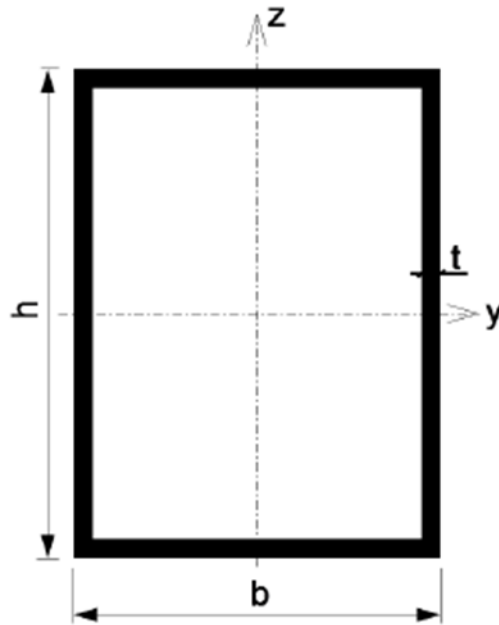


Tableau 3-13: Tube rectangulaire

La classe de la section est également de classe inférieure ou égale à 3. De manière à être dans la situation la plus sécuritaire, les dimensions $b = 150mm$ et $t = 5mm$ ont été choisies ainsi que la limite d'élasticité $f_y = 355MPa$.

$$\frac{b}{t} = 18,75 < 42\varepsilon = 34,2 \quad (26)$$

où $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$.

Chapitre 4: Définition des contraintes résiduelles

Dans cette section, les contraintes résiduelles longitudinales appliquées aux différents profilés sont exposées. Les sections étudiées sont des profilés laminés à chaud ou reconstitués par soudage. Les contraintes sont d'origine thermique. Elles sont dues à un refroidissement inégal de toutes les parties de la section.

4.1 Profilés en H et en I

Pour des profilés en double té laminés à chaud, la distribution des contraintes est triangulaire sur l'âme ainsi que sur les semelles (figure 4-1). Deux valeurs maximales ont été prises en compte dans les simulations numériques réalisées par [Talamona & al., 1997]. Ce maximum est choisi en fonction de l'élanement de la section h/b où h est la hauteur de la section et b la largeur.

La valeur maximale vaut $0,3f_y$ si le rapport respecte la condition $h/b > 1,2$ et $0,5f_y$ si $h/b \leq 1,2$. La limite d'élasticité considérée est de $f_y = 235\text{MPa}$. Les contraintes maximales valent dès lors 71MPa et 118MPa . Celles-ci sont envisagées quelque soit la nuance d'acier. En effet, il a été remarqué par [Galambos, 1988] que l'influence de la limite d'élasticité est faible sur l'intensité des contraintes résiduelles. Elles dépendent principalement de la géométrie de la section.

Au niveau de la jonction entre l'âme et les semelles, la section est soumise à des contraintes de traction. Sur l'âme et aux extrémités des semelles, la section est comprimée.

Comme effectué par [Talamona & al., 1997] lors des études numériques, aucune contrainte n'a été appliquée dans les congés de raccordement. Ceux-ci sont représentés par des éléments triangulaires dans le maillage (figure 4-2).

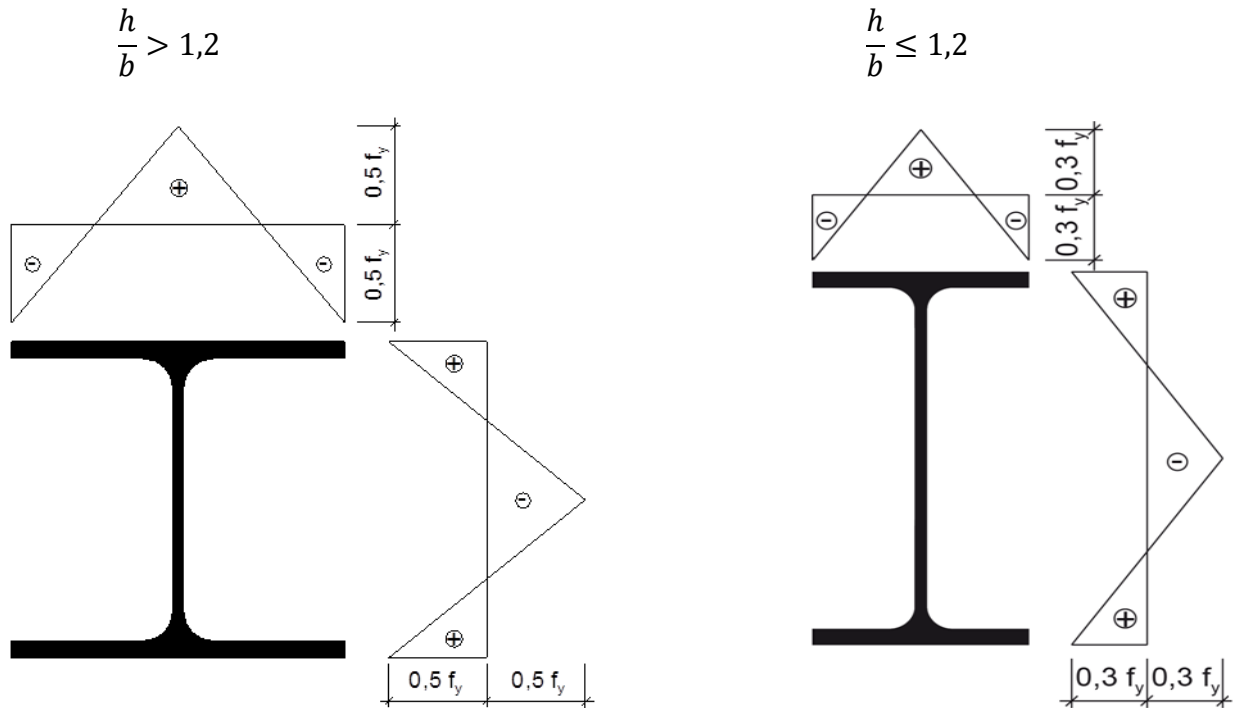


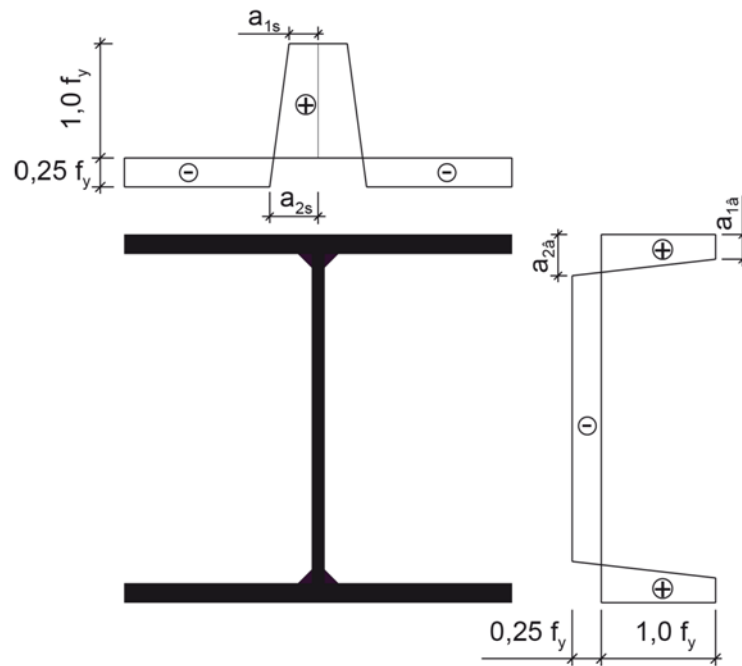
Figure 4-1: Contraintes résiduelles pour des profilés en H et en I



Figure 4-2: Maillage du profilé HE200A (à gauche) et maillage du profilé IPE200 (à droite)

4.2 Profilés reconstitués soudés

Le schéma de contraintes considéré pour les profilés reconstitués soudés est fourni par [Franssen & al., 2010] ainsi que [Hung Cuong, 2008]. Au niveau des soudures entre l'âme et les semelles, celles-ci sont le siège de contraintes de traction. Les extrémités des semelles et l'âme sont quant à elles soumises à de la compression.



Semelle: $a_{1s} = 0,075b$; $a_{2s} = 0,125b$

Ame : $a_{1a} = 0,075(h - 2t)$; $a_{2a} = 0,125(h - 2t)$

Figure 4-3: Distribution de contraintes pour des profilés reconstitués soudés en H ou en I

4.3 Cornières

Tel qu'elle a été envisagée par [De Ville de Goyet, 1989], la distribution des contraintes résiduelles dans des cornières issues d'un laminage à chaud est considérée triangulaire sur les ailes avec comme valeur maximale $0,3f_y$. La jonction entre les ailes et les extrémités de ces dernières sont le siège de contraintes résiduelles de compression.

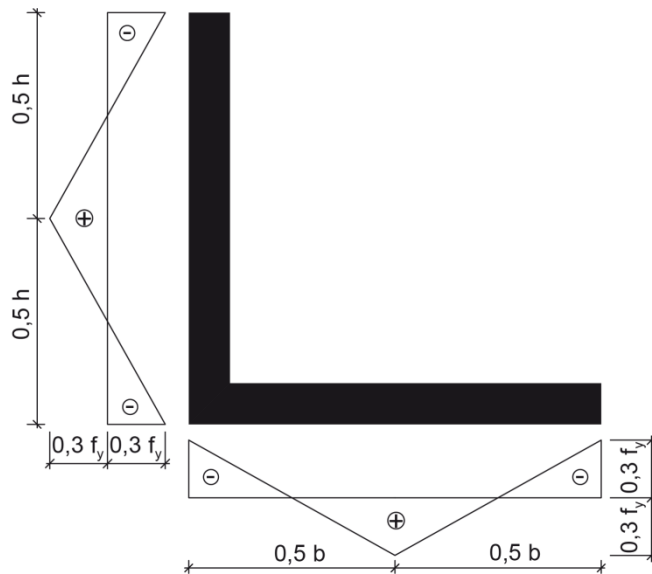


Figure 4-4: Distribution de contraintes pour des cornières

Les cornières sont modélisées selon le maillage représentée à la figure 4-5. Les contraintes résiduelles sont appliquées le long des ailes sur une longueur de $b - \frac{t}{2}$ et $h - \frac{t}{2}$. En procédant de la sorte, un élément, représenté en noir sur la figure, se voit dépourvu de contraintes tandis qu'au sein de celui en rouge, la contrainte maximale est appliquée deux fois. Pour y remédier la moitié de la valeur de la contrainte appliquée à l'élément rouge est affectée à l'élément noir.

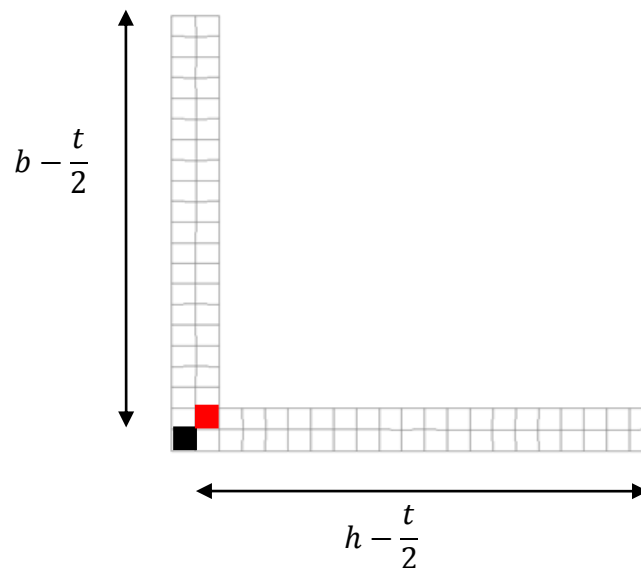


Figure 4-5: Maillage des cornières

4.4 Tubes circulaires

Les tubes circulaires laminés à chaud sont le siège de contraintes résiduelles axisymétriques telles que fournies par [Chen & Lui, 1991]. La surface extérieure est tendue tandis que la surface intérieure est comprimée.

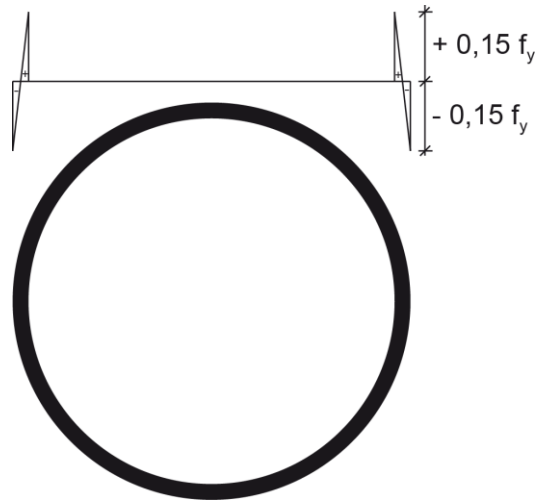


Figure 4-6: Distribution des contraintes résiduelles dans un tube circulaire

Les tubes sont discrétisés à l'aide de plusieurs anneaux qui sont eux-mêmes divisés en plusieurs éléments triangulaires. La contrainte est appliquée selon la distance radiale.

4.5 Tubes rectangulaires et carrés

[Chen & Lui, 1991] considèrent une distribution des contraintes résiduelles pour des tubes carrés et rectangulaires soudés telle que schématisée sur la figure 4-7.

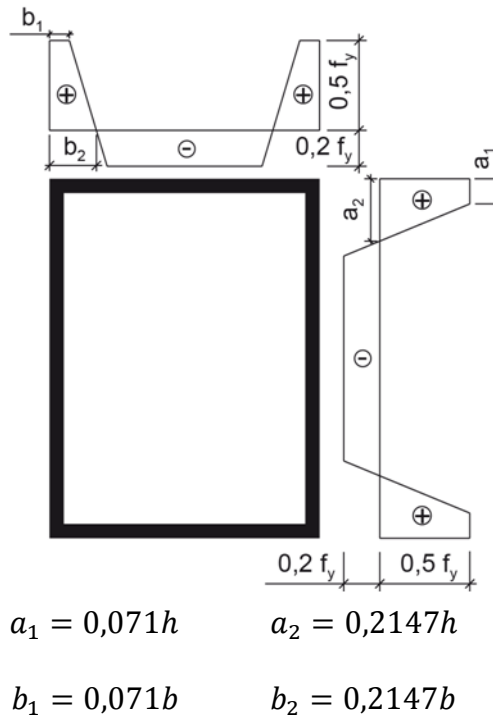


Figure 4-7: Distribution de contraintes pour des tubes rectangulaires et carrés

Les contraintes sont appliquées sur les parties horizontales de dimensions b et sur les parties verticales de dimensions $h - 2t$.

Chapitre 5: Simulations numériques

Dans ce chapitre sont décrites les simulations qui sont effectuées, à savoir un calcul thermique suivi d'un calcul structural. Ceux-ci sont effectués à l'aide du programme non-linéaire SAFIR. Les différentes hypothèses effectuées pour ces simulations sont également exposées.

5.1 Calcul thermique

Les simulations numériques comprennent tout d'abord un calcul thermique réalisé sur la section de la colonne. La géométrie de celle-ci est fournie soit par la banque de données du programme pour les profilées en H et en I, soit décrite point par point. La discrétisation est réalisée à l'aide du modèle fibre. Ceux-ci sont des éléments de type triangulaire ou quadrilatéral au sein desquels la température ou encore les contraintes résiduelles sont uniformes.

Le calcul thermique consiste à chauffer la section de manière isothermique sur l'ensemble de ses frontières. Pour ce faire, une évolution linéaire de la température de l'air ambiant jusqu'à la température à laquelle la ruine est désirée, est appliquée.

Pour déterminer la charge de ruine de la colonne à la température de ruine voulue, la section doit avoir atteint cette température dans chaque fibre la constituant. C'est pourquoi dans le fichier thermique généré par le logiciel SAFIR, la température de l'acier est imposée à celle à laquelle la ruine est désirée après un certain temps qui est choisi de 1000 secondes. Cette imposition est appliquée à toutes les fibres discrétisant la section de manière à obtenir une distribution uniforme de la température dans toute la section.

Cette hypothèse de température uniforme est stipulée par l'Eurocode 3 Partie 1-2. En effet, elle a été considérée pour l'établissement de la résistance de calcul au flambement des colonnes comprimées. Afin de permettre des comparaisons avec le modèle analytique présent dans l'Eurocode 3 Partie 1-2, cette hypothèse a été adoptée dans les simulations. De plus, l'uniformisation de la température dans la section permet également de ne pas faire face à des gradients de températures ou encore de générer des contraintes d'origine thermique. De plus, aucune dépendance par rapport à la variable temps n'est alors considérée.

Dans ce même fichier thermique, les contraintes résiduelles sont appliquées à chaque élément. Celles-ci sont donc uniformes sur chaque élément.

5.2 Calcul structural

Les colonnes sont considérées comme bi-articulées. Pour ce faire, les déplacements selon x et y sont bloqués et la rotation est laissée libre à la base des colonnes tandis qu'au sommet, seul le déplacement selon x est bloqué.

Dix élancements sont pris en compte pour l'évaluation des hauteurs de colonnes, $\lambda = 20, 40, \dots, 200$. Ces dernières sont obtenues telles que dans l'état de l'art. Selon l'axe fort et faible, la formule se présente respectivement comme dans l'équation (27) et (28).

$$\lambda = \frac{H}{i_y} \quad (27)$$

$$\lambda = \frac{H}{i_z} \quad (28)$$

où H est la hauteur de la colonne;
 i_y est le rayon de giration selon l'axe fort;
 i_z est le rayon de giration selon l'axe faible.

