



الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
Republique Algérienne Democratique Et Populaire
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي



Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة العربي التبسي - تبسة

Université Larbi tébessi- Tébessa –

Faculté des Sciences et de la Technologie

Département de Génie Civil

MEMOIRE

Présenté pour l'obtention du **diplôme de Master Académique**

En : Génie Civil

Spécialité : Structures

Par : BOUAZIZ Douha

Sujet

MODÉLISATION DES POUTRES EN ACIER AVEC UNE OUVERTURE RECTANGULAIRE RENFORCÉE DANS L'ÂME

Présenté et soutenu publiquement, le 22 / 09 / 2020, devant le jury composé de :

Dr. Harkati El Haddi

Professeur

Président

Dr. Soltani Mohamed Rédha

Maitre de conférences B

Rapporteur

M. Labeled Abderrahim

Maitre Assistant A

Examineur

Promotion : 2019/2020

DÉDICACE

Je dédie mon ce modeste travail à :

Mon père et ma mère pour leur tendresse, patience, confiance et encouragement « qu'Allah leur

accorde une très longue vie ».

Mon très cher frère « Mohamed Amine » pour tous les sacrifices, les efforts, l'amour et la

gentillesse qu'il m'a toujours apporté.

Mes grands-mères, tantes, oncles et toute ma famille.

Tous les enseignants du département de Génie Civil.

Mes chères amies, qui ont toujours été mon soutien.

Toute la promotion de Génie civil Master Structures, 2020.

Tous ceux qui, par un mot, m'ont donné la force de continuer.

REMERCIEMENTS

Avant tout je tiens à remercier ALLAH tout puissant de nous avoir donné la foi, la force et le courage.

Je remercie mon encadreur Dr. Soltani Mohammed Rédha pour ses conseils, ses remarques, son aide et son investissement dans le suivi de mon travail.

Mes remerciements vont également à Monsieur le président de jury Pr. Harkati El Haddi et à l'examineur Monsieur Labeled Abderrahim pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'évaluer mon travail.

Je tiens à remercier mes parents qui m'ont toujours encouragé et soutenu pour réaliser mes études, ainsi que mon frère et ma famille.

Je tiens à remercier également tous les professeurs et enseignants du Département de génie civil qui m'ont accompagné tout le long de mon cursus universitaire jusqu'à aujourd'hui. Aussi je tiens à remercier tous mes collègues de l'université Cheikh Larbi Tébessi de Tébessa ainsi que toutes mes amies pour leur soutien et présence lorsque j'en avais besoin.

LISTE DES SYMBOLES

a	Gorge de la soudure d'angle ou l'espacement des raidisseurs
a_0	Largeur de l'ouverture
a_p	Longueur additionnelle de la zone d'influence d'une ouverture
a_r	Longueur entre le raidisseur d'extrémité et la première ouverture
a_s	Longueur entre une ouverture et le raidisseur transversal intermédiaire le plus proche
a_z	Longueur totale de la zone d'influence d'une ouverture d'âme
A	Aire de la section transversale de la poutre en acier sans ouverture
A_f	Aire de section transversale de la semelle
A_r	Aire de renfort
A_v	Aire de cisaillement de la section transversale non ajourée
A_w	Aire de l'âme non ajourée
b_0	Largeur minimum d'une ouverture polygonale
b_f	Largeur de la semelle
b_r	Largeur totale du renfort
b_{wc}	Longueur saillante d'âme des Tés
d	Hauteur de l'âme
d_0	Hauteur de l'ouverture ou le diamètre pour une ouverture circulaire
d_r	Hauteur du renfort
d_w	Hauteur hors tout de l'âme
D	Largeur du champ de traction
e_0	Excentricité entre le centre de l'ouverture et la mi-hauteur de l'âme de la poutre
E	Module de Young du matériau
f_u	Contrainte ultime
$f_{vw,d}$	Résistance de calcul au cisaillement d'une soudure d'angle

f_y	Limite d'élasticité de l'acier
f_{yf}	Limite élastique de l'acier des semelles
f_{yr}	Limite d'élasticité des éléments de renfort
f_{yw}	Limite d'élasticité de l'acier de l'âme
$F_{r,Rd}$	Résistance du raidisseur
$F_{r,Sd}$	Effort axial de calcul du renfort dans l'âme de la section non ajourée
$F_{w,Rd}$	Résistance de calcul par unité de longueur
g	Largeur du champ diagonal de traction
h_0	Hauteur de l'ouverture
h_p	Hauteur de la plaque intercalaire
I_y	Moment d'inertie de flexion de la section transversale non perforée
K_τ	Coefficient de voilement par cisaillement.
l_0	Longueur efficace de l'ouverture
l_v	Longueur d'ancrage du renfort longitudinal
L_a	Longueur d'ancrage
L_r	Longueur de raidisseur
$M_{el,Rd}$	Moment de résistance élastique de la section transversale non ajourée
$M_{f,Rd}$	Moment plastique de résistance d'une section transversale composée uniquement des semelles
$M_{o,pl,Rd}$	Moment plastique de résistance de la section transversale ajourée
$M_{o,Rd}$	Moment de résistance d'une poutre au milieu de l'ouverture
$M_{pl,Rd}$	Moment de résistance plastique de la section transversale non ajourée
$M_{pl,r,Rk}$	Moment de résistance plastique du renforcement
$M_{r,Sk}$	Moment interne du renforcement
P_{MEF}	Charge ultime issue du calcul numérique
$P_{MEF,EPE}$	Charge ultime obtenue en considérant un comportement élasto-plastique avec écrouissage
$P_{MEF,EPP}$	Charge ultime obtenue en considérant un comportement élasto-plastique parfait
P_{Essai}	Charge de ruine obtenue à l'essai

r	Rayons de congé du profilé laminé
r_0	Rayon d'une ouverture circulaire
r_c	Congé de raccordement d'une ouverture rectangulaire
r_e	Distance entre le centre de l'ouverture et le centre du panneau
$r_{e, \max}$	Valeur de r_e pour une ouverture similaire placée dans l'angle extrême du panneau
t	Temps
t_f	Épaisseur de la semelle
t_r	Épaisseur de renfort
t_w	Épaisseur de l'âme
$V_{ba,Rd}$	Résistance au voilement par cisaillement de l'âme non ajourée
$V_{bb,Rd}$	Résistance au voilement par cisaillement du champ diagonal de traction du panneau non ajouré
$V_{c,Rd}$	Résistance au cisaillement de l'âme non ajourée
V_{cr}	Résistance critique au cisaillement
$V_{o,ba,Rd}$	Résistance au voilement par cisaillement d'une section transversale ajourée
$V_{o,bb,Rd}$	Résistance au voilement par cisaillement
$V_{oc,Rd}$	Valeur de $V_{o,bb,Rd}$ pour un panneau similaire comportant une ouverture centrale
$V_{o,pl,Rd}$	Résistance au voilement plastique de la section transversale ajourée
$V_{o,Rd}$	Résistance au cisaillement de la section transversale ajourée
$V_{pl,Rd}$	Résistance au cisaillement plastique de l'âme non ajourée
V_{Sd}	Effort tranchant de calcul
$V_{S,Rd}$	Résistance au cisaillement d'une ouverture circulaire renforcée
w	Largeur du montant d'âme.
W_c	Contreflèche dans l'élément structural non chargé
W_{el}	Module élastique de la section transversale non ajourée
W_{pl}	Module plastique de la section transversale non ajourée
W_{\max}	Flèche totale compte tenu de la contreflèche
W_1	Partie initiale de la flèche sous les charges permanentes

W_2	Partie à long terme de la flèche sous les charges permanentes
W_3	Partie additionnelle de la flèche due aux actions variables
γ_{M0}	Coefficient partiel de sécurité =1.0
γ_{M1}	Coefficient partiel de sécurité =1.1
ε	Précision de la norme
ε_u	Déformation plastique ultime conventionnelle
ε_{upt}	Déformation plastique ultime vraie
ε_{ut}	Déformation ultime totale vraie
ε_y	Déformation élastique maximale
η	Coefficient qui tient compte de l'influence de l'excentricité de l'ouverture sur la résistance au cisaillement
σ_{bb}	Résistance du champ diagonal de traction
τ_{ba}	Résistance poste-critique simple au cisaillement
τ_{bb}	Résistance au voilement par cisaillement initiale
τ_{cr}	Résistance critique élastique au voilement par cisaillement
λ'_w	Élancement de l'âme
θ_0	Angle d'inclinaison des sections dans l'âme autour d'une ouverture circulaire
ϕ	Angle inclinaison du champ diagonal de traction pour la section transversale non ajourée
ν	Coefficient de Poisson du matériau
δ_{add}	Flèche additionnelle
δ_b	Flèche de flexion pure de la poutre non ajourée.
σ_y	Limite d'élasticité en traction simple du matériau
σ_{eq}	Contrainte dite équivalente de Von Mises

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1: Liste des éprouvettes testées [1].....	34
Tableau 3.2 : Comparaison charges ultimes expérimentales et numériques.....	40
Tableau 3.3 Comparaison charges ultimes de cette étude et celles obtenues par Al-Dafafea.....	41