Les rayons de giration sont soit fournis par le catalogue ArcelorMittal, soit déterminés par :

$$i_y = \sqrt{\frac{I_y}{A}} \quad (29)$$

$$i_z = \sqrt{\frac{I_z}{A}} \quad (30)$$

où I_y est l'inertie de la colonne évaluée selon l'axe fort et I_z selon l'axe faible;
 A est l'aire de la section.

Une imperfection structurale initiale de type sinusoïdal est appliquée aux colonnes, elle est de l'ordre de $H/1000$. Cette valeur est fournie par l'Eurocode 3 Partie 1-2.

Le maillage des colonnes est réalisé à l'aide d'éléments finis de type poutre. Les différentes hypothèses liées à ce type d'éléments sont exposées dans l'état de l'art.

La charge est appliquée au centre de gravité de la section une fois que l'acier a atteint la température à laquelle la ruine est désirée, c'est-à-dire après 1000 secondes. Pour ce faire, la charge est exercée selon la fonction suivante:

$$f = 0 \text{ pour } t \leq 1000s \quad (31)$$

$$f = t - 1000 \text{ pour } t > 1000s \quad (32)$$

L'acier est donc chauffé de 20°C à la température souhaitée pendant 1000 secondes. Ensuite, une charge est appliquée suivant l'équation (32). L'évolution de la température et de la charge appliquée est représentée sur la figure 5-1.

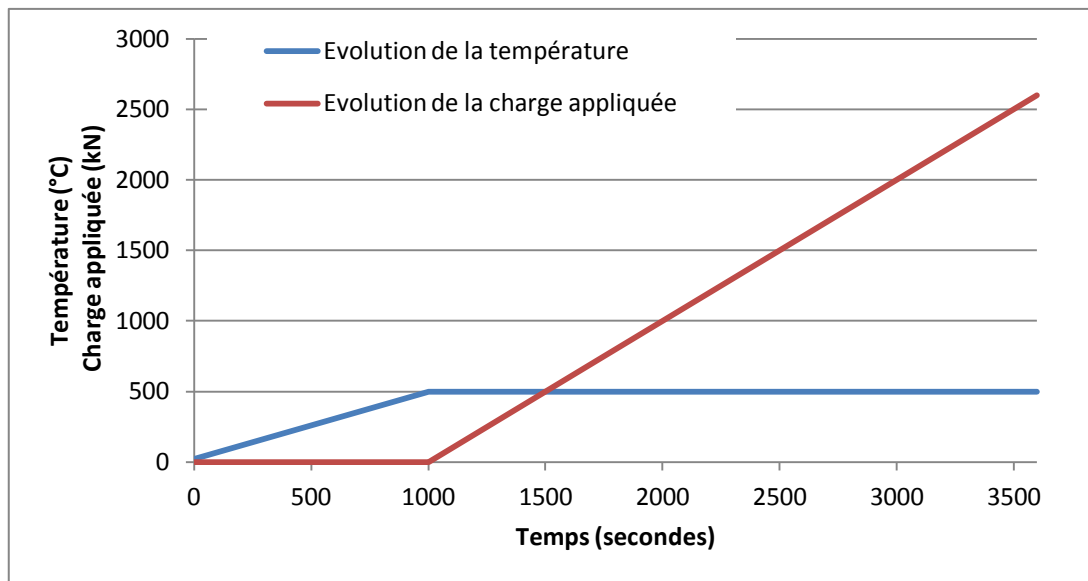


Figure 5-1: Evolution de la température et de la charge appliquée

La méthode de calcul considérée est identique à celle utilisée dans les simulations numériques exposées dans l'état de l'art. Il s'agit d'un calcul dynamique effectué par la méthode de Newton-Raphson.

5.3 Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques utilisées pour les simulations sont reprises dans le tableau 5-1. Deux nuances d'acier sont testées.

Limites d'élasticité f_y	235MPa, 355MPa
Module de Young E	210 000MPa
Coefficient de Poisson	0,3

Tableau 5-1: Propriétés mécaniques

Chapitre 6: Résultats

Dans ce chapitre sont exposées les courbes de flambements numériques obtenues pour les différentes sections à savoir: les profilés en I et en H, les cornières, les profilés reconstitués soudés en I et en H ainsi que les tubes. Ces dernières sont comparées à la courbe analytique présente dans l'Eurocode 3 Partie 1-2 en considérant un coefficient de sévérité $\beta = 1,2$. Les résultats sont exposés pour une température de ruine de 500°C.

Des résultats additionnels sont fournis en annexe.

6.1 Détermination des coefficients de réduction analytiques

Afin de vérifier la validité de la formule analytique, les coefficients de réduction obtenus suite aux simulations numériques et par la formule analytique sont représentés graphiquement en fonction de l'élançement réduit évalué à la température de ruine. Les coefficients de réduction sont calculés par l'équation suivante:

$$\chi = \frac{P_{u,\theta,H}}{P_{p,\theta}} \quad (33)$$

où $P_{u,\theta,H}$ est la charge de ruine à la température θ et pour un certain élançement;
 $P_{p,\theta} = k_{y,\theta} f_y A$ est la charge plastique à la température θ ;
 $k_{y,\theta}$ est le coefficient de réduction pour la limite d'élasticité;
 f_y est la limite d'élasticité; A est l'aire de la section.

Les charges ultimes de ruine P_u sont obtenues numériquement grâce à l'équation (32). La charge est appliquée comme une fonction du temps. Il est donc possible une fois la ruine atteinte de déterminer le temps de simulation et donc la charge de ruine.

Les élançements réduits évalués à la température de ruine sont calculés par la formule:

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad (34)$$

Les coefficients de réduction analytiques sont obtenus pas l'expression analytique présente dans l'Eurocode 3 Partie 1-2.

$$\chi_{\theta} = \frac{1}{\varphi_{\theta} + \sqrt{\varphi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad (35)$$

avec

$$\varphi_{\theta} = \frac{1}{2} [1 + \alpha \bar{\lambda}_{\theta} + \bar{\lambda}_{\theta}^2] \quad (36)$$

$$\alpha = \beta \varepsilon \text{ est le facteur d'imperfection} \quad (37)$$

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} \quad (38)$$

où θ est la température critique en °C;
 β est le facteur de sévérité;
 H est la hauteur du poteau.

Le coefficient de sévérité fourni par l'Eurocode 3 Partie 1-2 vaut 0,65. Cette valeur a été validée à la suite d'essais expérimentaux. La valeur considérée pour l'adaptation des résultats numériques vaut quant à elle 1,2. Cette valeur a été déterminée par [D. Talamona & al., 1997] à la suite de simulations numériques réalisées pour des colonnes bi-articulées dont la section est un profilé en I ou en H soumises à une charge de compression axiale en situation d'incendie.

Ce travail concernant des simulations numériques, la valeur du coefficient de sévérité a dès lors été choisie comme étant de 1,2 pour la comparaison entre les résultats numériques et analytiques.

6.2 Profilés en I et H

Les résultats vont être exposés tout d'abord pour les températures de ruine de 400, 500, 600, 700 et 800°C. Ils consistent en l'obtention de graphiques qui représentent les coefficients de réduction de flambement en fonction des élancements réduits évalués à la température de ruine pour la section HE200A ainsi que pour deux nuances d'acier, S235 et S355.

Les coefficients de réduction sont ensuite obtenus pour des colonnes dont la section est un profilé IPE200. Ceux-ci sont déterminés pour une température de ruine de 500°C. Les deux limites d'élasticité considérées précédemment sont également envisagées.

Les colonnes analysées sous compression centrée sont considérées comme flambant selon l'axe faible et fort.

La valeur maximale des contraintes résiduelles appliquées est différente pour les deux profilés.

Pour HE200A,

$$h/b > 1,2 \rightarrow \sigma_{max} = 118MPa$$

Pour IPE200,

$$h/b \leq 1,2 \rightarrow \sigma_{max} = 71MPa$$

6.2.1 Influence de la température de ruine

A la suite des simulations numériques réalisées pour le profilé HE200A, les figures (6-1) et (6-3) ont pu être représentées. Sur celles-ci, les résultats peuvent être distingués selon les différentes températures de ruine et les axes suivant lesquelles le flambement se produit.

La courbe décrivant la formule analytique proposée est également représentée. La courbe décrite par l'Eurocode 3 Partie 1-2 est également schématisée. Celle-ci se distingue de la dernière par la valeur du coefficient de sévérité qui est, dans ce cas-ci, de 0,65 et dans l'autre cas de 1,2.

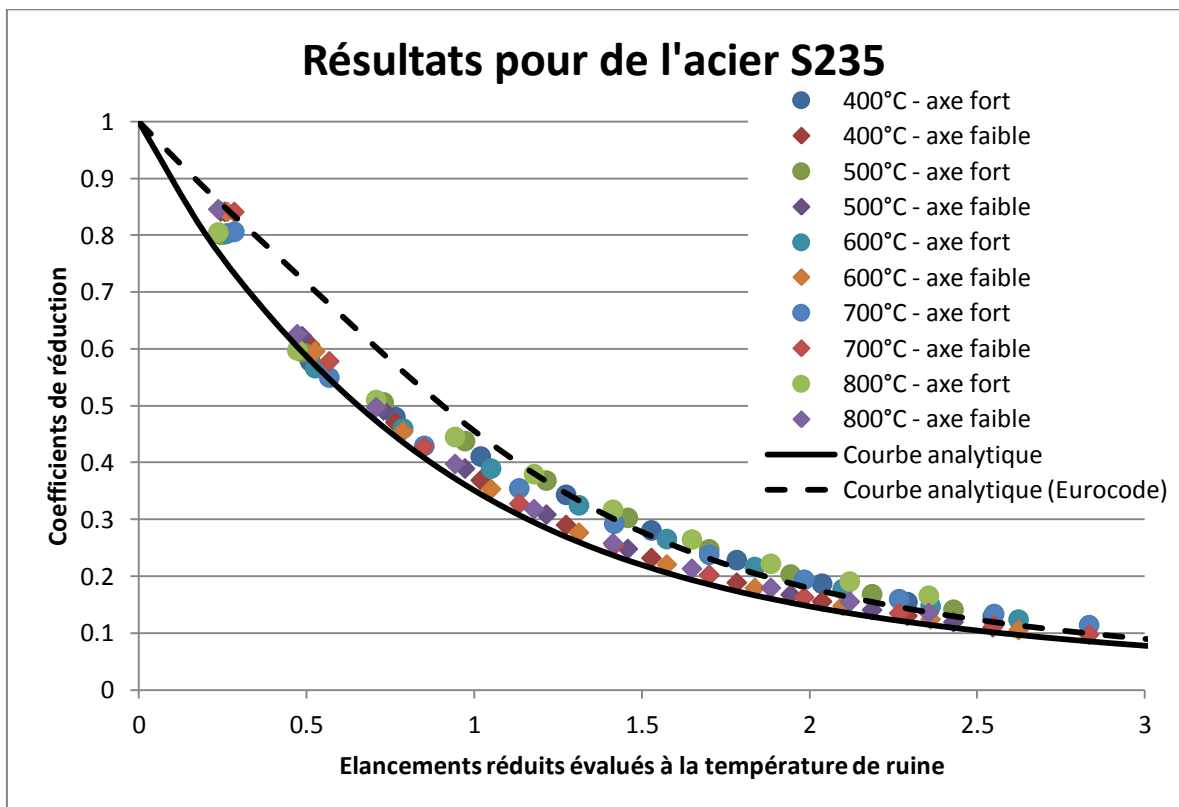


Figure 6-1: Résultats pour de l'acier S235 et pour la section HE200A

De ces graphiques, il peut être observé que quelque soit la température de ruine, les points obtenus selon le même axe de flambement se distribuent principalement selon une même courbe. Le choix de la température de ruine n'influence donc que très peu les coefficients de réduction. En effet, avec l'augmentation de température, la charge de ruine se voit diminuer (figure 6-2) ainsi que la résistance de calcul au flambement. Cette dernière décroît en raison des coefficients de réduction appliqués la limite d'élasticité $k_{y,\theta}$ qui deviennent plus faibles avec l'augmentation de température. Cette diminution de la charge de ruine ainsi que de la résistance au flambement permet de maintenir un rapport et donc un coefficient de réduction plus ou moins constant pour un même élancement.

L'influence de la température est surtout remarquée sur l'effet des contraintes résiduelles comme établi par [Franssen, 1993]. En effet, pour de moyens élancements, les contraintes résiduelles dans la section vont avoir tendance à diminuer la capacité portante de la colonne. Cette influence se réduit avec l'augmentation de température.

Pour de faibles et de grands élancements, l'influence des contraintes est minime quelque soit la température de ruine. Dans le premier cas, la résistance est gouvernée par celle de la section. Dans le deuxième cas, l'instabilité par flambement est prépondérante.

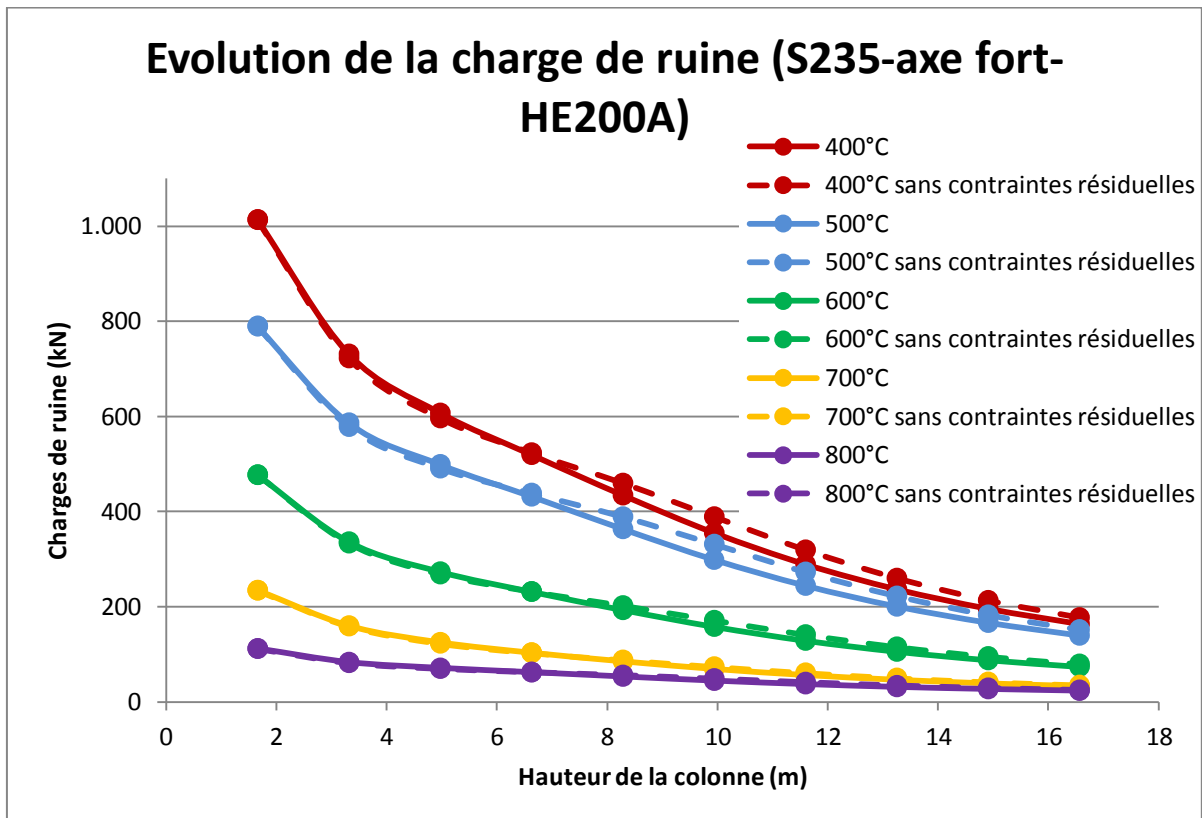


Figure 6-2: Evolution de la charge de ruine en fonction de la hauteur de la colonne pour de l'acier S235, pour la section HE200A et selon l'axe fort

Il peut également être remarqué que pour de faibles élancements réduits, les coefficients de flambement obtenus selon l'axe faible sont plus élevés que ceux obtenus selon l'axe fort. La situation s'inverse à partir d'une valeur d'élancement réduit comprise entre 0,5 et 1. Les coefficients de réduction obtenus selon l'axe fort deviennent plus grands. La différence entre les résultats selon l'axe fort et faible n'est tout de même pas significative comme ce qui avait été conclu par [Talamona & al., 1997] à la suite de leurs simulations numériques.

La courbe analytique décrivant la formule qui a été proposée, permet de couvrir l'ensemble des points. Cependant, il peut être remarqué qu'au alentour d'un élancement relatif de 0.5, les points sont très proches de la courbe analytique. Cette constatation peut également se faire sur base des figure 2-5 et 2-6 exposées dans l'état de l'art.

En observant la figure 6-1, il est difficile d'affirmer que la courbe de l'Eurocode 3 Partie 1-2 peut être utilisée pour évaluer la résistance en cas d'incendie des colonnes dont la section est un profilé en double té. Cependant sur base des essais expérimentaux qui ont été réalisés par [Franssen & al., 1998], le coefficient de sévérité de 0.65 peut être validé.