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Utilisation des ouvertures dans les poutres ajourées [1]	3
Figure 1.2 : Poutres reconstituées munies d'ouvertures isolées de formes variées [3]	3
Figure 1.3 : Géométrie des ouvertures isolées et multiples [4]	4
Figure 1.4 : Oxycoupage du profilé de base, séparation et soudage des deux parties [5]	5
Figure 1.5 : Raidissage ou renforcement des ouvertures d'âme [6].....	6
Figure 1.6 : Conditions géométriques des ouvertures non raidies [7]	7
Figure 1.7 : Conditions géométriques des ouvertures raidies [7].....	7
Figure. 1.8 : Mécanisme de ruine par flexion Vierendeel [1,17].....	10
Figure 1.9 : Ruine par flambement du montant d'âme sous cisaillement [18]	10
Figure 1.10 : Ruine par écoulement du joint de soudure des montants d'âme [1]	10
Figure 1.11 : Ruine par flexion transversale de la section perforée [1]	11
Figure 1.12 : Ruine par cisaillement de la section perforée [1]	11
Figure 1.13 : Déversement d'une poutre cellulaire [19]	11
Figure 1.14 : Ruine par cisaillement d'un panneau d'âme perforée [21]	12
Figure 1.15 : Voilement local au niveau du Té comprimé d'une ouverture rectangulaire [22]	12
Figure 1.16 : Voilement du montant d'âme [22]	12
Figure 2.1 : Géométrie des ouvertures [2].....	13
Figure 2.2 : Géométrie des sections transversales perforées [2]	14
Figure 2.3 : Tés et montants d'âme [2].....	14
Figure 2.4 : Âme efficace de Classe 2 [2]	16
Figure 2.5 : Portion de l'âme formant l'âme d'un Té non raidi [2]	17
Figure 2.6 : Position et dimensions d'une ouverture [2]	18

Figure 2.7 : Zone d'influence d'une ouverture [2]	19
Figure 2.8 : Critères pour l'ancrage du renfort [2]	25
Figure 2.9 : Zone dans laquelle une ouverture est autorisée [2]	25
Figure 2.10 : Diamètre équivalent d'une ouverture rectangulaire [2]	26
Figure 2.11 : Ouverture d'âme excentrée [2]	28
Figure 2.12 : Modèle de calcul du renfort [2]	29
Figure 2.13 : Dimensions du renfort [2]	30
Figure 2.14 : Définition des flèches verticale [2]	31
Figure 3.1 : Configurations de base des poutres testées par Al-Dafafea [1]	33
Figure 3.2 : Géométrie de référence et notations utilisées pour les éléments S8R dans ABAQUS.....	36
Figure 3.3 : Maillage d'une poutre avec une ouverture renforcée par des raidisseurs horizontaux.....	36
Figure 3.4 : Détail du maillage autour d'une ouverture rectangulaire renforcée	37
Figure 3.5 : Chargement et conditions aux limite.....	37
Figure 3.6 : Lois de comportement utilisées.....	38
Figure 3.7 : Courbes charge-déplacement des poutres testées.....	43
Figure 3.8 : Exemple de ruine par plastification de la membrure supérieure [3]	44
Figure 3.9 : Exemple de ruine par plastification de la membrure supérieure avec instabilité globale des du panneau d'âme avec ouverture [1]	44
Figure 3.10 : Exemple de ruine par écrasement du panneau d'âme entre deux raidisseurs verticaux [3]	44
Figure 3.11 : Cartographie des contraintes de Von Mises des poutres testées.....	49
Figure 3.12 : Exemples de Cartographie des contraintes de Von Mises obtenues par les simulations d'Al-Dafafea [1]	49
Figure 4.1 : Maillage d'une poutre avec une ouverture renforcée par des raidisseurs horizontaux.....	53

Figure 4.2 : Chargement et conditions aux limites.....	53
Figure 4.3 : Influence de la longueur d’ancrage sur la résistance des poutres en fonction de la position de l’ouverture.....	56
Figure 4.4 : Influence de l’épaisseur des raidisseurs sur la résistance des poutres en fonction de la position de l’ouverture.....	58
Figure 4.5 : Influence de la configuration des raidisseurs sur la résistance ultime des poutres en fonction de la position de l’ouverture	59
Figure 4.6 : Variation du rapport $q_{u,EC3}/q_{u,FEM}$ en fonction de la position de l’ouverture.....	62

RÉSUMÉ

Le principal objectif de ce travail de mémoire est d'étudier le comportement des poutres en acier avec une ouverture rectangulaire renforcée par des raidisseurs longitudinaux. Pour ce faire, un modèle numérique a été proposé afin de prédire la charge ultime ainsi que le mode de ruine qui lui est associé. Les simulations numériques ont été effectuées en utilisant le logiciel de calcul par élément finis ABAQUS, version 6.14. La modélisation développée prend en compte les non linéarités géométriques et matérielles. Pour valider ce modèle, nous avons utilisé les résultats expérimentaux de cinq poutres en acier avec une ouverture rectangulaire renforcée obtenus par Al-Dafafea [1] à l'université de Clermont-Ferrand. La comparaison des résultats expérimentaux et numériques a été effectuée en considérant des lois de comportement élasto-plastique avec écrouissage et sans écrouissage dans le modèle numérique. L'étude a montré que le modèle numérique peut prédire de façon satisfaisante la charge ultime de la poutre. Une fois le modèle numérique validé, une étude paramétrique a été menée dans le but d'étudier l'influence des dimensions des raidisseurs et leur configuration sur la résistance plastique des poutres. Les résultats ont montré que les raidisseurs sont autant efficaces que l'ouverture est disposée près des appuis. Par ailleurs, l'étude a aussi montré qu'il y'a un écart considérable entre les résultats numériques et ceux issus des formules de l'annexe N de l'ENV 1993-1 [2]. Cet écart diminue au fur et à mesure que les ouvertures sont disposées loin des appuis.

Mots clés : ouverture rectangulaire, raidisseurs longitudinaux, non linéarité géométrique, non linéarité matérielle, flexion Vierendeel, annexe N.

ABSTRACT

The main scope of this research is to study the behaviour of steel beams with a single stiffened edges rectangular opening in the web. To accomplish this objective, numerical model was proposed in order to predict the ultimate failure load and the associated mode of failure of this type of beams. The ABAQUS 6.14 software was used to perform the numerical simulations. The numerical model takes into account geometric and material nonlinearities. The numerical results were validated against experimental results of five steel beams with reinforced rectangular opening in the web carried out by Al-Dafafea [1] at Clermont-Ferrand University. The comparison between numerical and experimental results has shown that incorporating a bi-linear stress-strain curve with isotropic strain hardening in the numerical model gives better results than those obtained by considering elastic perfectly plastic material. This study has also shown that the failure load obtained with the proposed numerical model agrees reasonably well with the experimental ones. Once the numerical model was validated, in terms of the ultimate failure load, a parametric study was carried out in order to study the effects of the dimensions of single sided and doubly sided reinforcements. The results have shown that the efficiency of the stiffeners increases as the opening is located near from the supports. On the other, it has been shown that the difference between the results obtained from the analytical method presented in ENV 1993-1-1 Annex N [2] and the numerical simulations decreases as the distance of the edge of the rectangular opening and the supports increases.

Keywords : rectangular opening, longitudinal stiffeners, geometric nonlinearity, material nonlinearity, Vierendeel mechanism, annexe N.

TABLE DES MATIÈRES

Liste des symboles.....	i
Liste des tableaux.....	v
Liste des figures.....	vi
Résumé	ix
Abstract.....	x
Chapitre 1 : Considérations générales.....	3
1.1. Généralité.....	3
1.2. Géométrie des ouvertures	4
1.3. Mode de fabrication	4
1.4. Raidissage et renforcement des ouvertures d'âme [2].....	5
1.5. Choix des dimensions et de la position des ouvertures rectangulaires [9,11].....	6
1.5.1. Ouvertures rectangulaires non raidies	7
1.5.2. Ouvertures rectangulaires raidies	7
1.6. Contexte réglementaire [3].....	8
1.7. Modes de ruine.....	9
Chapitre 2 : Justification des poutres avec ouverture isolée dans l'âme selon la méthode de l'annexe N de l'EC3.....	12
2.1. Introduction.....	12
2.2. Limitations géométrique [2].....	12
2.3. Classification des sections [2,23].....	13
2.3.1. Section transversale non perforée.....	14
2.3.2. Section transversale perforée.....	14

2.4. Etats limites ultimes [2,22]	15
2.4.1. Résistance des poutres sans raidisseurs d'âme intermédiaires.....	15
2.4.1.1. Dimensionnement des poutres avec ouvertures isolées dans l'âme sans raidisseurs intermédiaires.....	15
2.4.1.2. Résistance aux forces transversales.....	16
2.4.1.3. Résistance au cisaillement.....	17
2.4.1.4. Moment de résistance.....	20
2.4.1.5. Ouvertures d'âme renforcées.....	22
2.4.2. Résistance des poutres avec raidisseurs d'âme transversaux intermédiaires	26
2.4.2.1. Dimensionnement des poutres avec ouvertures isolées dans l'âme et raidisseurs transversaux intermédiaires.....	26
2.4.2.2. Résistance aux forces transversales.....	25
2.4.2.3. Résistance au cisaillement.....	25
2.4.2.3.1 : Panneau d'âme comportant une ouverture centrale.....	26
2.4.2.3.2. Panneau d'âme comportant une ouverture excentrée.....	26
2.4.2.3.3. Panneau d'âme comportant une ouverture renforcée.....	27
2.4.2.4. Moment de résistance.....	31
2.5. Etats limites de service	30
2.5.1. Flèches.....	30
2.5.2. Vibrations.....	31
2.6. Conclusion.....	32
Chapitre 3 : Modélisation numérique et validation expérimentale.....	33
3.1. Introduction.....	33
3.2. Modèle numérique.....	33
3.2.1. Description des poutres testées par Al-Dafafea [1].....	33

3.2.2. Maillage.....	35
3.2.3. Conditions aux limites et chargement.....	37
3.2.4. Loi de comportement de l'acier.....	38
3.2.5. Non-linéarité géométrique.....	39
3.3. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux.....	39
3.3.1 Charges ultimes.....	39
3.3.2. Courbes charge-déplacement.....	41
3.3.3. Modes de ruine.....	44
3.4. Conclusion.....	49
Chapitre 4 : Etude paramétrique et comparaison entre les résultats numériques et ceux de l'EC3.....	51
4.1. Introduction.....	51
4.2. Modèle numérique.....	51
4.2.1. Description des poutres.....	51
4.2.2. Classe de la section transversale	52
4.2.3. Modèle numérique.....	52
4.3. Etude paramétrique.....	54
4.3.1. Influence de la longueur d'ancrage.....	54
4.3.2. Influence de l'épaisseur des raidisseurs.....	56
4.3.3. Influence de la configuration des raidisseurs.....	58
4.4. Comparaison entre les résultats numériques et ceux de l'EC3.....	58
4.5. Conclusion.....	62
Conclusion générale et perspectives.....	64
Références.....	66

INTRODUCTION

Depuis des décennies l'acier est utilisé pour les constructions de bâtiments et d'ouvrages d'art. Les connaissances acquises sur ce matériau ont permis de développer des éléments de structures toujours plus optimisés. Les ingénieurs de structure cherchent toujours les solutions permettant d'augmenter les portées et les performances des structures tout en maîtrisant les coûts. Les ouvertures réalisées dans les âmes des poutres en acier font partie des solutions innovantes qui permettent de faire passer les gaines techniques tout en allégeant la structure et en augmentant ses performances mécaniques. Ce procédé permet de réduire l'épaisseur du plancher et par conséquent le coût du bâtiment.

Une des solutions couramment utilisées par les constructeurs consiste à renforcer les ouvertures par le biais de différents raidisseurs verticaux ou horizontaux. Dans le cadre de ce mémoire, des simulations numériques réalisées à l'aide du logiciel ABAQUS, sont utilisées pour prédire le comportement et la résistance, en considérant les modes de ruine par plastification, des poutres en acier munies d'une ouverture rectangulaire dans l'âme renforcées par des raidisseurs longitudinaux.

Objectif de l'étude

L'objectif visé par ce travail est :

- Revue bibliographique sur les méthodes de dimensionnement des poutres avec ouvertures dans l'âme.
- Modélisation du comportement des poutres en acier munies d'une ouverture rectangulaire renforcée dans l'âme en utilisant le logiciel de calcul par éléments finis ABAQUS.
- Etude paramétrique afin d'étudier l'influence de la longueur d'ancrage, l'épaisseur des raidisseurs et leur configuration sur la résistance plastique des poutres en acier.
- Comparer les résultats issus des simulations numériques avec ceux obtenus par la méthode proposée dans l'Annexe N de la version ENV1993-1-1 de l'Eurocode 3.

Plan du mémoire

Ce mémoire comprend 4 chapitres en plus de l'introduction générale et de la conclusion générale.

Le chapitre 1 décrit certains aspects de la conception des poutres munies d'ouvertures dans l'âme ainsi que leurs modes de fabrication, le renforcement des ouvertures et le choix de leurs dimensions, et aussi les modes de ruine observés lors des essais.

Le chapitre 2 présente la démarche de dimensionnement des poutres en acier à ouvertures d'âmes isolées renforcées ou non par des raidisseurs proposée dans l'Annexe N de la version de l'ENV 1993-1-1 de l'Eurocode 3.

Le chapitre 3 présente le modèle numérique pour simuler le comportement des poutres munies d'une ouverture rectangulaire isolée dans l'âme renforcées par des raidisseurs longitudinaux et transversaux. Les développements numériques proposés sont réalisés à l'aide du logiciel ABAQUS, version 6.14. Ce chapitre comporte aussi la validation du modèle numérique par comparaison avec les résultats expérimentaux disponibles dans la littérature.

Le chapitre 4 est une analyse des résultats des simulations numériques issus d'une étude paramétrique mettant en lumière l'influence des paramètres géométriques sur la résistance plastique des poutres avec une ouverture rectangulaire dans l'âme munies de raidisseurs longitudinaux. Il se termine par une étude comparative entre les résultats numériques et celles fournis par la méthode de l'Annexe N de la version ENV1993-1-1 de l'Eurocode 3.

La fin de chaque chapitre comporte une conclusion intermédiaire.

Ce mémoire se termine par une conclusion générale qui résume le travail réalisé et les résultats obtenus dans le cadre de cette étude. Finalement, des recommandations concernant des perspectives de recherches futures sont proposées.

Chapitre 1

CONSIDERATIONS GENERALES

1.1. Généralités

Dans le domaine de la construction métallique, les poutres de grandes portées sont généralement utilisées pour obtenir une grande flexibilité dans l'utilisation des surfaces. Ceci conduit à l'utilisation des profilés de grande hauteur. Pour réduire la hauteur d'étage, et par conséquent la hauteur totale de la construction, des ouvertures sont percées dans l'âme des poutres afin de permettre le passage des conduites de service (eau, chauffage, ventilation, condition d'air, etc.) comme il est illustré sur la Figure 1.1.

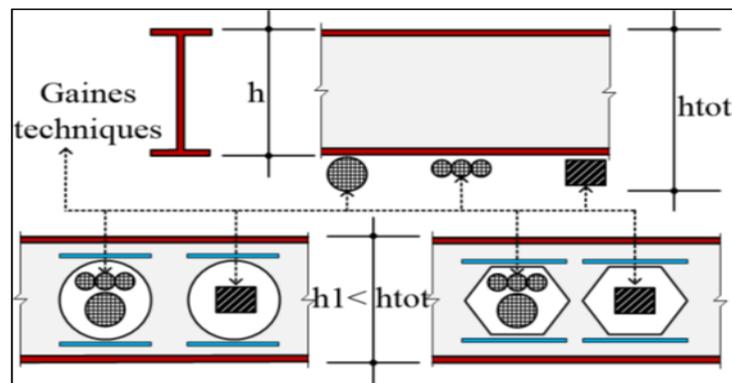


Figure 1.1 : Utilisation des ouvertures dans les poutres ajourées [1]

Pour les poutres reconstituées, il est courant de découper des ouvertures aux emplacements nécessaires et de préférence avec un espacement suffisant pour éviter les effets de l'interaction entre les ouvertures [2] comme il est montré sur la Figure 1.2.



Figure 1.2 : Poutres reconstituées munies d'ouvertures isolées de formes variées [3]

Une autre approche consiste à pratiquer dans l'âme des ouvertures régulièrement espacées (Figure 1.3). Ceci procure en plus d'une grande facilité pour l'intégration des équipements techniques une expression architecturale donnant une impression de légèreté plus grande qu'une poutre à âme pleine, et un aspect de haute technologie.

1.2. Géométrie des ouvertures

Les ouvertures peuvent être de forme :

- circulaires ou arrondies ;
- ouvertures polygonales ;
- ouvertures sinusoïdales.

Les poutres alvéolaires sont des poutres ajourées dont les ouvertures sont à nid d'abeilles ou polygonales.

Les poutres cellulaires sont des poutres dont les ouvertures sont circulaires ou arrondies.

La Figure 1.3 illustre les différents types de poutres avec des ouvertures dans l'âme.

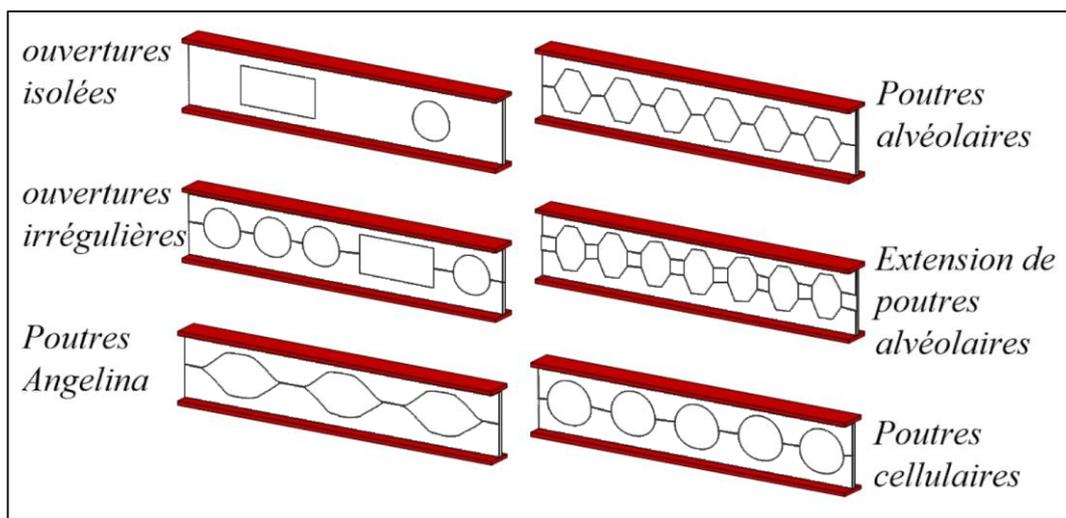


Figure 1.3 : Géométrie des ouvertures isolées et multiples [4]

1.3. Mode de fabrication

Les poutres ajourées peuvent être fabriquées soit par découpage au chalumeau de profilés laminés ou par reconstitution d'une section de plus grande hauteur, avec éventuellement soudure de fers plats intercalaires (c'est le cas des ouvertures octogonales par exemple) ; soit par poinçonnage et oxycoupage de l'âme.