La figure 6-3 représente les résultats obtenus pour de l'acier S355. En comparaison avec la figure 6-1, les coefficients de réduction sont plus élevées pour une nuance d'acier de S355 que celle de S235. Ceci est montré plus en détail par la suite pour les profilés IPE200 et HE200A dont les coefficients de réduction sont évalués pour une température de ruine de 500°C.

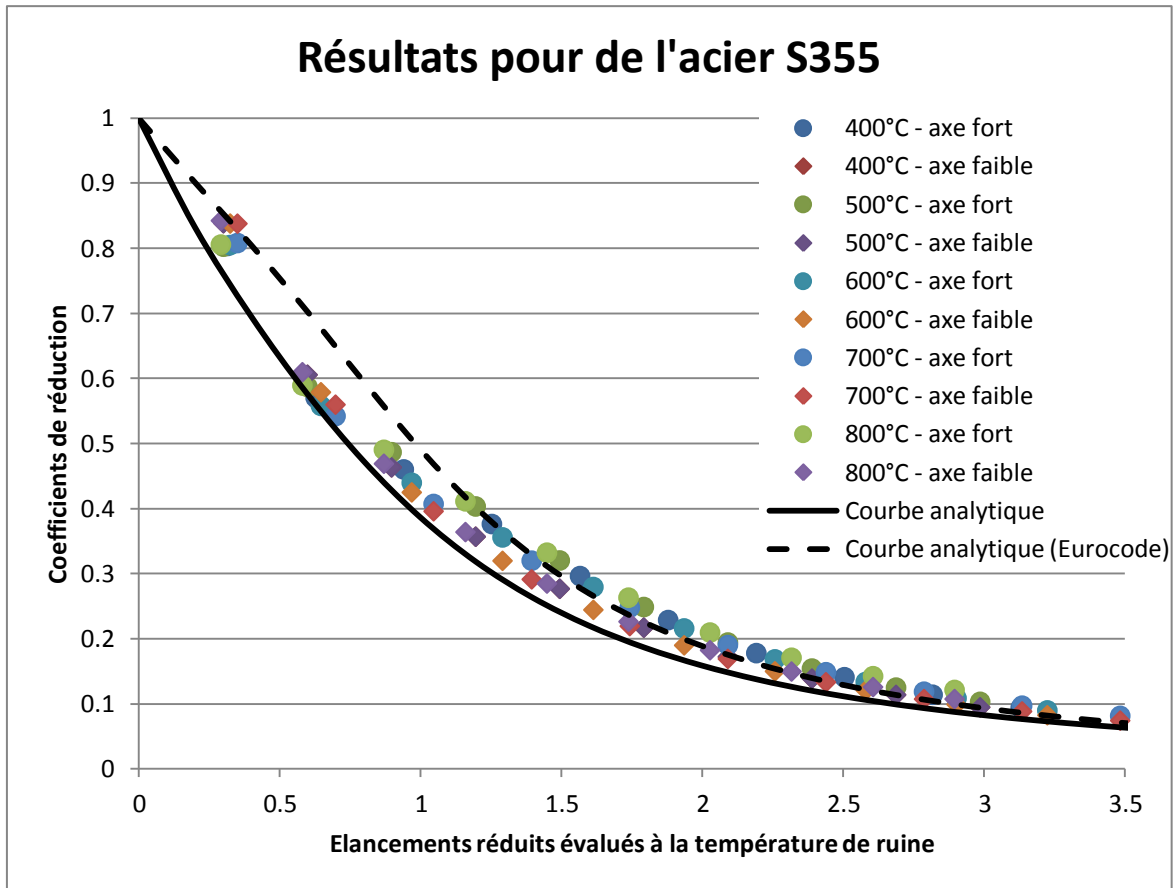


Figure 6-3: Résultats pour de l'acier S355 et pour la section HE200A

6.2.2 Résultats pour HE200A et IPE200

L'ensemble des résultats obtenus pour les profilés HE200A et IPE200 et pour une température de ruine de 500°C est représenté sur les figures 6-4 et 6-5 respectivement pour les limites d'élasticité $f_y = 235MPa$ et $f_y = 355MPa$.

De ces figures, les mêmes observations que celles établies précédemment peuvent être retirées. En effet, la courbe analytique évaluée pour un coefficient de sévérité de 1,2 assure une couverture de l'ensemble des résultats. La courbe de l'Eurocode 3 Partie 1-2 n'enveloppe pas l'entièreté des résultats. Comme conclu précédemment, l'expression analytique comprenant le coefficient de sévérité $\beta = 0,65$ peut être envisagée pour évaluer la résistance de calcul au flambement suite aux tests expérimentaux réalisés par [Franssen & al., 1998].

Il peut également être remarqué que les valeurs des coefficients de réduction observées pour la section IPE200 sont plus élevées que ceux obtenus pour le profilé HE200A quelque soit l'axe de flambement considéré. Une explication peut être apportée par la prise en compte des contraintes résiduelles qui sont plus faibles dans la section IPE200. En effet, la

contrainte maximale en compression considérée pour ce dernier est de 71MPa tandis que celle envisagée pour le profilé HE200A est de 118MPa .

Les figures 6-4 et 6-5 montre également que les résultats tendent à se rapprocher plus l'élanement réduit augmente. Pour de grands élanements, la résistance est particulièrement affectée par le phénomène de flambement. L'influence des contraintes résiduelles est dès lors moins importante. La ruine, dans ce dernier cas, est d'autant plus gouvernée par l'instabilité causée par le phénomène de flambement qu'une plastification éventuelle de la section.

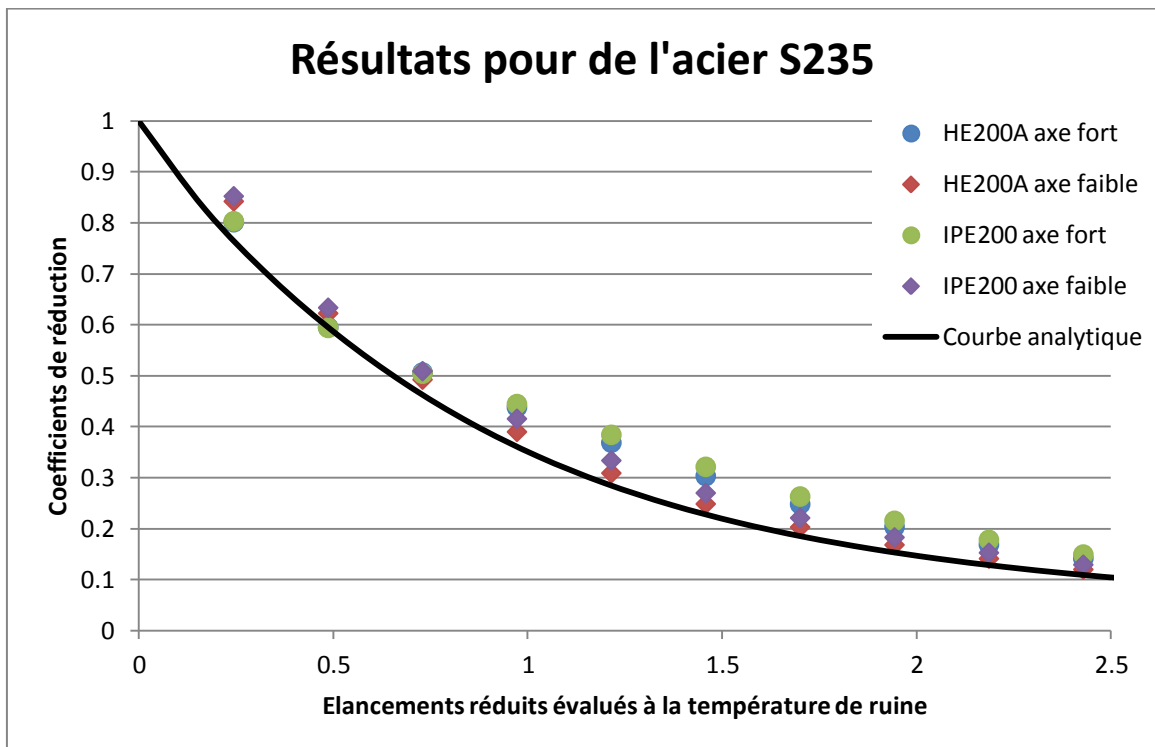


Figure 6-4: Résultats pour de l'acier S235 et pour les sections HE200A et IPE200

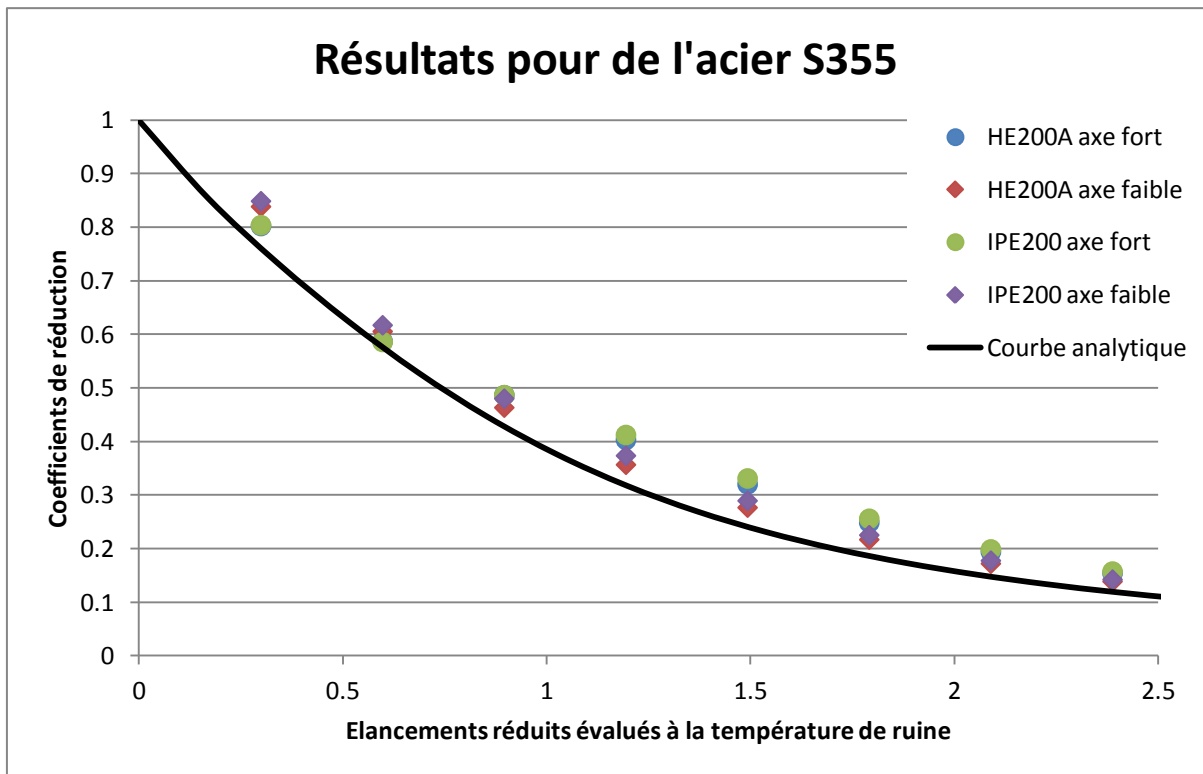


Figure 6-5: Résultats pour de l'acier S355 et pour les sections HE200A et IPE200

Sur les figures 6-4 et 6-5, des observations similaires aux figures 6-1 et 6-3 peuvent être faites. En effet, les coefficients de réduction déterminés selon l'axe faible sont plus élevés que ceux obtenus selon l'axe fort pour de faibles élancements réduits. Une justification concernant une éventuelle influence des contraintes résiduelles est écartée. Des simulations dans lesquelles les contraintes résiduelles ne sont pas prises en compte, ont été effectuées et représentées sur le graphique 6-6. Sur ce dernier, il peut être vu que pour des élancements réduits inférieurs à l'unité, les coefficients de réduction évalués selon l'axe faible sont également plus élevés que ceux obtenus selon l'axe fort. Ceci est observé quelque soit la limite d'élasticité adoptée.

Pour de moyens et de grands élancements, la non considération des contraintes résiduelles entraîne des résultats très proches entre l'axe faible et l'axe fort pour une même limite d'élasticité. En effet, la prise en compte des contraintes résiduelles ajoute des contraintes de compression. Celles-ci sont additionnées à celles engendrées par la charge de compression axiale et à celles de flexion causées par un moment de flexion induit par l'imperfection initiale. Dans le cas d'un flambement autour de l'axe faible, les contraintes résiduelles sont d'autant plus influentes.

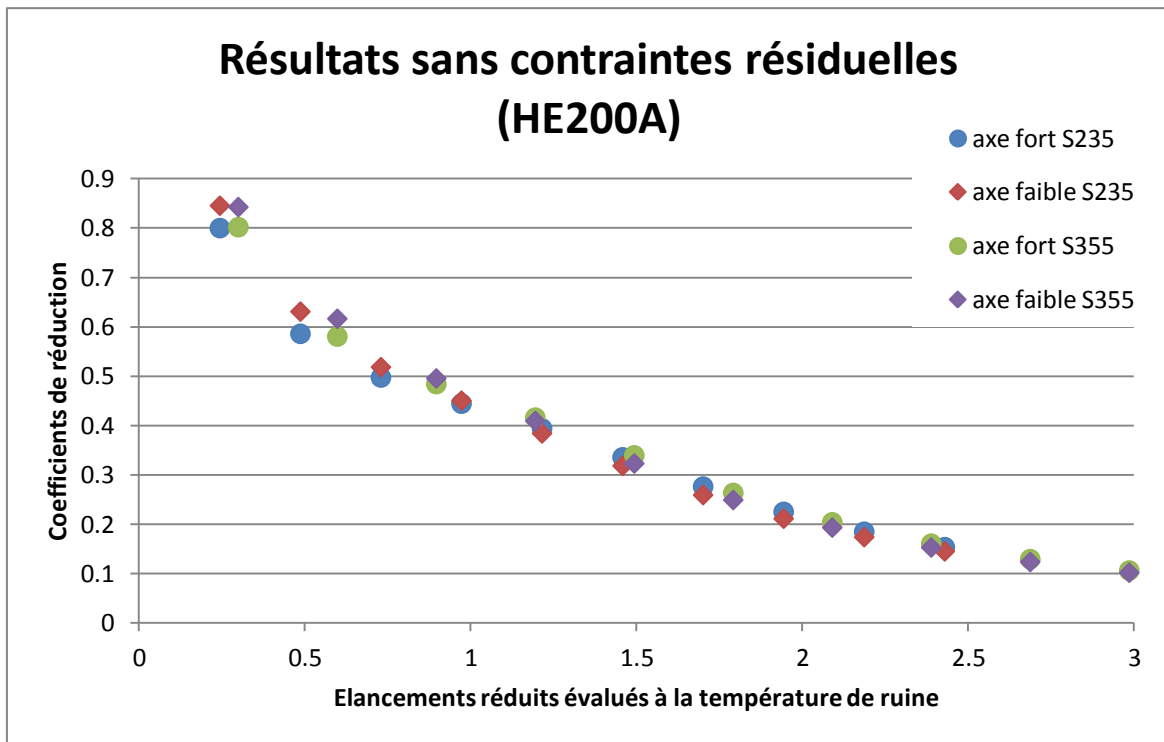


Figure 6-6: Résultats pour la section HE200A sans contraintes résiduelles

Si une représentation des résultats pour les des deux limites d'élasticité est effectuée (figure 6-7), il peut être observé que les coefficients de réduction à appliquer à la résistance de calcul au flambement pour de l'acier S355 sont plus importants que ceux évalués pour de l'acier S235.

L'influence de la limite d'élasticité pour le profilé IPE200 est fournie en annexe.

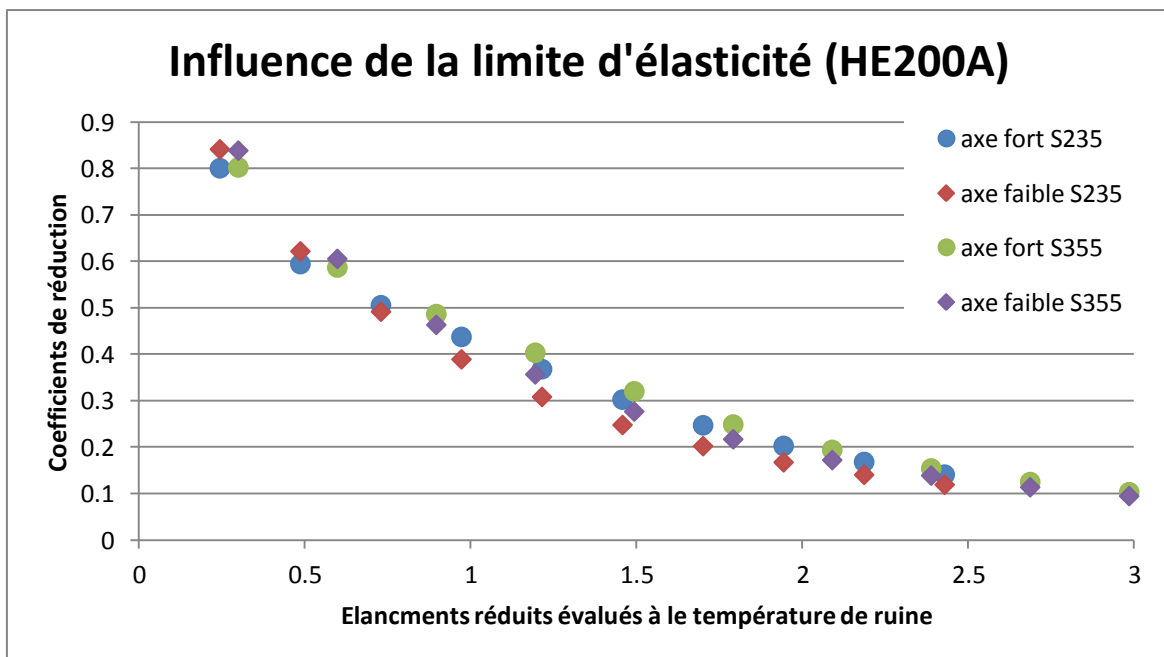


Figure 6-7: Influence de la limite d'élasticité pour le profilé HE200A

L'influence des contraintes résiduelles peut être observée sur les figures suivantes. Sur la figure 6-8, les contraintes résiduelles ont plus d'effet pour un flambement autour de l'axe faible qu'autour de l'axe fort. En effet, les contraintes résiduelles de compression présentes au niveau de l'âme viennent s'ajouter à celles de compression et flexion. Pour un flambement autour de l'axe fort, les contraintes de compression ne sont présentes qu'aux extrémités des semelles.