Le découpage des éléments est la première étape qui participe à la fabrication d'une poutre ajourée. Cette opération consiste à réduire et à adapter les dimensions des pièces d'origine par des coupes droites ou biaises.

L'oxycoupage est un procédé de coupage des métaux, par oxydation localisée mais continue, à l'aide d'un jet d'oxygène pur. Il est nécessaire, pour cela, de porter à une température d'environ 1300 °C, dite température d'amorçage (ou d'ignition), le point de la pièce où l'on va commencer la coupe, qui peut être manuelle ou automatisée selon un gabarit de coupage. Une fois le profilé de base découpé, l'une des moitiés est décalée d'une demi-onde par rapport à l'autre et les Tés ainsi formés sont ressoudés [5]. La Figure 1.4 illustre ce mode de réalisation.



Figure 1.4 : Oxycoupage du profilé de base, séparation et soudage des deux parties [5]

1.4. Raidissage et renforcement des ouvertures d'âme [2]

Les bords des ouvertures d'âme peuvent être renforcés afin d'augmenter la résistance, la stabilité ou la rigidité des poutres. Il convient que le renfort longitudinal (voir Figure 1.5(a)), comprenne un ancrage d'extrémité total au-delà des extrémités des ouvertures. Un renfort longitudinal comportant un ancrage d'extrémité total peut être compris dans le calcul de la résistance de la section transversale perforée au niveau d'une ouverture.

Pour des ouvertures circulaires, des raidisseurs annulaires bordant l'âme, (voir Figure 1.5(b)) peuvent être utilisés.

Au niveau des ouvertures circulaires, un renfort circulaire peut être utilisé comme alternative au renfort longitudinal (Figure 1.5 (b)). Il peut être soit sur une face soit sur deux faces. Il peut aussi prendre la forme d'un renfort annulaire (Figure 1.5(c)).

Un renfort longitudinal peut être soit sur une face soit sur deux faces. Si un renfort transversal est également utilisé, il convient que le renfort longitudinal et le renfort transversal soient chacun sur une seule face, comme il est indiqué dans la Figure 1.5(d). Si l'on utilise un renfort longitudinal sur deux faces, il convient de le prolonger jusqu'à ce qu'il rejoigne le renfort transversal.

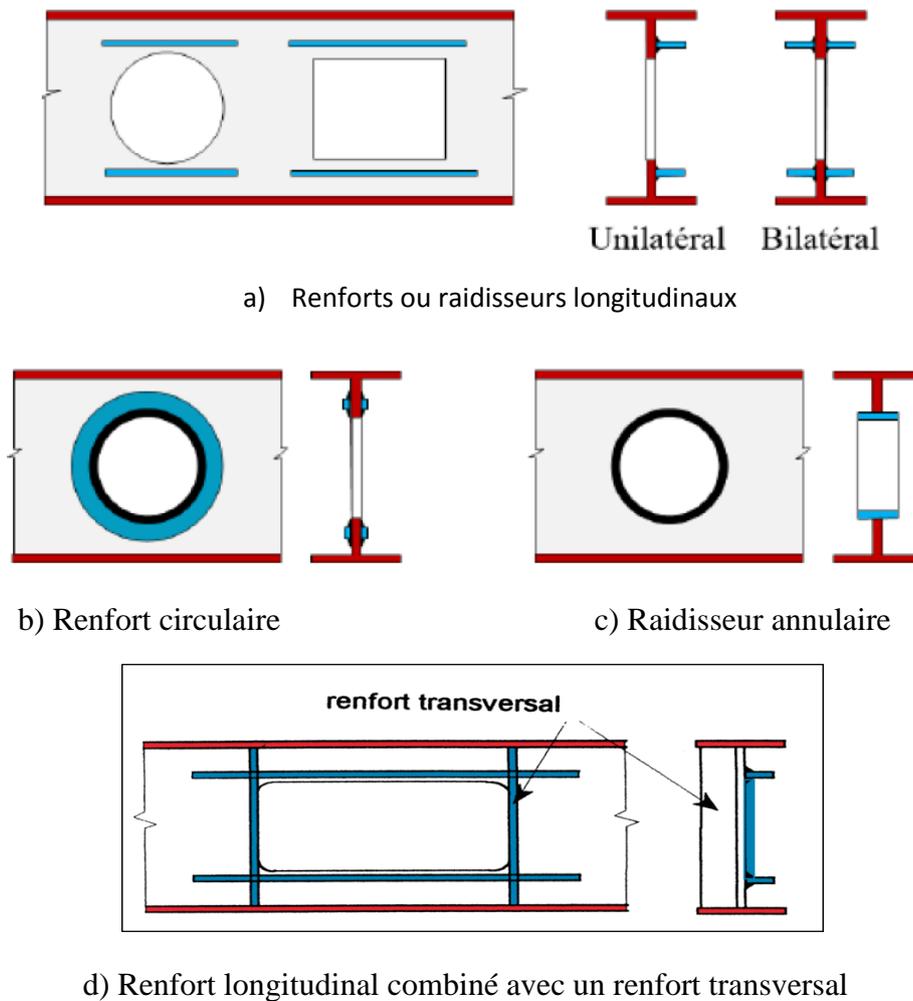


Figure 1.5 : Raidissage ou renforcement des ouvertures d'âme [6]

1.5. Choix des dimensions et de la position des ouvertures rectangulaires

Le choix des dimensions et la position des ouvertures est tributaire de la nature des équipements qu'on veut faire passer à travers les âmes des poutres. En règle générale, les dimensions et la position des ouvertures sont définies de manière à ne pas diminuer sensiblement la résistance de la poutre ou augmenter sa déformée. Il est par exemple recommandé de ne pas prévoir des ouvertures dans les zones où l'effort tranchant est élevé (zones d'appui ou près des charges concentrées) ou des ouvertures trop rapprochées.

Les recommandations présentées ci-dessous, concernant les valeurs extrêmes, constituent une bonne base de départ pour concevoir les ouvertures isolées des poutres en acier. Des valeurs limites sont aussi imposées par les règlements de calcul tel que l'Annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2]. Les valeurs limites peuvent aussi être différentes suivant que les poutres soient en acier ou mixtes.

1.5.1. Ouvertures rectangulaires non raidies

Des ouvertures rectangulaires isolées peuvent être disposées le long de la poutre, si la géométrie et l'écartement des ouvertures satisfont aux limites indiquées dans la figure 1.6.

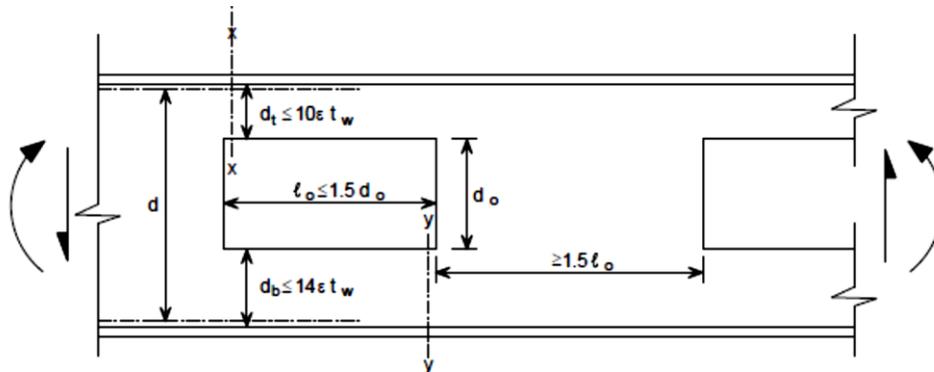


Figure 1.6 : Conditions géométriques des ouvertures non raidies [7]

La hauteur de l'ouverture d_o ne doit pas dépasser $0,5 \times$ la hauteur de la poutre. La publication SCIP355 [8] suggère une hauteur maximale égale $0,7 \times$ la hauteur de la poutre.

Si les ouvertures sont de dimensions différentes, il convient d'utiliser la plus grande valeur de l_o et la plus grande valeur de d_o pour définir les limites géométriques des ouvertures.

La distance entre un point quelconque de l'ouverture et la charge ponctuelle la plus proche ne doit pas être inférieure à la moitié de la hauteur de la section (c'est à dire qu'il ne doit pas se trouver dans un cône de 45° dont le sommet est situé sur la partie supérieure de la poutre).

1.5.2. Ouvertures rectangulaires raidies

Les recommandations données dans [7] suggèrent que les dimensions du raidisseur la distance entre deux ouvertures adjacentes doivent satisfaire les exigences illustrées à la Figure 1.7.