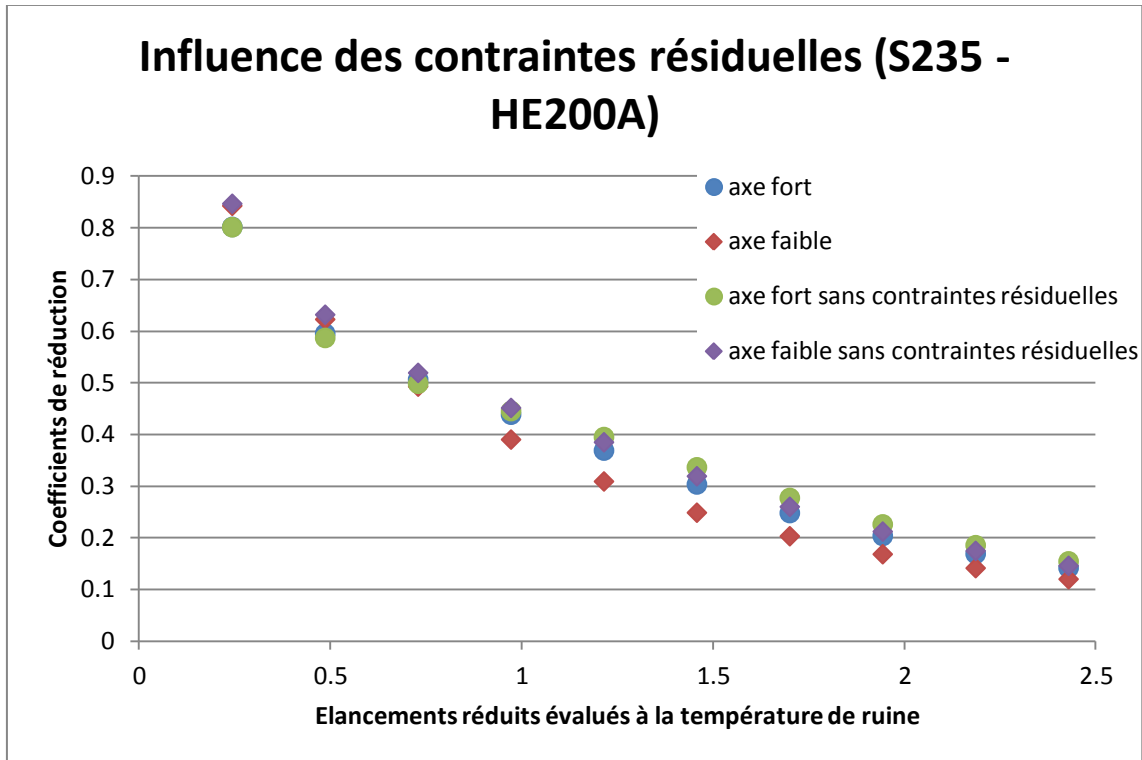


Figure 6-8: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour le profilé HE200A

En comparant les figures 6-8 et 6-9, il peut être remarqué que l'influence est d'autant plus grande quand un acier S235 est considéré. En effet, les contraintes sont évaluées pour des profilés en I et en H par rapport à une limite d'élasticité de $f_y = 235MPa$. Elles sont donc plus faibles vis-à-vis de la nuance d'acier S355. Les résultats avec et sans contraintes sont donc plus proches pour S355.

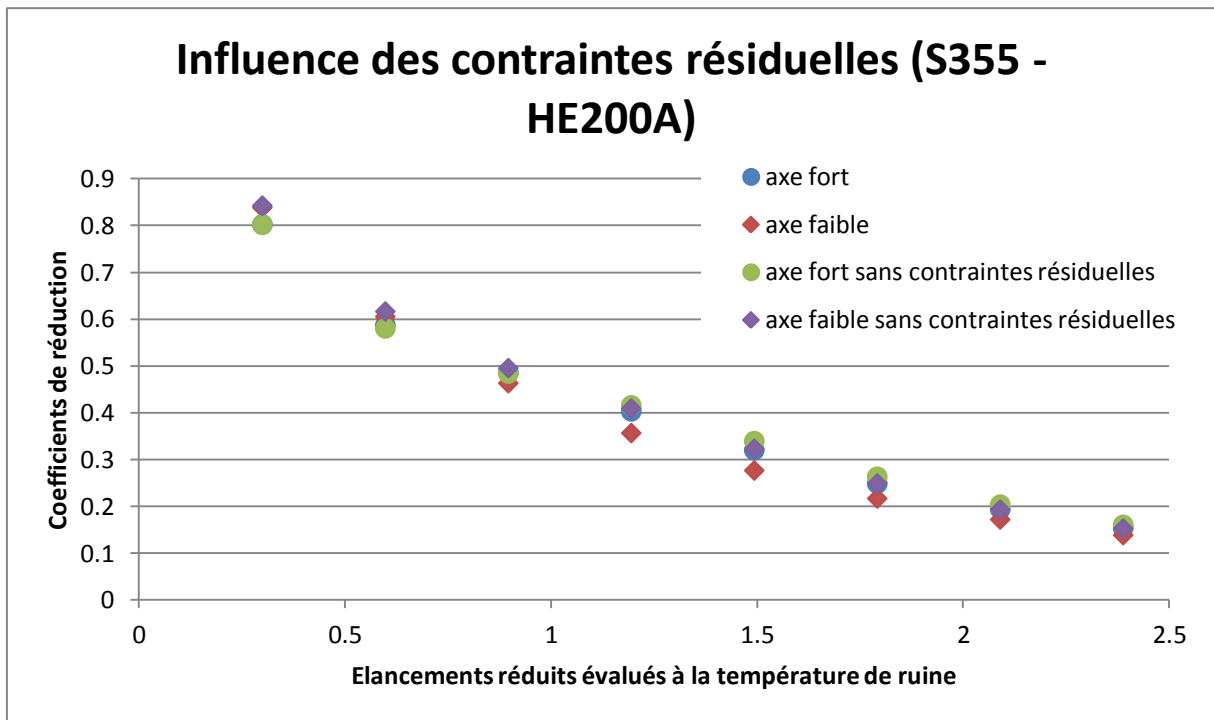


Figure 6-9: Influence des contraintes résiduelles (S355 - HE200A)

Dans le cas d'un profilé IPE200 (figure 6-10 et 6-11), l'intensité des contraintes résiduelles est plus faible. La valeur maximale est de $0,3f_y$ comparée au profilé HE200A qui est de $0,5f_y$. Cela explique que les résultats obtenus pour le profilé IPE200 sont plus proches entre eux que ceux observés pour HE200A.

Les résultats pour l'acier S355 sont comme pour le profilé HE200A encore plus proches.

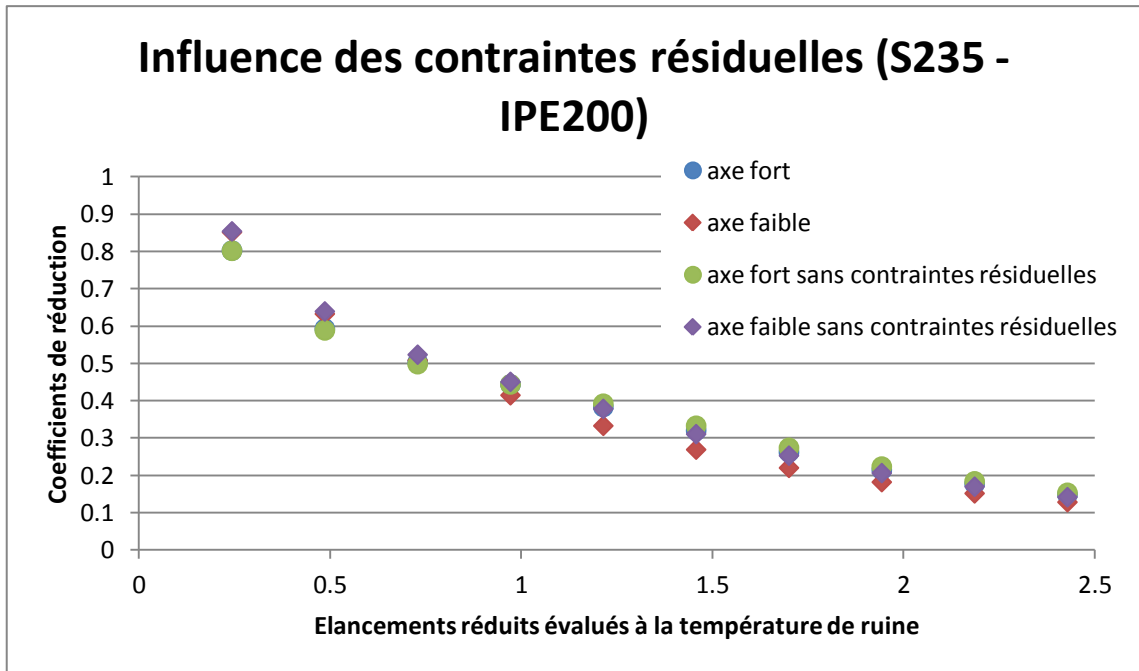


Figure 6-10: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour le profilé IPE200

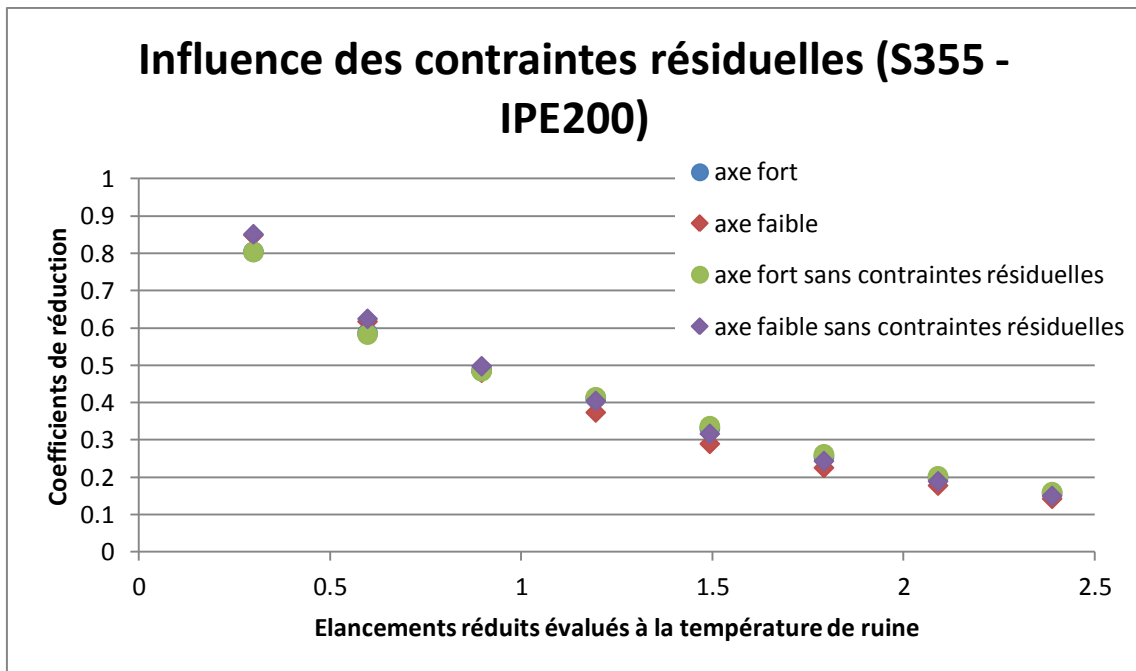


Figure 6-11: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S355 et pour le profilé IPE200

6.3 Profilés reconstitués soudés

Les résultats pour les profilés reconstitués soudés PRSHE200A et PRSIPE200 sont exposés. Une comparaison est effectuée entre les sections issues de processus de fabrication différents, la reconstitution par soudage et le laminage à chaud.

6.3.1 Résultats PRSH200A et PRSIPE200

Les coefficients de réduction en fonction de l'élançement réduit évalué à la température de ruine sont tout d'abord représentés ainsi que la courbe analytique dont le coefficient de sévérité vaut 1,2. Les figures 6-12 et 6-13 se distinguent par la nuance d'acier considérée.

Les résultats obtenus dans le cas de l'une ou l'autre section sont extrêmement proches pour un même axe de flambement. Cette proximité des résultats peut être expliquée par les contraintes résiduelles envisagées dans les deux sections qui sont de même intensité et distribuées de manière similaire.

Comme dans le cas de profilés en I et en H laminés à chaud, les coefficients de réduction sont également évalués de manière sécuritaire par la courbe analytique en tenant compte d'un coefficient de sévérité de 1,2.

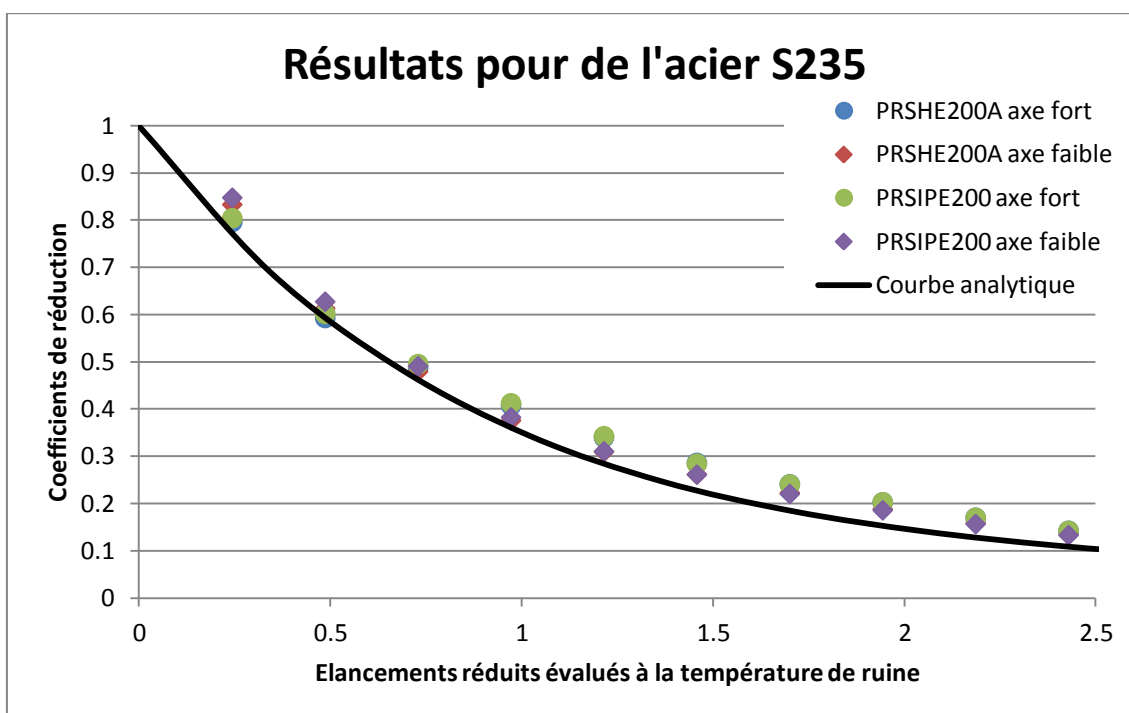


Figure 6-12: Résultats pour de l'acier S235 et pour les profilés reconstitués soudés PRSHE200A et PRSIPE200

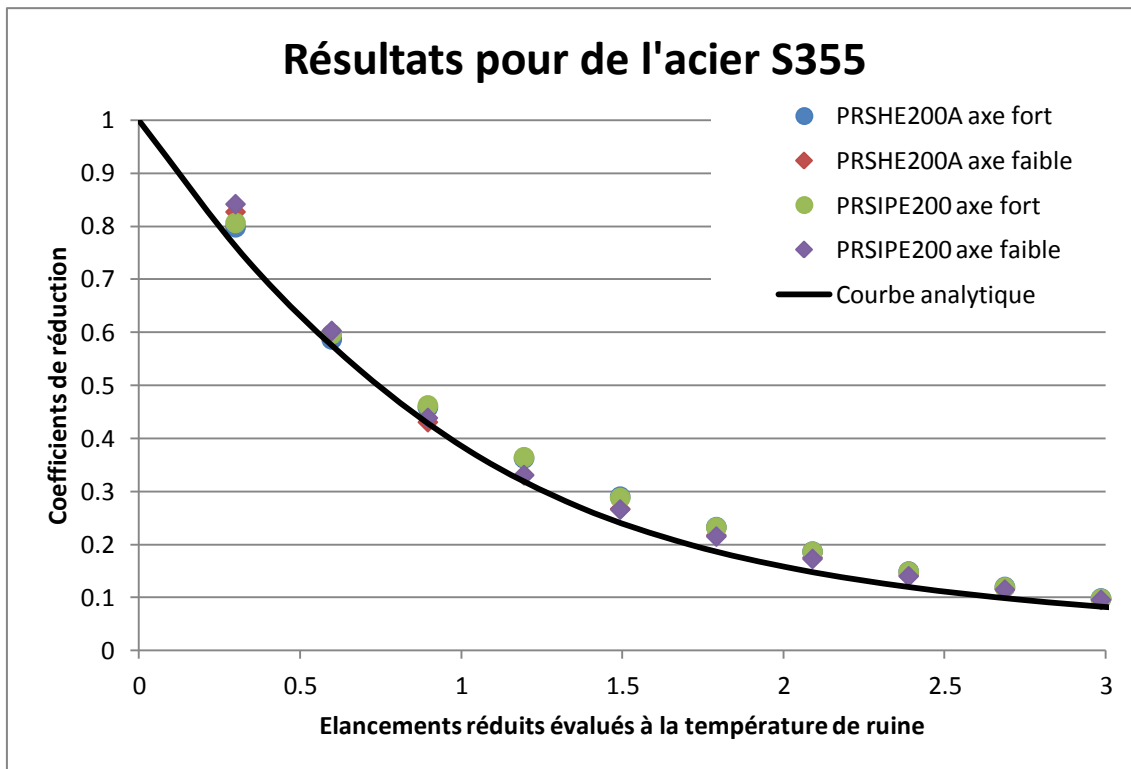


Figure 6-13: Résultats pour de l'acier S355 et pour les profils reconstitués soudés PRSHE200A et PRSIPE200

Les figures 6-12 et 6-13 présentent les résultats pour la section PRSHE200A et pour les limites d'élasticité S225 et S355. Ceux obtenus pour la limite d'élasticité supérieure sont évidemment plus grands que ceux observés pour la limite S355. Comparé à la figure 6-7 qui a été établie de manière similaire pour le profilé laminé HE200A, il peut être remarqué que les points sont plus distincts sur la figure 6-7 que 6-14. Dans le premier cas, les contraintes résiduelles sont calculées par rapport à la limite d'élasticité S235 contrairement au cas des profils reconstitués soudés pour lesquelles elles sont proportionnelles à la limite d'élasticité du profilé.

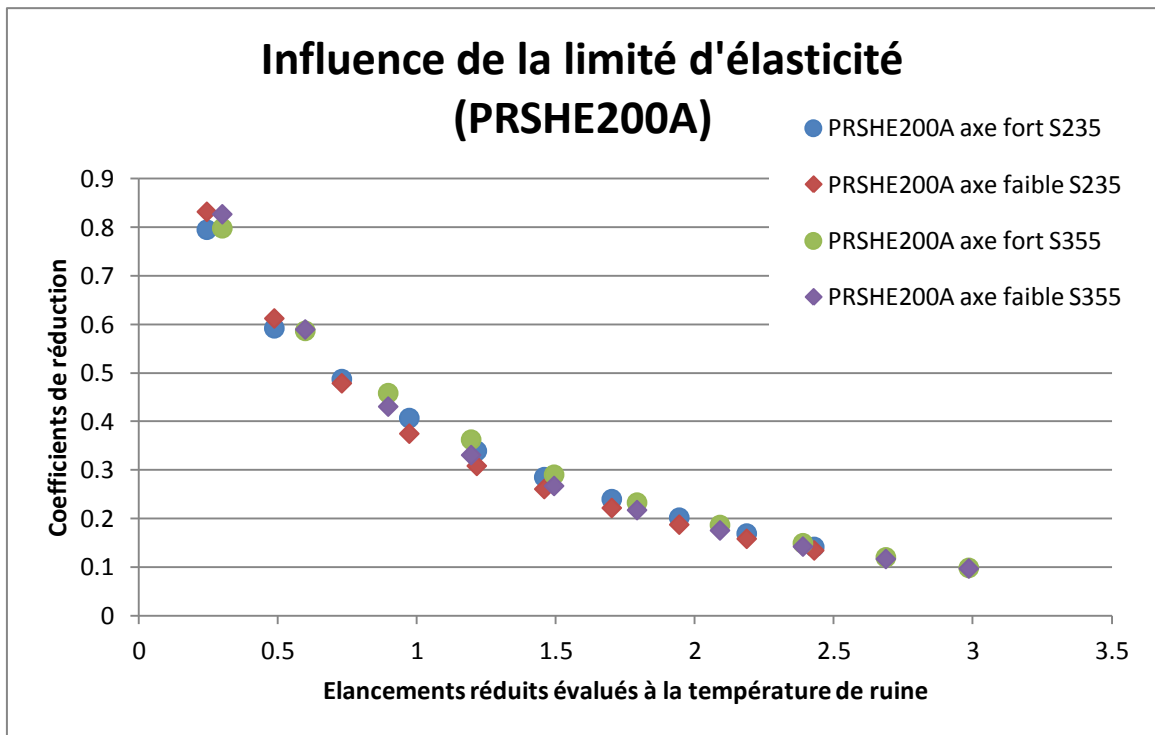


Figure 6-14: Influence de la limite d'élasticité pour le profilé PRSHE200A

Une figure similaire à la figure 6-14 est fournie pour la section PRSIPE200 en annexe.

Sur la figure 6-15, l'influence des contraintes résiduelles est schématisée pour de l'acier S235 et pour le profilé PRSHE200A. Comme montré pour les profilés HE200A et IPE200, celles-ci influencent négativement les coefficients de réduction et donc la résistance de calcul au flambement. De plus, leur influence est d'autant plus grande pour de moyens élancements. Pour de faibles élancements, la ruine provient par plastification de la section tandis que pour de grands élancements, le phénomène est d'autant plus important.

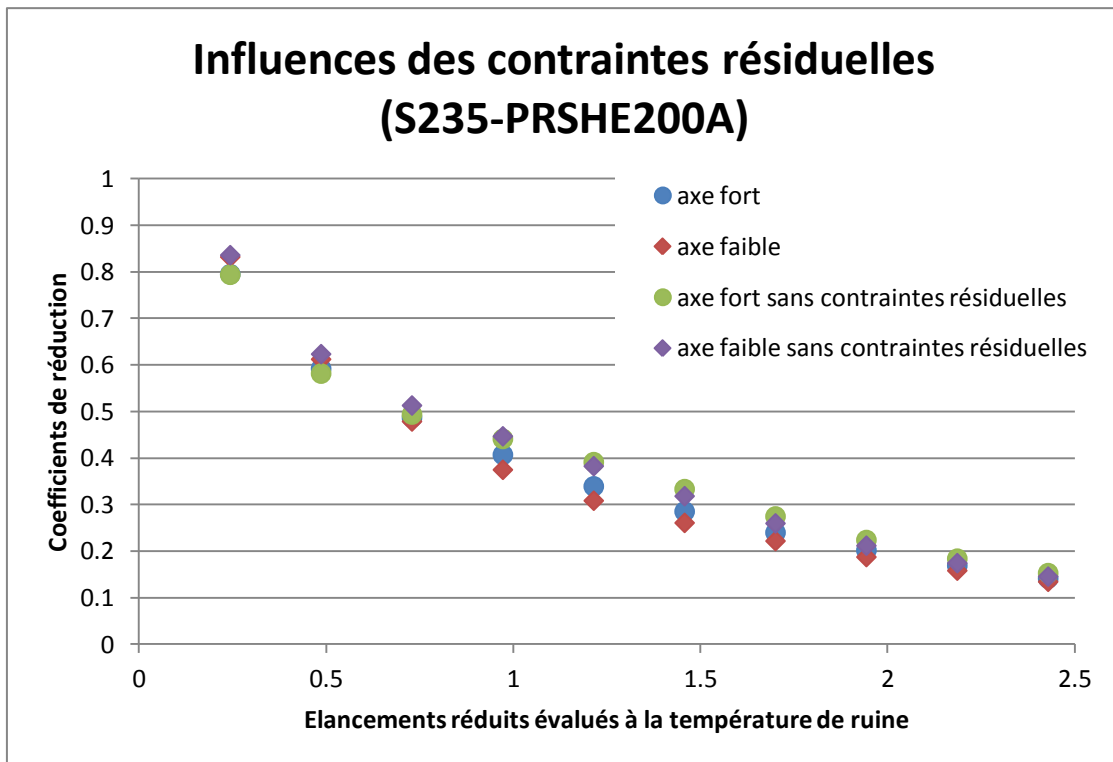


Figure 6-15: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour PRSHE200A

6.3.2 Comparaison entre les profilés laminés à chaud et les profilés reconstitués soudés

Les principales différences qui peuvent être observées sont que les coefficients de réduction obtenus pour les profilés laminés à chaud IPE200 et HE200A sont plus élevés que ceux déterminés pour les profilés reconstitués soudés PRSIPÉ200 et PRSHE200A. En effet, la distribution des contraintes résiduelles de compression est plus importante dans la section dans le cas de profilés reconstitués soudés que de laminés à chaud.

Les fortes contraintes résiduelles dans les profilés reconstitués soudés mènent à de faibles charges ultimes comparées à celles des sections laminées à chaud. Cela entraîne par la même occasion des coefficients de réduction moins importants. Les résultats observés pour les profilés reconstitués soudés sont dès lors plus proches de la courbe analytique qui avait été établie dans le cas de sections en double té laminées à chaud. Cette approche n'entraîne cependant pas une évaluation insécuritaire pour la résistance de calcul au flambement.

Ces observations se font principalement pour des élancements moyens. En effet, pour de faibles et de grands élancements, l'influence des contraintes résiduelles tend à diminuer.

Il peut également être remarqué que les écarts entre les résultats des profilés laminés à chaud et reconstitués soudés sont plus grands pour la section IPE que HE200A. Les contraintes résiduelles étant plus importantes dans le profilé laminé à chaud HE200A que IPE200, ses résultats sont donc plus proches de ceux de PRSHE200A.

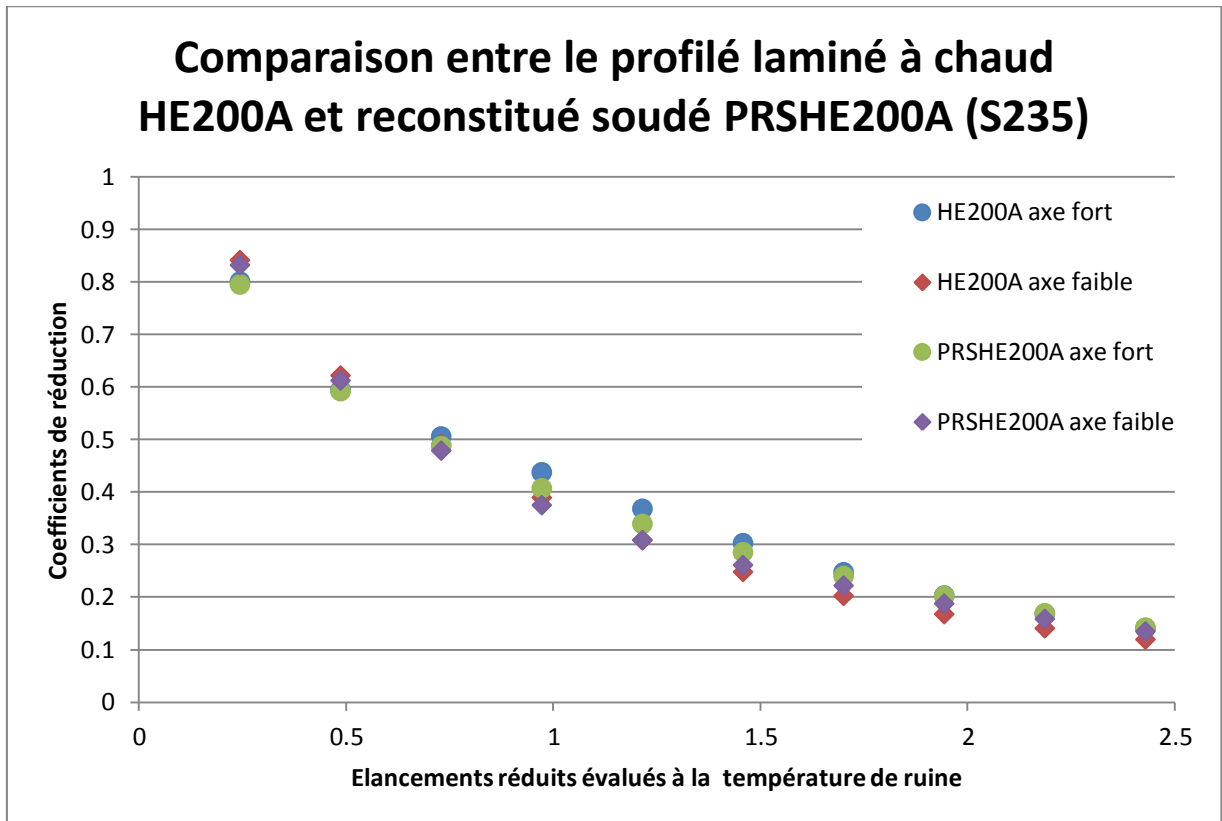


Figure 6-16: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSHE200A et laminé à chaud HE200A pour de l'acier S235

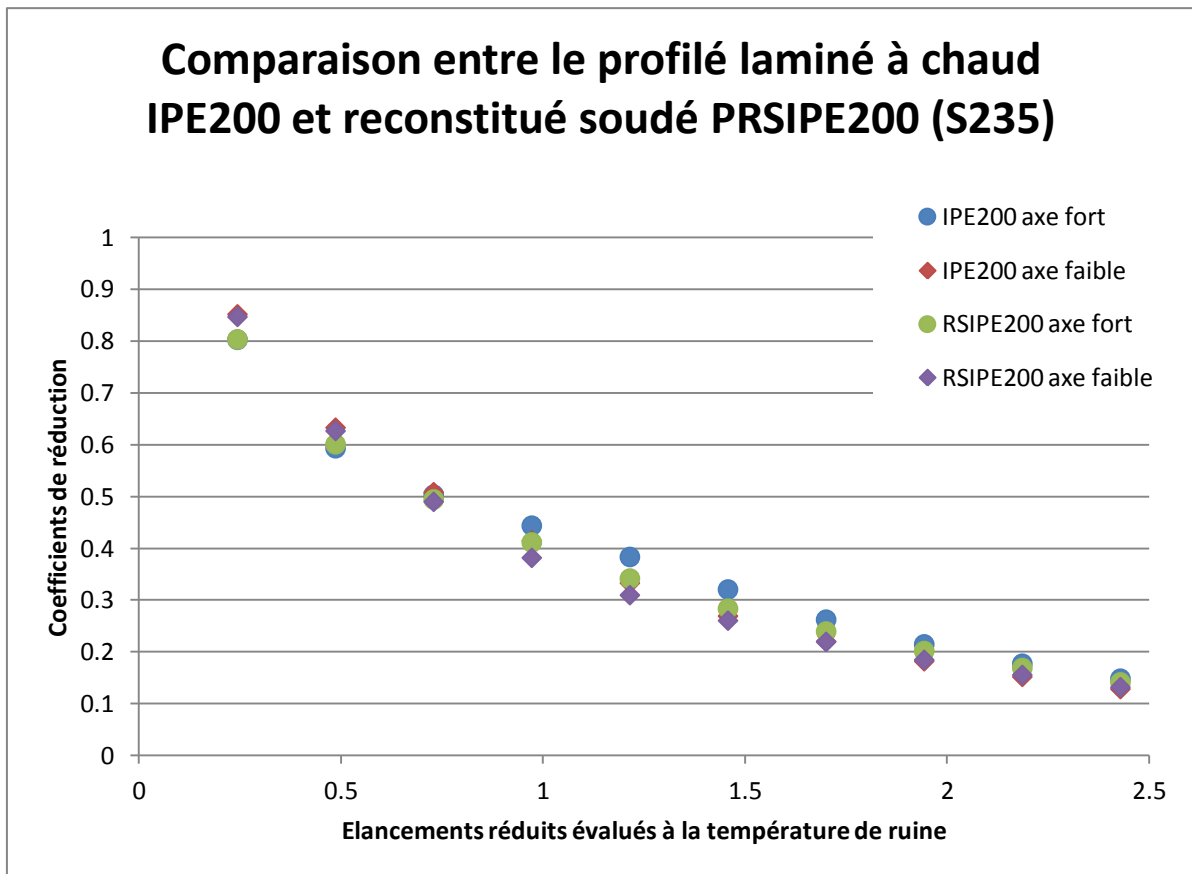
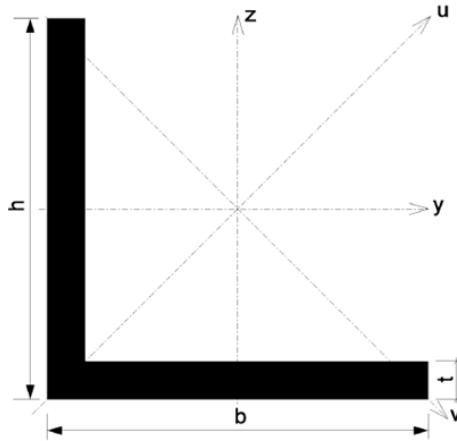


Figure 6-17: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSIPE200 et laminé à chaud IPE200 pour de l'acier S235

La comparaison entre les profilés reconstitués soudés PRSHE200A et PRSIPE200 avec respectivement les profilés laminés à chaud HE200A et IPE200, est présente en annexe.