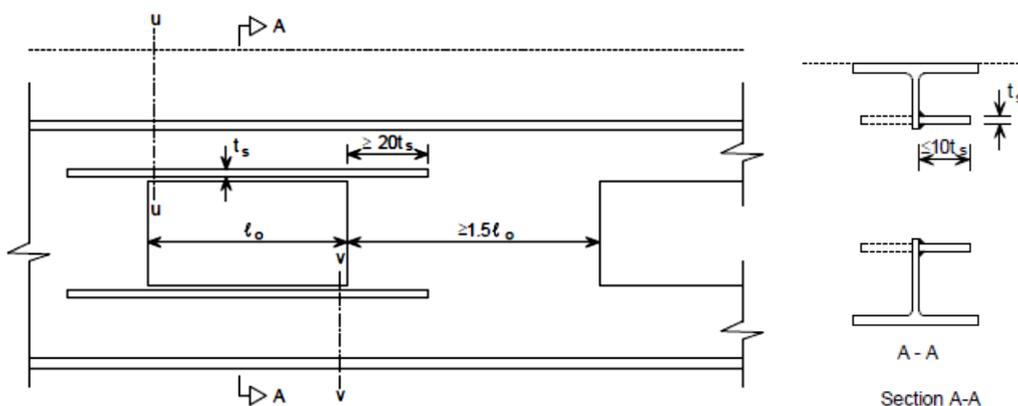


Figure 1.7 : Conditions géométriques des ouvertures raidies [7]

La hauteur de l'ouverture d_0 ne doit pas dépasser $0,6 \times$ la hauteur de la poutre d .

L'axe de symétrie horizontal de l'ouverture doit être situé à une distance d'au plus $d/10$ de l'axe de symétrie longitudinal de la poutre.

La distance entre le bord de l'ouverture et la charge ponctuelle la plus proche ne doit pas être inférieure à la moitié de la hauteur de la poutre.

Que ce soit pour les ouvertures raidies ou non raidies, il est recommandé que la distance entre l'appui et la première ouverture d'âme ne soit pas inférieure à deux fois la hauteur de l'ouverture ou au $1/10$ de la portée de la poutre.

1.6. Contexte réglementaire [3]

Actuellement, les Eurocodes ne prévoient pas le calcul des poutres à âmes ajourées, qu'elles soient mixtes ou en acier. Le calcul des poutres en acier avec des ouvertures dans l'âme était prévu dans l'Annexe N de la version ENV de l'EC3 partie 1-1 [2], mais cette annexe n'a pas été retenue dans la version définitive. Elle demeure cependant un document de référence pour le calcul de ce type de poutres à l'échelle européenne et dans d'autres pays. La méthodologie proposée dans l'Annexe N sera exposée en détail dans le chapitre 2.

La méthode proposée est applicable aux poutres métalliques avec des ouvertures d'âme isolées ou multiples. Elle s'applique uniquement aux profilés en I, mais ceux-ci peuvent être laminés ou soudés. Le cas de profilés à semelles inégales n'est pas pris en compte, de même que le cas des poutres mixtes ajourées.

Pour les ouvertures d'âme isolées, elle couvre les ouvertures qui sont soit concentriques soit excentriques par rapport à l'axe de l'âme, de forme rectangulaire ou circulaire, et avec ou sans renfort. Les cas comportant ou non des raidisseurs d'âme transversaux intermédiaires sont également inclus.

Pour les ouvertures d'âme multiples, elle couvre les ouvertures espacées selon un pas régulier et situées concentriquement par rapport à l'axe de l'âme, constituées par l'expansion de profils en I laminés ou en pratiquant des ouvertures dans les âmes de profils en I soudés. Elle comprend les ouvertures qui sont de forme polygonale ou circulaire ou qui présentent des extrémités circulaires et des côtés rectilignes. Les ouvertures multiples dans les âmes comportant des raidisseurs d'âme transversaux intermédiaires ne sont pas couvertes.

La publication SCI 068 "Design of openings in the web" [9] a été élaborée en 1987 afin de présenter une méthode de dimensionnement pour les poutres en acier laminées munies d'ouvertures isolées utilisée en construction mixte. La méthodologie a été calibrée au moyen d'essais réalisés sur des poutres mixtes de 10 m de portée.

La publication SCI 100 "Design of composite and non-composite cellular beams" [10] a été élaboré en 1990 afin d'étendre la méthodologie de dimensionnement aux poutres d'ouvertures circulaires régulières.

La publication SCI 166 "Design of steel framed buildings for service integration" [11] étend les recommandations proposées dans les publications SCI P068 et P100 pour couvrir le dimensionnement des poutres sur appuis simples dans les cas suivants :

- sections fortement symétriques ;
- ouvertures excentrées sur la hauteur de la section ;
- Âmes élancées ;
- Montants d'âme de faible largeur ;
- ouvertures circulaires oblongues ;
- profilés reconstitués ;
- poutres grugés.

La norme Américaine AISC (American Institut of Steel Construction) a publié deux guides pour le dimensionnement des poutres en acier ou mixte munies d'ouvertures d'âme.

Le premier guide publié en 1990 intitulé " Design of Steel and Composite Beams with Web Openings " [12] propose une méthodologie pour le dimensionnement des poutres en acier ou mixte avec des ouvertures rectangulaires isolées avec ou sans renfort.

Le deuxième guide publié en 2016 et intitulé "Castellated and Cellular Beam Design" [13]. Ce guide propose une méthodologie pour le dimensionnement des poutres en acier ou mixte munie d'une ouverture rectangulaire dans l'âme.

1.7. Modes de ruine

À ce jour les études expérimentales sur les poutres ajourées ont permis d'identifier six principaux modes de ruine. Ces modes sont principalement liés à la géométrie de la poutre globale, à l'élancement de l'âme, aux dimensions de l'ouverture, au type de chargement, aux conditions aux limites et à la position des ouvertures (dans le cas d'ouvertures isolées).

On distingue les modes de ruine locaux autour de l'ouverture d'âme et les modes de ruine globaux similaires à ceux des poutres à âme pleine [14,15,16].

Il y a trois modes de ruine locaux mettant en jeu des sections locales autour de l'ouverture :

- La flexion Vierendeel correspond à la formation d'un mécanisme par quatre rotules plastiques aux coins de l'ouverture (Figure 1.8). Ce mécanisme est induit par la flexion locale due au transfert de cisaillement autour de l'ouverture.

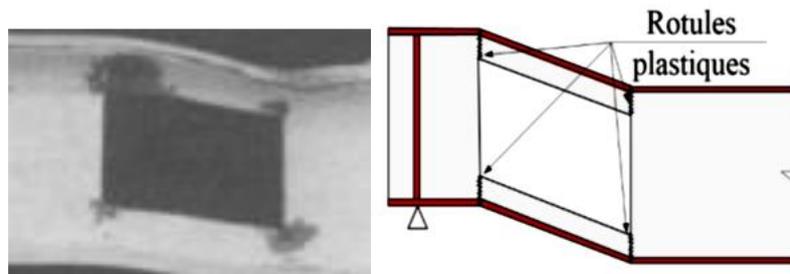


Figure 1.8 : Mécanisme de ruine par flexion Vierendeel [1,17]

- Le flambement des montants d'âme des poutres ajourées généré par le cisaillement horizontal ou par la compression directe liée à un chargement ponctuel (Figure 1.9).



Figure 1.9 : Ruine par flambement du montant d'âme sous cisaillement [18]

- La rupture de la soudure du montant intermédiaire des poutres ajourées formée à partir d'un profilé laminé à chaud est associée au cisaillement horizontal du montant (Figure 1.10).

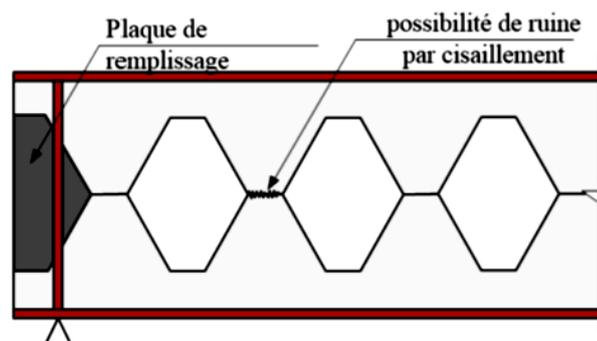


Figure 1.10 : Ruine par écoulement du joint de soudure des montants d'âme [1]

Il existe également trois modes de ruine globaux mettant en jeu le comportement global de la poutre :

- La flexion globale : dans le cas où l'ouverture critique se situe en zone de flexion pure. Dans ce cas, les membrures inférieure et supérieure de l'ouverture se plastifient respectivement par traction et compression (Figure 1.11).

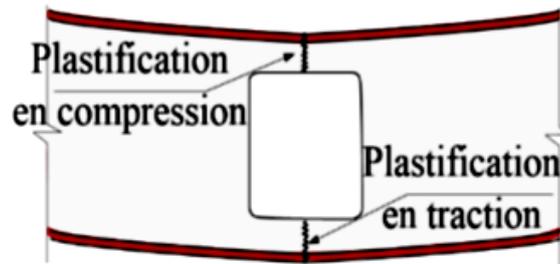


Figure 1.11 : Ruine par flexion pure transversale de la section perforée [1]

- Le cisaillement global : ce mode peut survenir dans le cas où l'ouverture de faible longueur se situe en zone de fort cisaillement. Des ruines par cisaillement direct des sections des membrures supérieures et inférieures au droit de l'ouverture critique ont été observées (Figure 1.12).

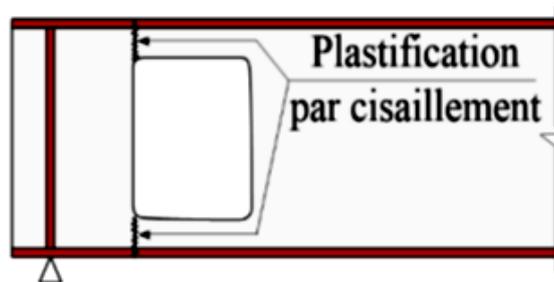


Figure 1.12 : Ruine par cisaillement de la section perforée [1]

-Le déversement global : qui sans maintiens adéquats, constitue souvent le mode de ruine principal de ces poutres car la présence des ouvertures dans l'âme des poutres diminue de manière importante leur rigidité en torsion. Le déversement se produit de façon similaire à celui des poutres à âme pleine [15].



Figure 1.13 : Déversement d'une poutre cellulaire [19]

Pour les poutres à ouverture isolée, il convient de vérifier les modes de ruine spécifiques suivants :

Dans le cas d'un profilé métallique, le panneau d'âme subit des efforts de compression indirects liés au cisaillement de la poutre (Figure 1.14). Il convient donc de vérifier la stabilité du panneau d'âme au voilement par cisaillement [20].

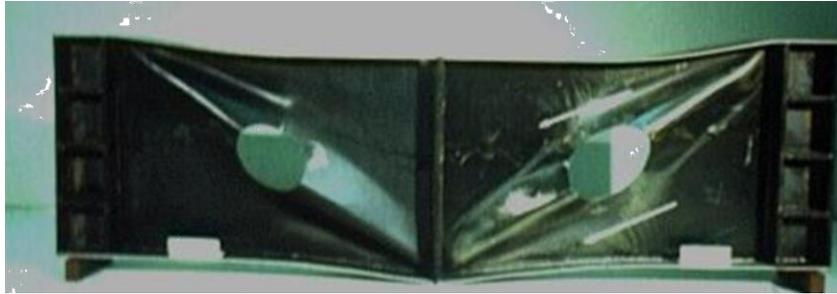


Figure 1.14 : Ruine par cisaillement d'un panneau d'âme perforée [21]

- Voilement local du Té supérieur comprimé dans une ouverture de grande longueur (Figure 1.15).

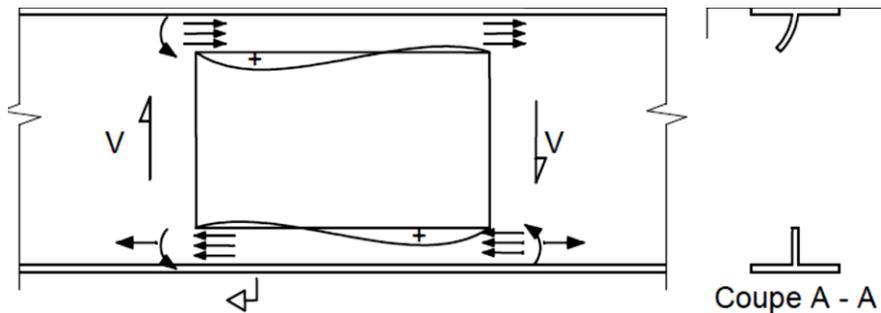


Figure 1.15 : Voilement local au niveau du Té comprimé d'une ouverture rectangulaire [22]

- Flambement du bord comprimé de l'ouverture : au passage de la section pleine courante à la zone d'ouverture, la contrainte de cisaillement varie d'une manière abrupte entre une valeur moyenne dans l'âme juste avant l'ouverture et une valeur maximale sur les âmes des Tés juste à l'entrée de l'ouverture (Figure 1.16). Cette zone de transition se comporte comme une bielle comprimée et risque de se ruiner par instabilité si l'âme est élancée.

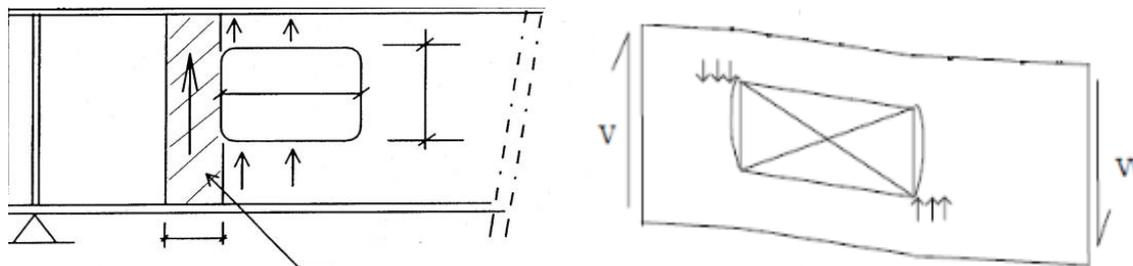


Figure 1.16 : Voilement du montant d'âme [22]

Chapitre 2

JUSTIFICATION DES POUTRES AVEC OUVERTURE ISOLÉE DANS L'ÂME SELON LA MÉTHODE DE L'ANNEXE N DE L'EC3

2.1. Introduction

Actuellement, il n'existe au niveau européen que la démarche proposée dans l'Annexe N de la version provisoire ENV de l'EC3 [2] pour permettre le dimensionnement des poutres en acier munies d'ouvertures de grandes dimensions. La démarche utilisée pour la justification des poutres munie d'ouvertures isolées dans l'âme de forme rectangulaire ou circulaire avec et sans raidisseurs sera décrite dans ce chapitre.

2.2. Limitations géométrique [2]

L'annexe N de l'Eurocode 3 prévoit les formes d'ouverture suivantes, comme illustrées dans la figure 2.1 :

- ouverture rectangulaire définie par sa hauteur h_0 et sa largeur a_0 ;
- ouverture circulaire définie par son diamètre d_0 ou son rayon r_0 ;
- ouverture hexagonale définie par sa hauteur h_0 , sa largeur a_0 et sa hauteur minimum b_0 ;
- ouverture circulaire étendue définie par sa hauteur h_0 et son rayon d'extrémité r_0 ;
- ouverture octogonale définie par sa hauteur h_0 , sa largeur a_0 , sa largeur minimum b_0 , et la hauteur de la plaque intercalaire h_p .

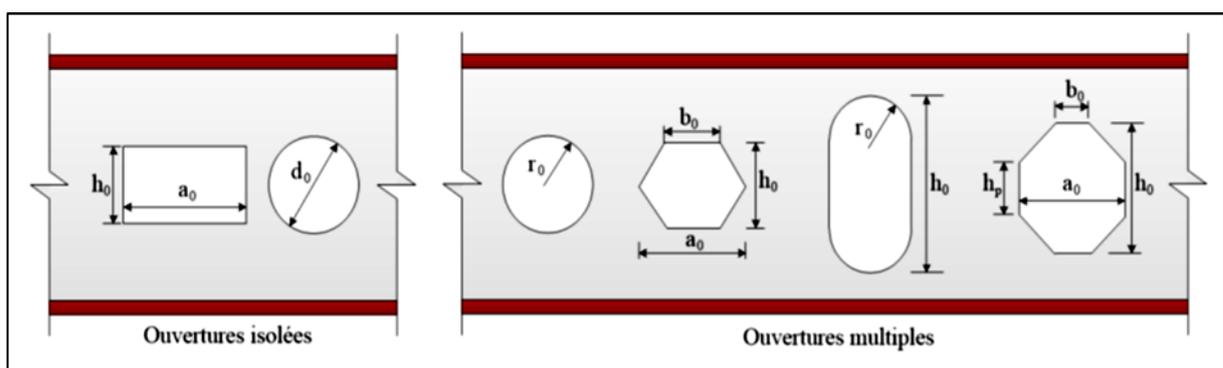


Figure 2.1 : Géométrie des ouvertures [2]

La figure 2.2 indique les notations utilisées pour décrire les caractéristiques géométriques de la section transversale perforée.

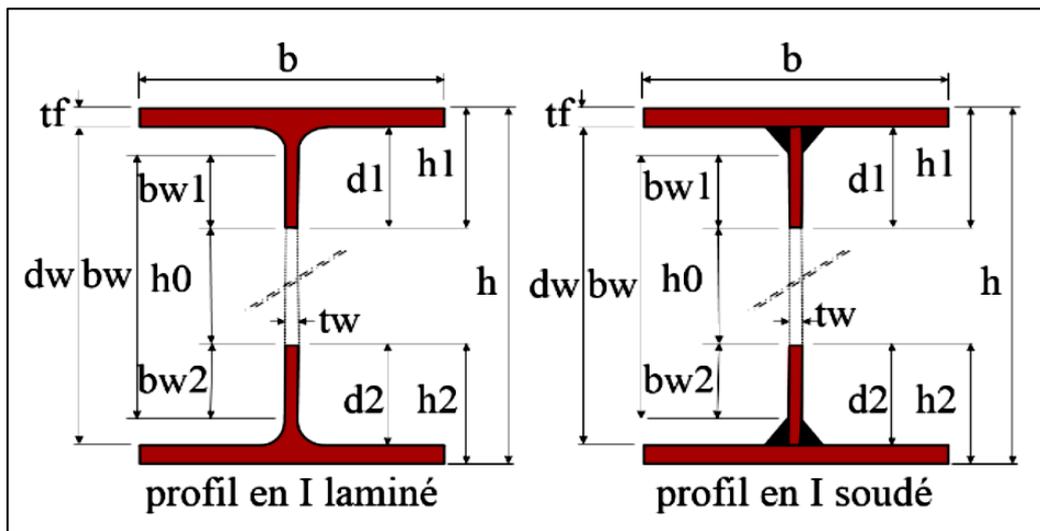


Figure 2.2 : Géométrie des sections transversales perforées [2]

Par analogie avec une poutre treillis, on désigne par montants d'âme les portions d'âme situées entre deux évidements. Les parties de la poutre situées de part et d'autre d'un même évidement sont appelées Tés supérieur et inférieur. Les détails des Tés et des montants d'âme sont indiqués sur la Figure 2.3.