6.4 Cornières

Des colonnes dont la section est une cornière laminée à chaud, ont également été testées numériquement sous compression axiale à une température élevée de 500°C. La charge est appliquée en leur centre de gravité. Elles sont considérées comme flambant autour de leur axe faible v avec une imperfection initiale appliquée selon u de $-H/1000$.



Selon l'axe faible, la contribution des contraintes de compression au niveau de la jonction des ailes est très importante.

Les coefficients de réduction obtenus pour les cornières peuvent sur base des figures 6-17 et 6-18 être évalués par l'expression analytique. En effet, celle-ci permet d'obtenir des résultats plus faibles et de déterminer une résistance de calcul au flambement sécuritaire.

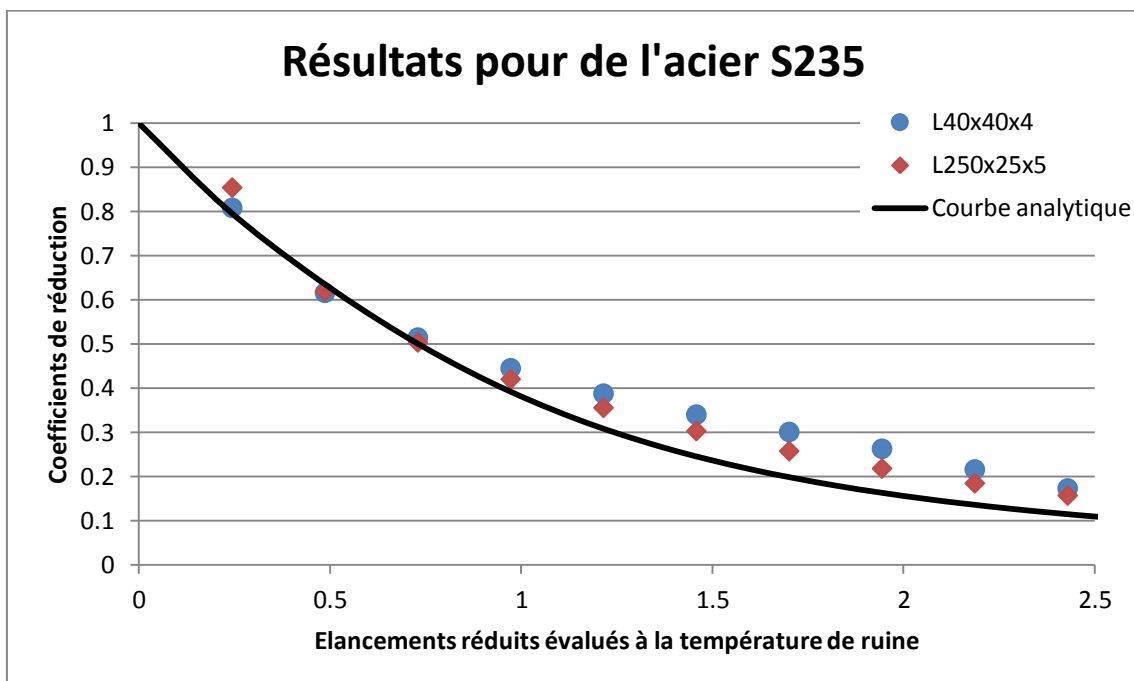


Figure 6-18: Résultats pour de l'acier S235 et pour les cornières

Les contraintes résiduelles comme dans les autres profilés envisagés, ont un effet défavorable pour de moyens élancements.

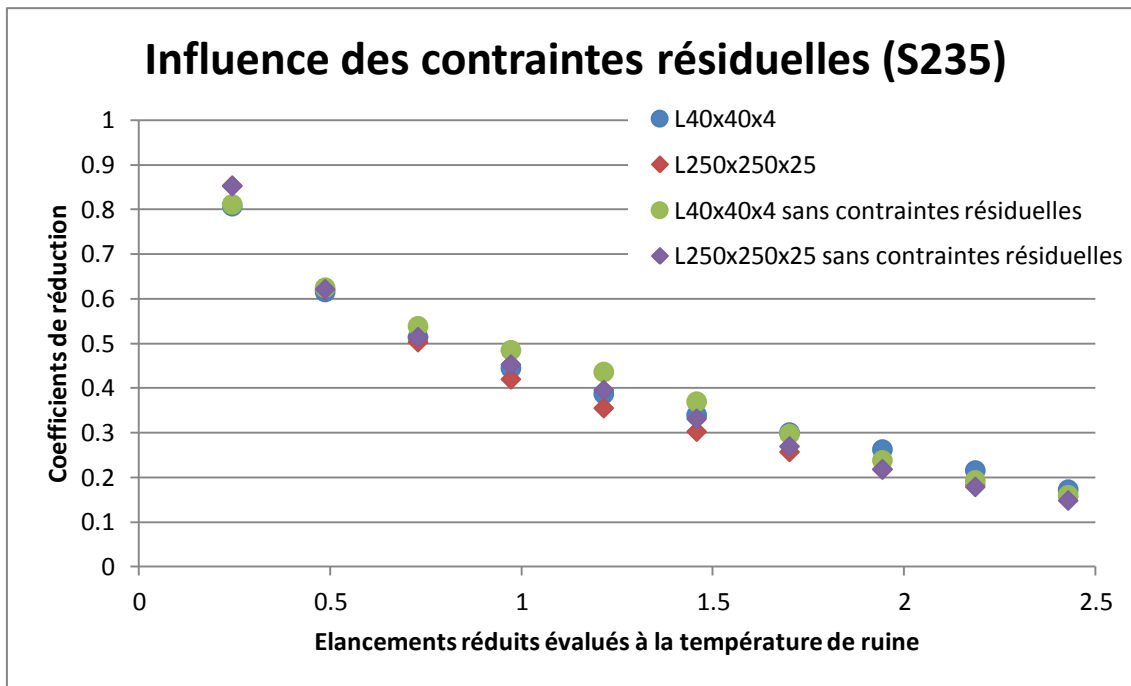


Figure 6-19: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour les cornières

En annexe sont fournis les graphiques évalués pour une limite d'élasticité de $f_y = 355MPa$.

6.5 Tubes

6.5.1 Tubes circulaires

Les tubes circulaires laminées à chaud présentes des contraintes plus faibles que celles des autres profilés étudiés. La courbe analytique permet d'évaluer, quelque soit la limite d'élasticité, des coefficients de réduction sécuritaires pour ce type de section. En effet, les résultats se trouvent tous au-dessus de la courbe. Cette évaluation des coefficients de réduction est quelque peu trop sécuritaire comparées aux résultats fournis pour les autres sections.

Parallèlement à ce qui a été observé précédemment, les coefficients de réduction obtenus pour une limite d'élasticité $f_y = 355MPa$, sont supérieurs à ceux déterminés pour $f_y = 235MPa$.

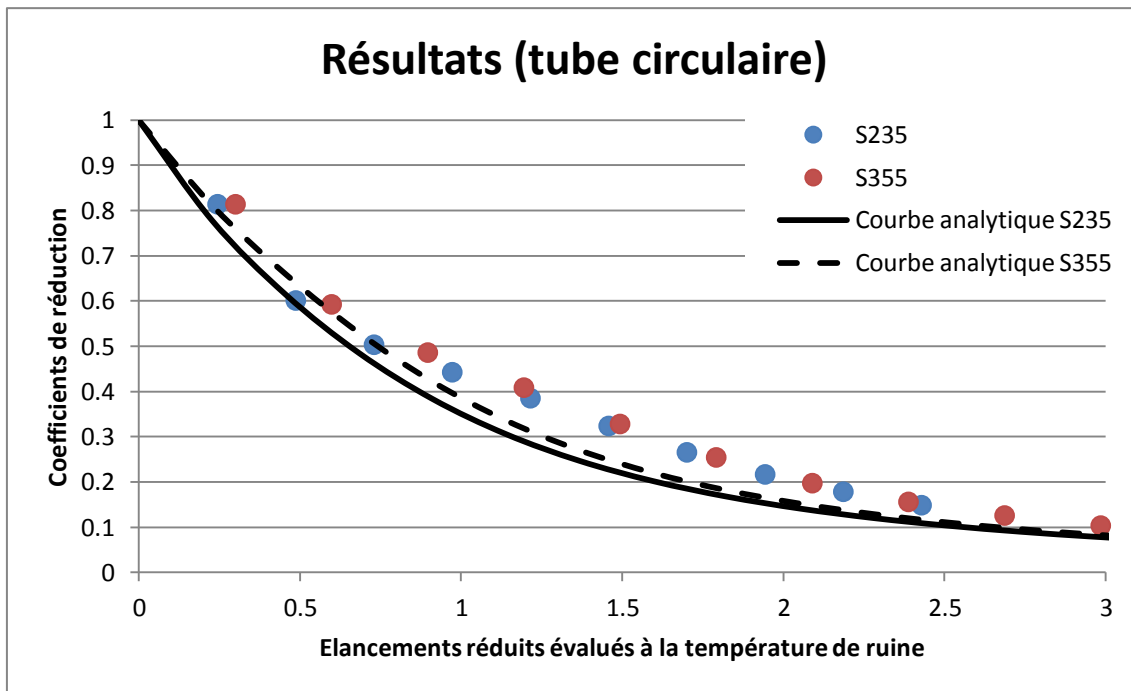


Figure 6-20: Résultat pour de l'acier S235 et S3555 et pour les tubes circulaires

Les contraintes résiduelles pour un tube circulaire laminé à chaud ont un effet négligeable sur la résistance au flambement. La valeur maximale n'est que de $0,15f_y$.

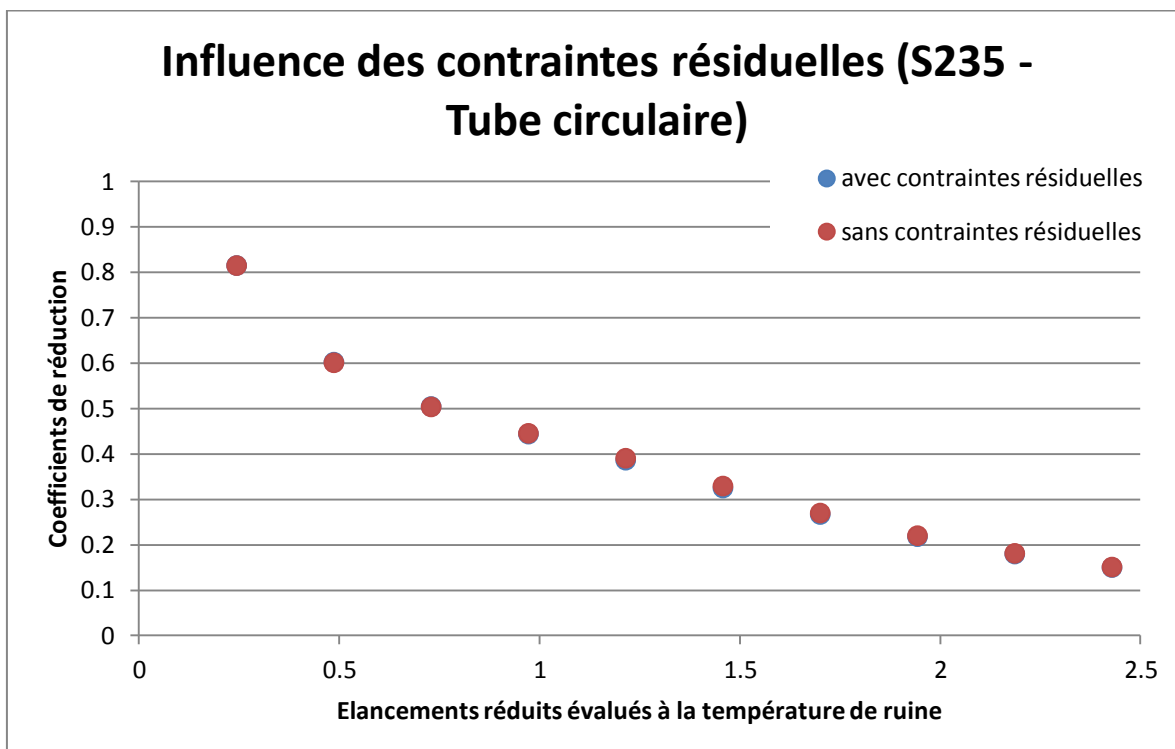


Figure 6-21: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour des tubes circulaires

La figure mettant en évidence l'influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235, est fournie en annexe.

6.5.2 Tubes rectangulaires et carrés

Des colonnes bi-articulées dont la section est un tube carré ou rectangulaire, sont également étudiées sous compression centrée à la température de 500°C. Les résultats ainsi que les courbes analytiques sont exposés respectivement pour la nuance d'acier S235 sur la figure 6-22 pour des tubes rectangulaires et sur la figure 6-23 pour des tubes carrés. Les résultats pour la nuance d'acier S355 sont fournis en annexe.

Il peut être remarqué que l'expression analytique permet de déterminer des coefficients de réduction sécuritaires pour l'évaluation de la résistance de calcul au flambement en situation d'incendie.

De plus, les résultats sont très proches quelque soit les dimensions du tube considéré. Selon l'axe fort et faible, les coefficients de réduction sont également proches, ils ne diffèrent que légèrement. Cela était également visible à température ambiante. Quelque soit l'axe de flambement autour duquel la colonne fléchit, il a été convenu dans l'Eurocode 3 Partie 1-1 d'adopter la même courbe de flambement pour le calcul du coefficient de réduction.

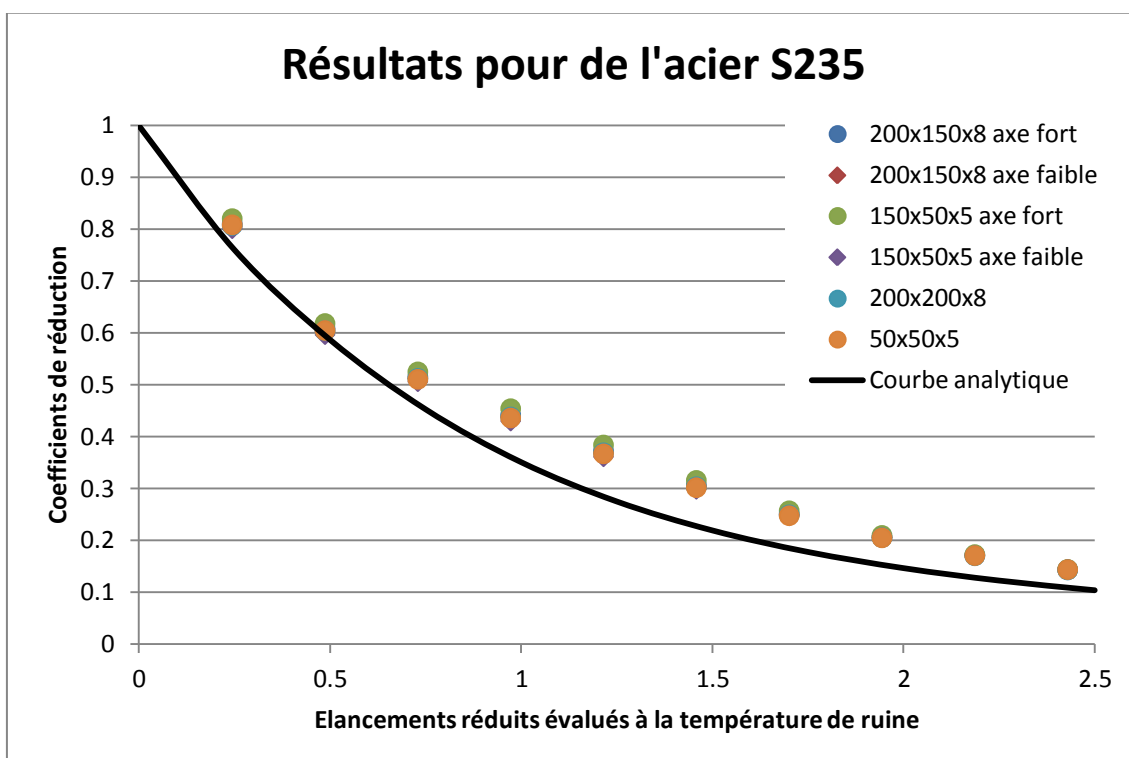


Figure 6-22: Résultats pour de l'acier S235 et pour des tubes rectangulaires

L'influence des contraintes résiduelles a été représentée pour le tube 50x50x5. L'effet des contraintes est le même pour tous les tubes considérés comme la distribution et l'intensité sont les mêmes.

L'effet des contraintes se fait surtout ressentir pour de moyens élancements comme observé pour les autres types de sections. Cependant, l'influence dans ce cas est nettement moindre comparée aux autres sections, excepté pour les tubes circulaires.

L'influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S355 est fournie en annexe.

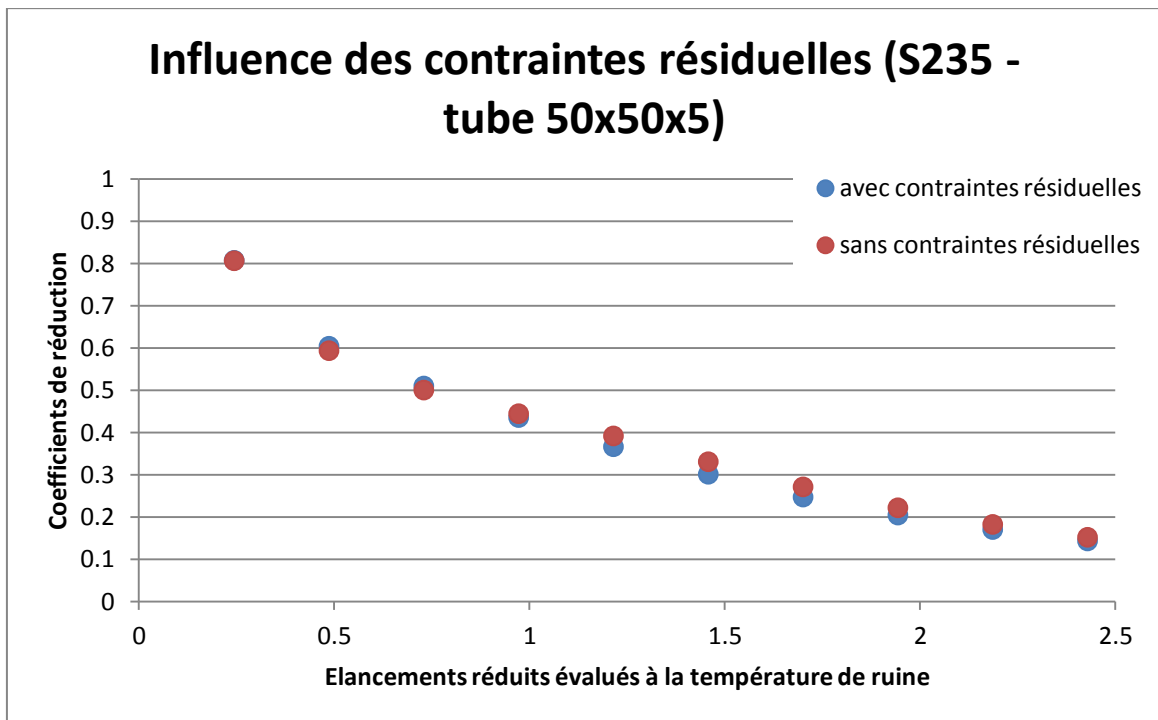


Figure 6-23: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et le tube 50x50x5

Chapitre 7: Conclusion

L'objectif de ce travail consistait à vérifier l'extension de l'application de l'expression analytique présente dans l'Eurocode 3 Partie 1-2 nécessaire à la détermination du coefficient de réduction au flambement de colonnes soumises à une charge de compression centrée ainsi qu'à une température élevée. Celle-ci a été établie sur base de simulations numériques et d'essais expérimentaux réalisées sur des colonnes dont la section est un profilé en H et en I de classe 1, 2 et 3 laminée à chaud mais elle est également utilisée pour d'autres types de sections.

Des simulations numériques ont été réalisées à l'aide du programme SAFIR sur des colonnes en acier carbone bi-articulées soumises à une charge de compression centrée et à de hautes températures. Cette dernière est appliquée uniformément dans la section. Les sections envisagées étaient des profilés reconstitués soudés en I et en H, des cornières et des tubes circulaires, carrés et rectangulaires. Les cornières et les tubes circulaires sont issus d'un laminage à chaud tandis que les tubes carrés et rectangulaires sont reconstitués soudés. Une imperfection structurale de l'ordre de $H/1000$ a été appliquée aux colonnes. Des contraintes résiduelles ont également été appliquées à la section.

A la suite de ces simulations, des comparaisons ont été effectuées entre les coefficients de réduction déterminés analytiquement et ceux obtenus numériquement. Les résultats analytiques ont été calculés avec l'expression présente dans l'Eurocode 3 Partie 1-2 mais en tenant compte d'un coefficient de sévérité de 1,2 c'est-à-dire de la valeur établie suite aux simulations numériques réalisées sur des profilés en double té. La valeur présente dans l'Eurocode 3 Partie 1-2 a été obtenue quant à elle par des essais expérimentaux opérés sur des profilés en H et en I.

Ces comparaisons permettent d'affirmer que pour les profilés reconstitués soudés en I et en H, les cornières ainsi que pour les tubes, les coefficients de réduction sont évalués de manière sécuritaire analytiquement. La marge de sécurité est plus grande dans le cas de tubes et de cornières.

Ces conclusions sont tirées sur base de simulations numériques. Comme effectué pour les profilés en I et en H, des essais expérimentaux pourraient être menés afin de valider l'expression analytique concrètement. De plus, il s'agirait de la formule analytique présente dans l'Eurocode 3 Partie 1-2, celle établie pour un coefficient de sévérité de 0,65. Enfin, le travail peut être étendu à d'autres sections telles que des U, des T, des C, etc.

Chapitre 8: Annexe

Dans cette annexe sont fournies des figures additionnelles à celles présentes dans la section 6. Résultats.

8.1 Profilés en I et en H

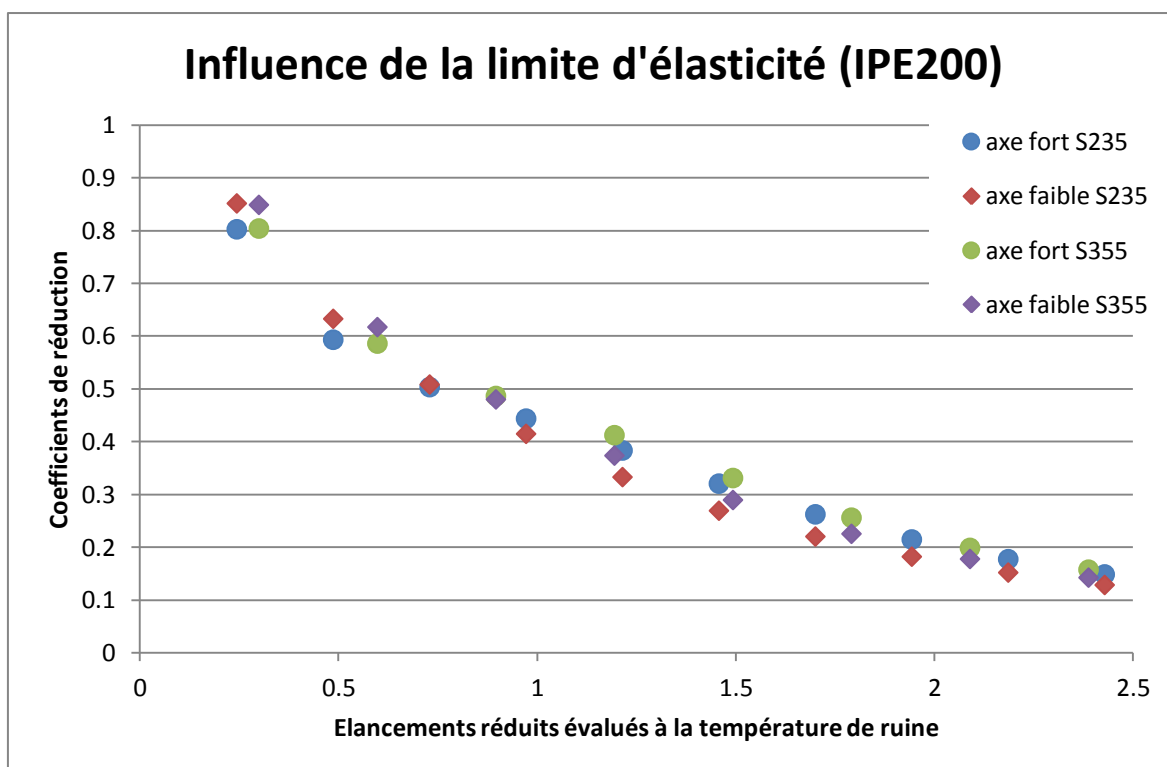


Figure 8-1: Influence de la limite d'élasticité pour IPE200

8.2 Profils reconstitués soudés

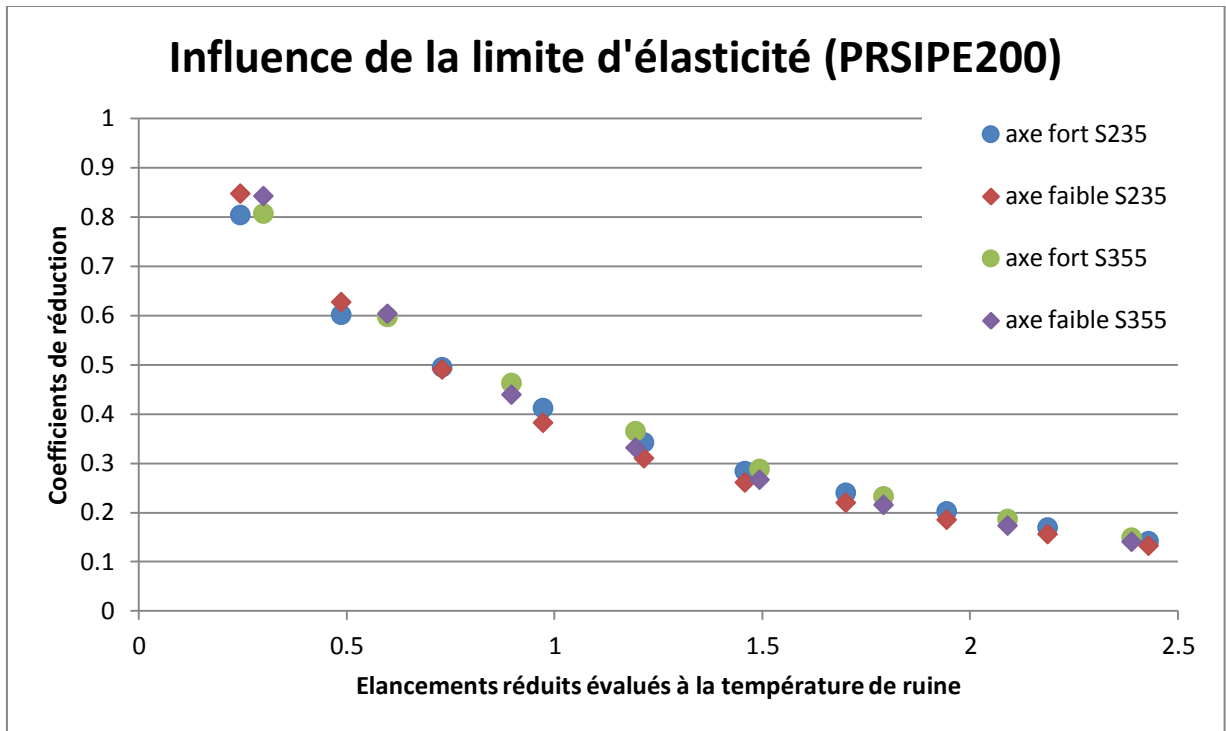


Figure 8-2: Influence de la limite d'élasticité pour PRSIPE200

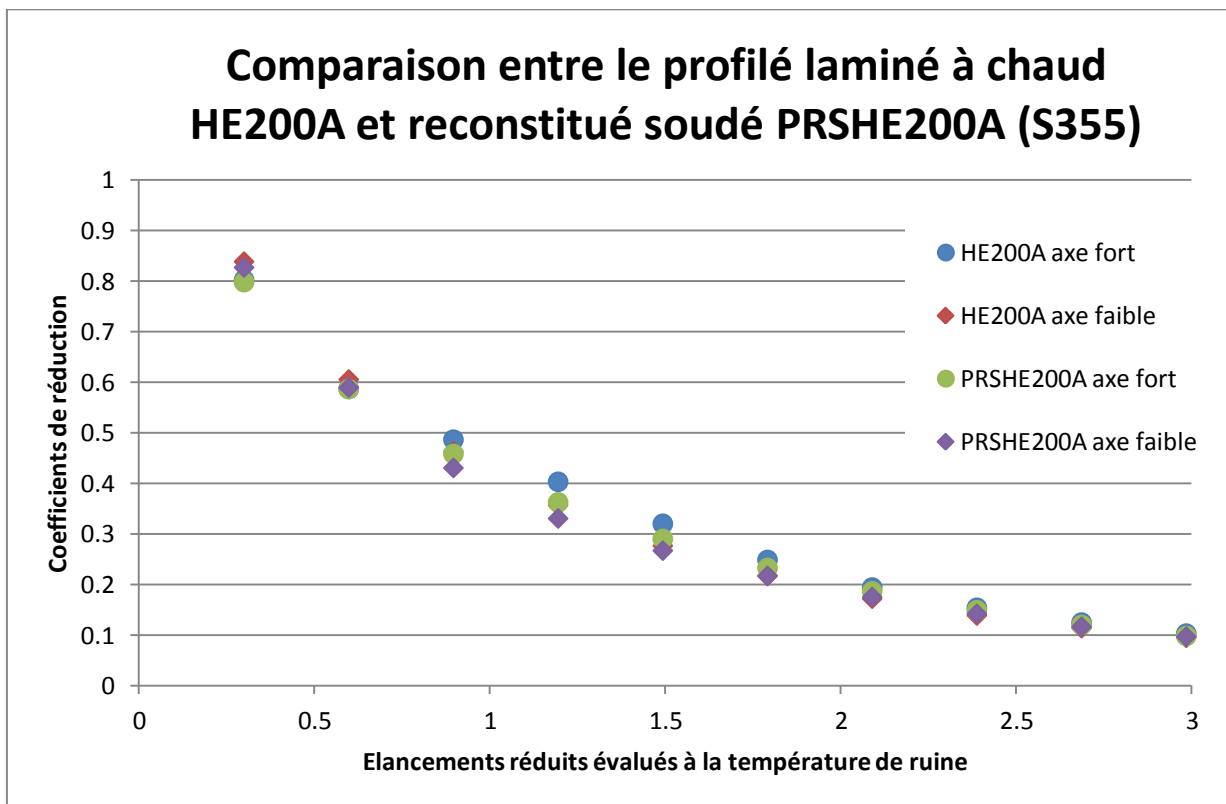


Figure 8-3: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSHE200A et laminé à chaud HE200A pour de l'acier S355

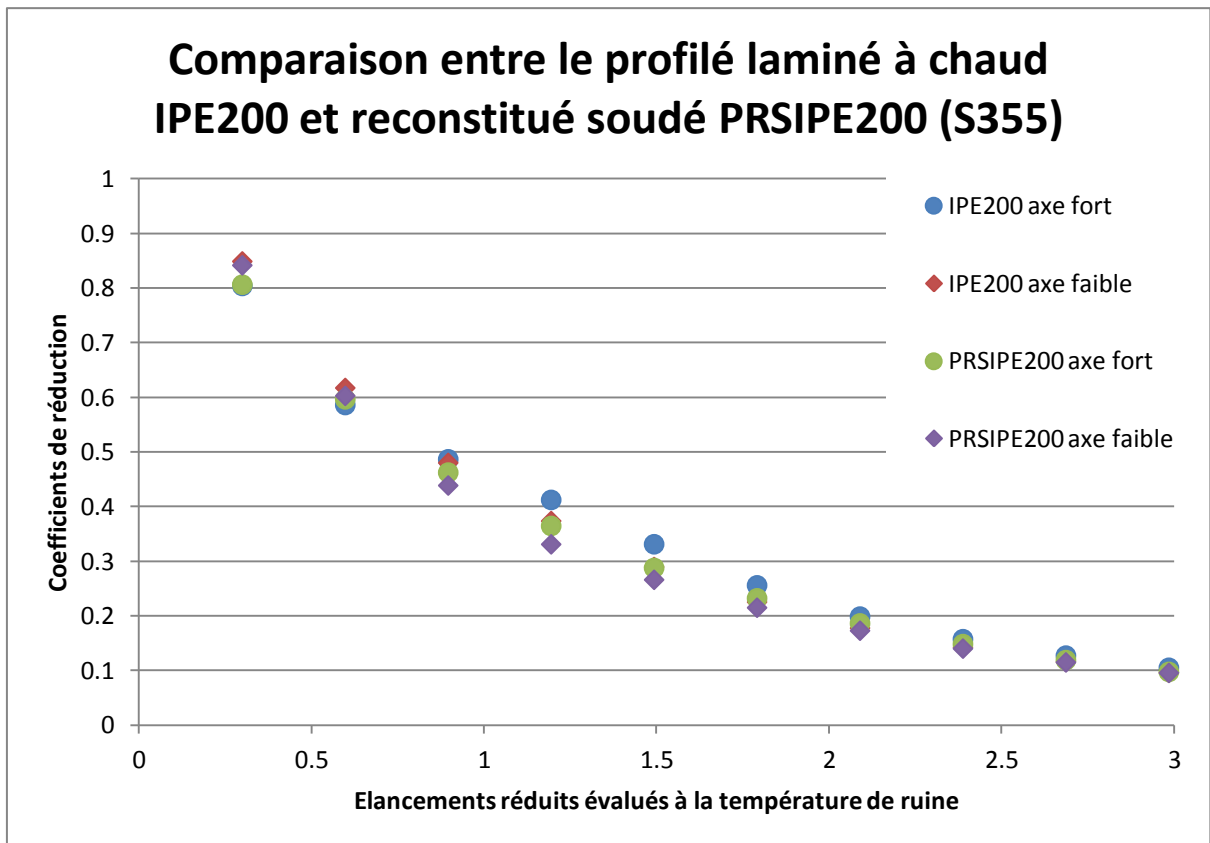


Figure 8-4: Comparaison entre le profilé reconstitué soudé PRSIPE200 et laminé à chaud IPE200 pour de l'acier S355