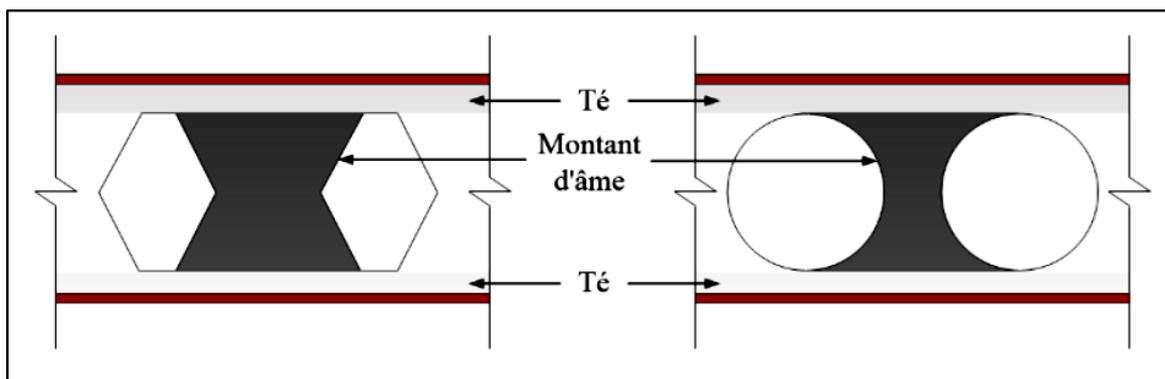


Figure 2.3 : Tés et montants d'âme [2]

2.3. Classification des sections [2,23]

L'EC3 définit quatre classes de sections transversales. La classe à laquelle appartient une section transversale particulière dépend de l'élanement de chaque élément et de la distribution des contraintes de compression, uniforme ou linéaire. Les classes sont définies en termes d'exigences de comportement pour la résistance aux moments fléchissant :

- Les sections de classe 1 : sont des sections transversales pouvant former une rotule plastique avec la capacité de rotation requise pour une analyse plastique.
- Les sections de classe 2 : sont des sections transversales pouvant développer leur moment résistance plastique $M_{pl,Rd}$ mais avec une capacité de rotation limitée.

- Les sections de classe 3 : sont des sections transversales dont la contrainte calculée dans la fibre extrême 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 ; le moment de résistance est réduit au moment élastique réduit $M_{el,Rd}$.
- Les sections de classe 4 : sont des sections transversales dont la résistance au moment fléchissant ($M_{eff} < M_{el,Rd}$) ou à la compression doit être déterminée avec prise en compte explicite de voilement local.

Les moments de résistance en flexion pour les quatre classes sont :

- Pour les classes 1 et 2 : le moment plastique : $M_{pl,Rd} = W_{pl}f_y / \gamma_{M0}$
- Pour la classe 3 : le moment élastique de la section brute : $M_{el,Rd} = W_{el}f_y / \gamma_{M0}$
- Pour la classe 4 : le moment élastique réduit à cause du voilement local c'est-à-dire le moment élastique de la section efficace : $M_{eff} = W_{eff}f_y / \gamma_{M1} < M_{el}$

2.3.1. Section transversale non perforée

Il convient que la section transversale non perforée de la poutre à une distance éloignée des ouvertures d'âme comporte des semelles de Classe 1 ou de Classe 2 et une âme de Classe 1, 2 ou 3. Lorsque la section comporte une âme de Classe 3 et des semelles de Classe 1 ou de Classe 2, il est possible de traiter la section comme une section de Classe 2 efficace, conformément à la méthode donnée dans l'EN 1994-1-1 [24] à laquelle il est fait référence dans 6.3.4(5) de l'EN 1993-1-1 [23].

2.3.2. Section transversale perforée

En raison de la faible ampleur des rotations de rotules plastiques nécessaires à l'apparition du mécanisme Vierendeel, on peut considérer qu'il est suffisant pour les âmes non raidies des Tés situés au-dessus et en dessous d'ouvertures d'âmes d'être de Classe 1, 2 ou 3.

Les âmes de Tés raidis soient également de Classe 1, 2 ou 3 après raidissage. Il faut que les renforts ou raidisseurs faisant partie de la section transversale d'un Té raidi soient de Classe 1 ou de Classe 2.

Les portions de l'âme formant les âmes des Tés non raidis au-dessus et au-dessous d'ouvertures d'âme non raidies peuvent être classifiées en tenant compte de l'encastrement des portions adjacentes de l'âme de la façon suivante :

- Pour la classe 2 :

$$\text{soit } l_0 \leq 32\epsilon t_w \text{ ou } b_{wc} \leq \frac{10\epsilon t_w}{\sqrt{1 - \left(\frac{32\epsilon t_w}{l_0}\right)^2}}$$

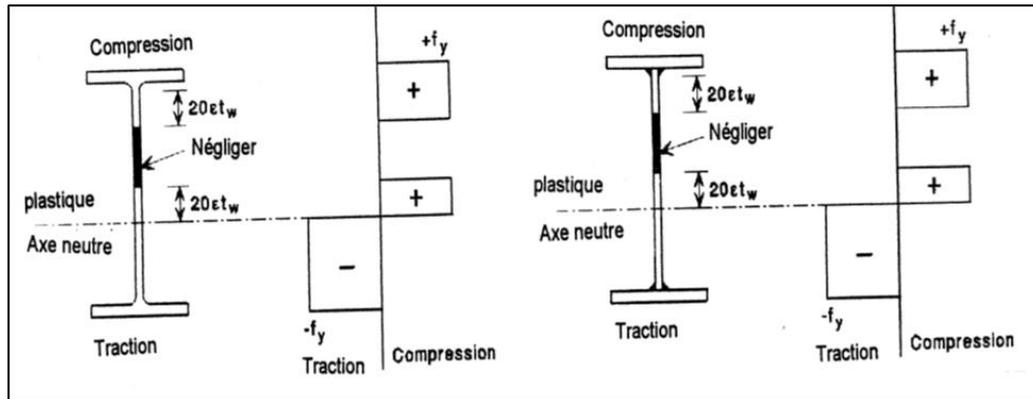


Figure 2.4 : Ame efficace de Classe 2 [2]

- Pour la classe 3 :

$$\text{soit } l_0 \leq 36\varepsilon t_w \text{ ou } b_{wc} \leq \frac{14\varepsilon t_w}{\sqrt{1 - \left(\frac{36\varepsilon t_w}{l_0}\right)^2}}$$

où

b_{wc} : longueur saillante d'âme des Tés b_{w1} ou b_{w2} indiquée sur la figure 2.2;

l_0 : longueur efficace de l'ouverture définie dans la figure 2.5.

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_{yw}}$$

2.4. Etats limites ultimes [2,22]

2.4.1. Résistance des poutres sans raidisseurs d'âme intermédiaires

2.4.1.1. Dimensionnement des poutres avec ouvertures isolées dans l'âme sans raidisseurs intermédiaires

Les dimensions d'une ouverture d'âme isolée satisfassent les limites suivantes (Figure 2.6) :

$h_0 \leq 0,75 d_w$ pour une ouverture polygonale ou $0,80 d_w$ pour une ouverture circulaire :

$$d_1 \geq 0,10 d_w$$

$$d_2 \geq 0,10 d_w$$

$$a_0 \leq 3 h_0$$

$$r_c \geq 2 t_w \text{ mais } r_c \geq 15 \text{ mm.}$$

Munir toutes les âmes dont $d_w / t_w > 69\varepsilon$ de raidisseurs d'âme transversaux au niveau des appuis.

L'excentricité e_0 d'une ouverture ne soit pas supérieure à $0,125d_w$ en direction de la semelle comprimée.

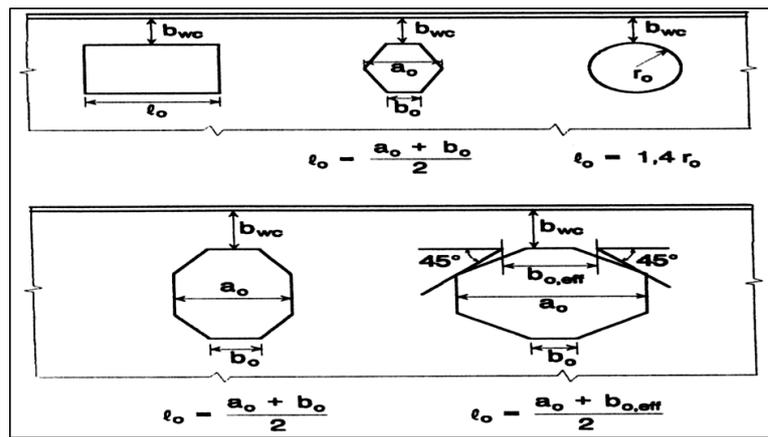


Figure 2.5 : Portion de l'âme formant l'âme d'un Té non raidi [2]

La largeur libre minimum w de l'âme formant un montant d'âme efficace entre deux ouvertures adjacentes satisfasse les conditions suivantes :

- pour les ouvertures rectangulaires :

$$w \geq a_0 V_{sd} / (V_{c,Rd} - V_{Sd}) \quad \text{mais} \quad w \geq h_0$$

- pour les ouvertures circulaires :

$$w \geq d_0 V_{sd} / (V_{c,Rd} - V_{Sd}) \quad \text{mais} \quad w \geq 1,5 d_0$$

où :

$V_{c,Rd}$ est la résistance au cisaillement de l'âme non ajourée la plus faible entre la résistance au cisaillement plastique $V_{pl,Rd}$ et la résistance au voilement par cisaillement $V_{ba,Rd}$.