8.3 Cornières

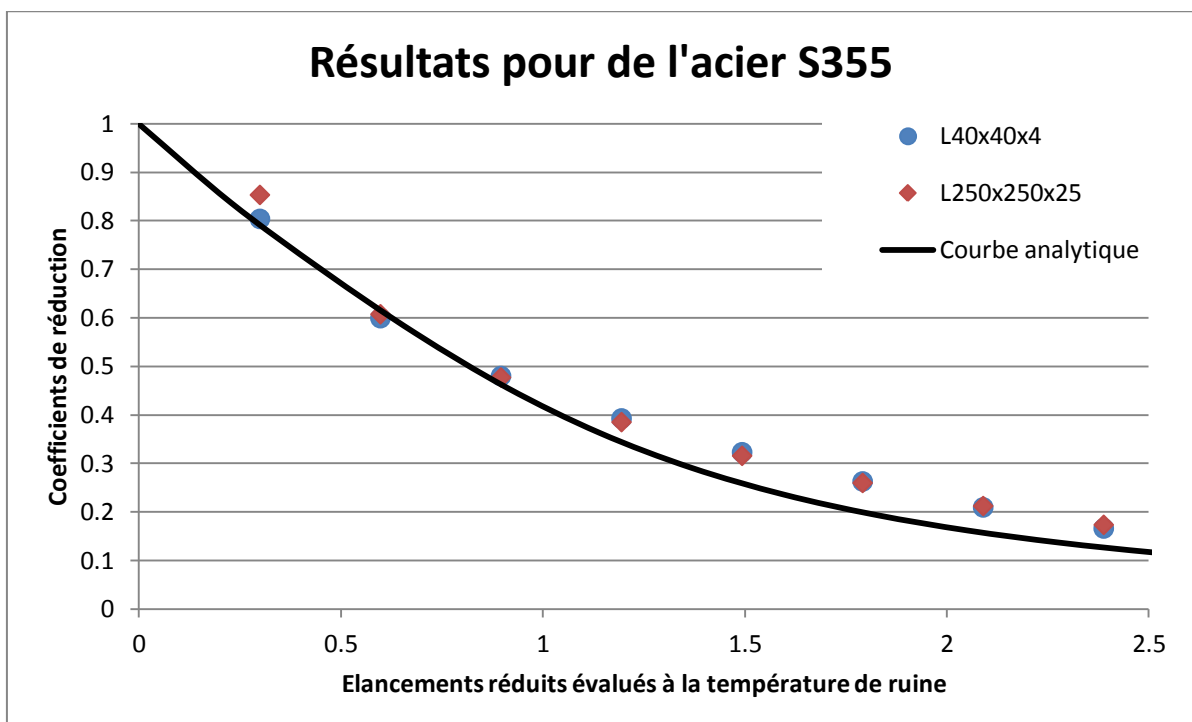


Figure 8-5: Résultats pour de l'acier S355

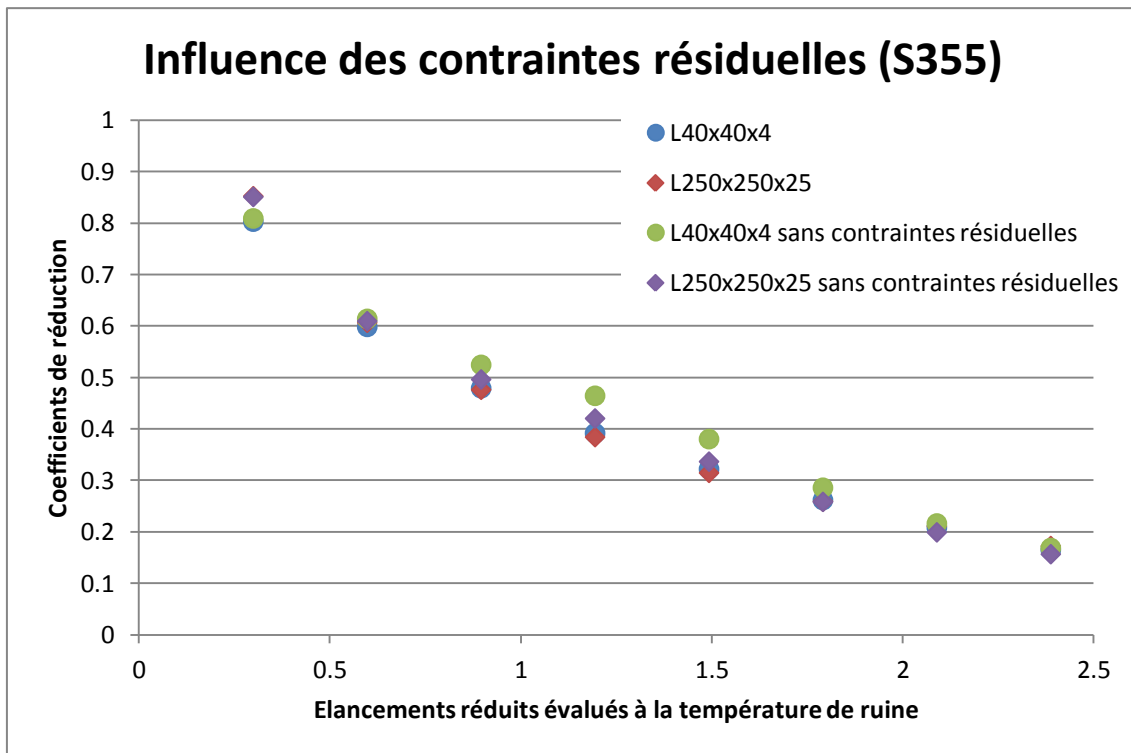


Figure 8-6: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S355 et pour les cornières

8.4 Tubes

8.4.1 Tubes circulaires

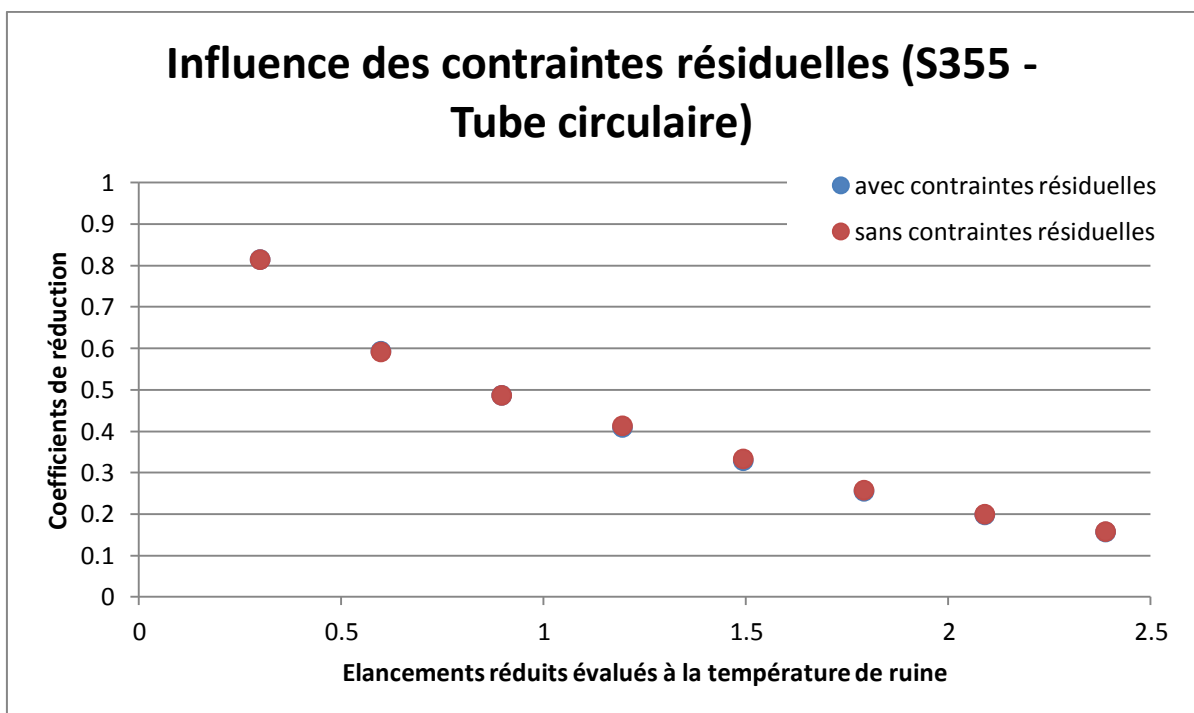


Figure 8-7: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S235 et pour des tubes circulaires

8.4.2 Tubes rectangulaires et carrés

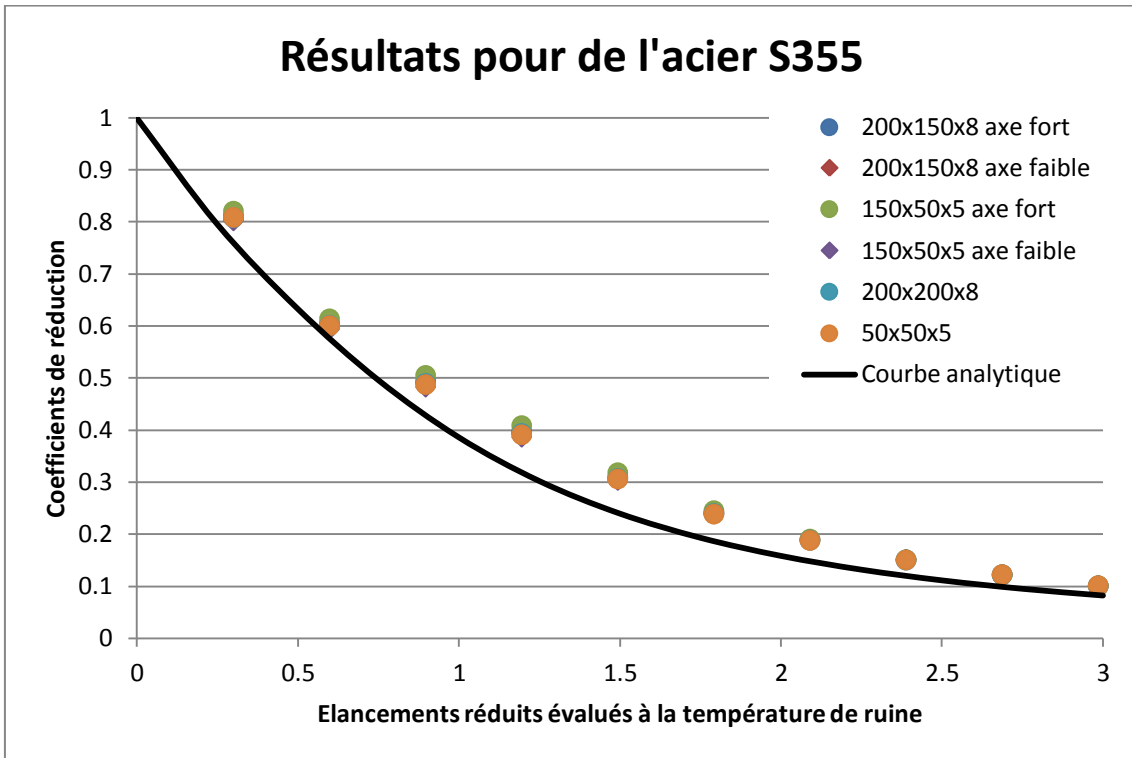


Figure 8-8: Résultats pour de l'acier S355 et pour des tubes rectangulaires et carrés

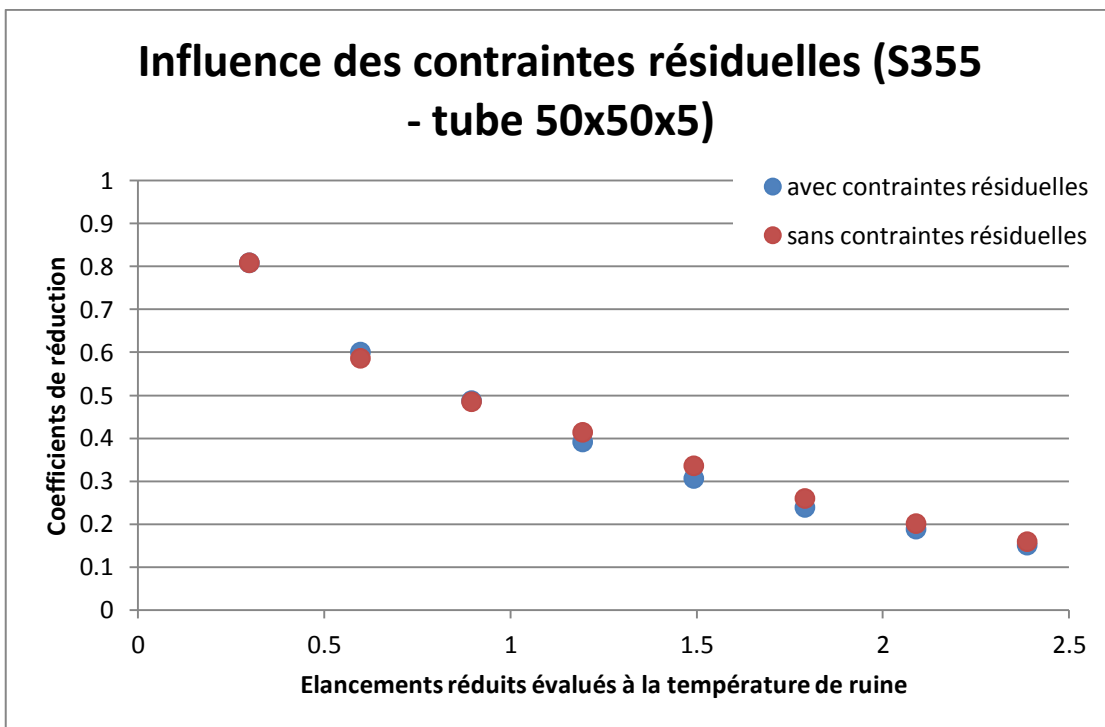


Figure 8-9: Influence des contraintes résiduelles pour de l'acier S355 et pour le tube 50x50x5

Chapitre 9: Bibliographie

ArcelorMittal, Profilés et aciers marchands, Programme de vente, Luxembourg, 2007.

Beg D., Moze P., Rejec K., Sinur F., *Report on the residual stress measurements and numerical determination of buckling curves for large angle profiles*, University of Ljubljana, 2012.

Beg D., Rejec K., Sinur F., *Determination of buckling curves for large angle profiles considering different steel grades and different residual stress patterns*, University of Ljubljana, 2013.

Chen W.F., Lui E.M., *Stability design of steel frames*, CRC Press, Floride, Etats-Unis, 1991

De Ville de Goyet V., *L'analyse statique non linéaire par la méthode des éléments finis des structures spatiales formées de poutres à section non symétrique (thèse de doctorat)*, Université de Liège, 1989.

Eurocode 3: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design, ENV 1993-1-2, Bruxelles, septembre 1995.

Eurocode 3: Calcul des structures en acier - Partie 1-2: Règles générales - Calcul du comportement au feu, ENV 1993-1-2, Bruxelles, décembre 2003.

Eurocode 3: Calcul des structures en acier - Partie 1-1: Règles générales et règles pour les bâtiments, ENV 1993-1-1, Bruxelles, Décembre 2003.

Franssen J.M., *Contributions à la modélisation des incendies et de leurs effets sur les bâtiments*, 1997.

Franssen J.M., *Residual stresses in steel profiles submitted to the fire: an analogy*, p.103-112, TNO Building and Construction Research, Rijswijk, The Netherlands, 1993.

Franssen J.M., Talamona D., Kruppa J. et Cajot L.G., *Stability of steel columns in case of fire: experimental evaluation*, p.158-163, Journal of structural engineering, 1998.

Galambos, *Guide to stability design criteria for metal structures*, 1988.

Grimault J.P., Rondal J., *Etudes comparative de différentes méthodes de mesure des contraintes résiduelles dans les profils creux en acier*, Levallois, France, 1987.

Hung Cuong B., *Analyse statique du comportement des structures a parois minces par la méthode des éléments finis et des bandes finies de type plaque et coque surbaissée déformables en cisaillement*, Université de Liège, 2008.

Lopes N., Vila Real P., Simoes da Silva L., Franssen J.M., *Axially loaded stainless steel columns in cases of fire*, 2010.

Schleich J.B., Cajot L.G., Kruppa J., Talamona D., Azpiazu W., Unanue J., Twilt L., Fellingner J., Van Foeken R-J., Franssen J.M., *Buckling curves of hot rolled H steel sections submitted to fire*, Office for Official Publications of the European Communities, Luxembourg, 1998.

Talamona D., Franssen J.M., Schleich J.B. et Kruppa J., *Stability of steel columns in case of fire: numerical modeling*, p.713-720, *Journal of structural engineering*, 1997.

Talamona D., Kruppa J., Franssen J.M., Recho N., *Factors influencing the behaviour of steel columns exposed to fire*, p.31-43, *Journal of fire Prot. Engr.* 8 (1), 1996.

Tebedge N., Alpsten G. et Tall L., *Residual-stress measurement by the sectioning method*, 1973.