Si les ouvertures sont de dimensions différentes, il convient d'utiliser la plus grande valeur de a_0 et la plus grande valeur de h_0 pour les ouvertures rectangulaires, et la plus grande valeur de d_0 pour les ouvertures circulaires.

Pour un raidisseur d'extrémité, la longueur a_r entre le raidisseur et la première ouverture d'âme soit au moins égale à $0,5 d_w$.

Concernant les appuis, il existe également une possibilité d'interaction entre l'ouverture et la réaction d'appui lorsque l'ouverture est proche d'un appui d'extrémité. L'effet de l'ouverture sur la résistance de l'âme au droit d'une réaction d'appui peut être négligé si la distance a_r entre le bord de l'ouverture et la réaction d'appui dépasse $0,5 d_w$. Dans le cas contraire, un calcul complémentaire est à effectuer : il faut vérifier le cisaillement du montant d'âme au droit de l'appui.

2.4.1.2. Résistance aux forces transversales

Tout comme pour les appuis, l'ouverture peut interagir avec une charge concentrée et réduire ainsi la résistance de l'âme. Cet effet peut être négligé si la distance a_p entre l'extrémité de l'ouverture et la charge est supérieure aux valeurs indiquées au-dessous.

Justification des poutres avec ouverture isolée dans l'âme selon l'annexe N de l'EC3

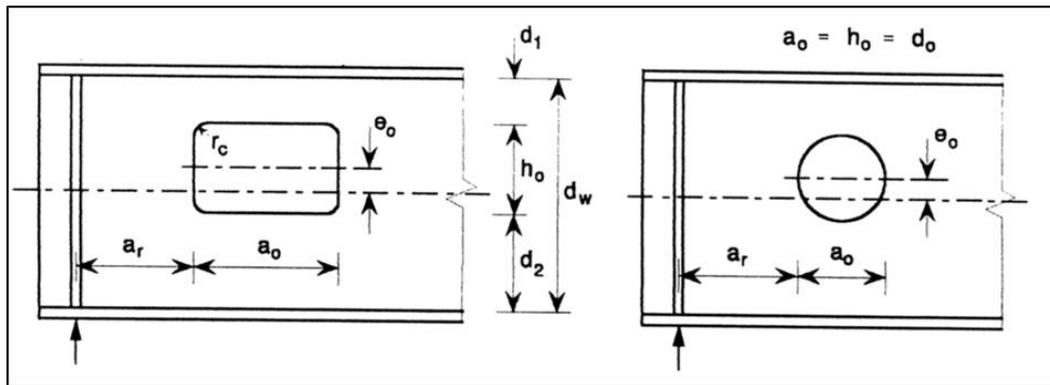


Figure 2.6 : Position et dimensions d'une ouverture [2]

- Si $d_w / t_w \leq 90\varepsilon$:

- pour une ouverture rectangulaire : $a_p = h_o$

- pour une ouverture circulaire : $a_p = 0.9 d_o$

- Si $d_w / t_w > 90\varepsilon$:

- pour une ouverture rectangulaire :

$$a_p = \left(\frac{d_w/t_w}{90\varepsilon} \right) h_o \text{ mais } a_p \leq d_w$$

- pour une ouverture circulaire :

$$a_p = \left(\frac{d_w/t_w}{100\varepsilon} \right) d_o \text{ mais } a_p \leq d_w$$

Lorsque des réactions d'appui ou autres forces transversales concentrées significatives sont appliquées dans la longueur totale a_z de la zone d'influence d'une ouverture d'âme, on peut voir des raidisseurs d'âme transversaux.

La largeur d'âme comprise dans l'aire efficace d'un raidisseur d'âme transversal ne soit pas supérieure à la distance a_s jusqu'à l'ouverture la plus proche, comme il est montré sur la Figure 2.7.

Lorsque l'ouverture est bordée de raidisseurs verticaux, on peut prendre $a_p = 0$.

Si la charge est appliquée dans la zone d'influence de l'ouverture, il convient d'analyser le té comme une poutre encastree aux extrémités de longueur a_z .

2.4.1.3. Résistance au cisaillement

La réduction de la résistance au cisaillement provoquée par une ouverture d'âme isolée peut être négligée au niveau des sections transversales situées à une distance de l'ouverture supérieure à la longueur additionnelle a_p de sa zone d'influence, ou au-delà de la distance a_s jusqu'au raidisseur transversal suivant, si elle est moindre.

Justification des poutres avec ouverture isolée dans l'âme selon l'annexe N de l'EC3

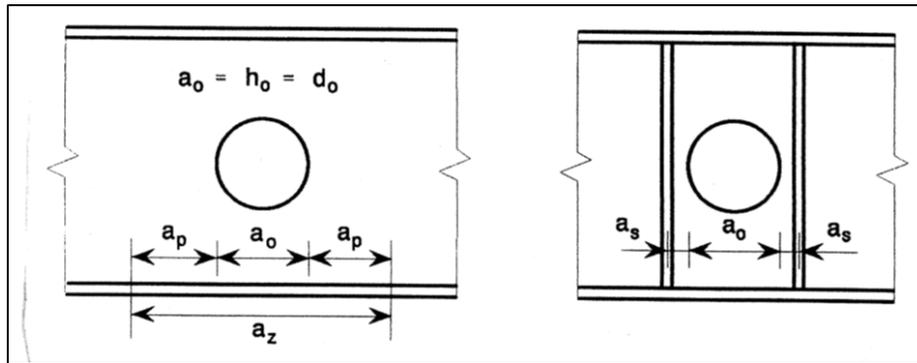


Figure 2.7 : Zone d'influence d'une ouverture [2]

Pour la section ajourée, la résistance au cisaillement $V_{o,Rd}$ est donnée par la formule :

$$V_{o,Rd} = V_{o,pl,Rd} \quad \text{mais} \quad V_{o,Rd} \geq V_{o,ba,Rd}$$

La résistance au voilement plastique $V_{o,pl,Rd}$ peut être obtenue par les expressions suivantes :

- pour les ouvertures rectangulaires : $V_{o,pl,Rd} = \left(V_{pl,Rd} - \frac{h_o t_w f_{yw}}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \right) \sqrt{\frac{\eta}{1+\eta}}$

avec :

$$\eta = 0.75 \left[\frac{(d_w - h_o)^2 + 4e_o^2}{a_o(d_w - h_o)} \right]^2$$

- pour les ouvertures circulaires :

$$V_{o,pl,Rd} = \left(V_{pl,Rd} - \frac{0.9 d_o t_w f_{yw}}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \right) \sqrt{\frac{\eta}{1+\eta}}$$

avec :

$$\eta = 3.7 \left[\frac{(d_w - 0.9 d_o)^2 + 4e_o^2}{d_o(d_w - 0.9 d_o)} \right]^2$$

$V_{pl,Rd}$ représente la résistance au voilement plastique de la section transversale non ajourée selon l'EC3-1.1 (clause 5.4.6) [23] par la formule :

$$V_{pl,Rd} = \frac{f_{yw}}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} A_v$$

avec :

$$A_v = A - 2b_f t_f + (t_w + 2r)t_f$$

où :

$\gamma_{M0} = 1,0$: coefficient partiel de sécurité;

A : Aire de la section transversale de la poutre en acier sans ouverture ;

r : rayons de congé du profilé laminé;

A_v : l'aire de cisaillement de la section transversale non ajourée ;

d_w : la hauteur hors-tout de l'âme ;

h_0 : la hauteur de l'ouverture, dans le cas d'une ouverture circulaire h_0 est remplacée par son diamètre d_0 ;

t_w : l'épaisseur de l'âme;

t_f : l'épaisseur des semelles ;

f_{yw} : la limite élastique de l'âme ;

η : coefficient qui tient compte de l'influence de l'excentricité de l'ouverture sur la résistance au cisaillement ;

e_0 : l'excentricité entre le centre de l'ouverture et la mi-hauteur de l'âme de la poutre.

La résistance au voilement par cisaillement $V_{o,ba,Rd}$ peut être obtenue par les expressions suivantes :

- pour les ouvertures rectangulaires :

$$V_{o,ba,Rd} = V_{ba,Rd} (1 - h_0 / d_w + 0,3 a_0 / d_w)$$

- pour les ouvertures circulaires :

$$V_{o,ba,Rd} = V_{ba,Rd} (1 - d_0 / d_w)$$

$V_{ba,Rd}$ représente la résistance au voilement par cisaillement de la section transversale non perforée calculée par la méthode post-critique de la clause 5.6.3 de l'EN 1993-1-1 [23].

La méthode post-critique simple permet d'obtenir la résistance au voilement par cisaillement par la formule :

$$V_{ba,Rd} = d t_w \tau_{ba} / \gamma_{M1}$$

où :

τ_{ba} : La résistance post-critique simple au cisaillement est déterminée par :

1. lorsque $\lambda \leq 0,8$:

$$\tau_{ba} = f_{yw} / \sqrt{3}$$

2. lorsque $0,8 \leq \lambda \leq 1,2$:

$$\tau_{ba} = [1 - 0.625(\lambda'_w - 0.8)] \left(\frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} \right)$$

3. lorsque : $\lambda \geq 1,2$:

$$\tau_{ba} = \left[\frac{0,9}{\lambda'_w} \right] \left(\frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} \right)$$

où : λ'_w est l'élancement de l'âme donnée par la formule :

$$\lambda'_w = \left[\left(\frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} \right) / \tau_{cr} \right]^{0,5} = \frac{d/t_w}{37,4 \varepsilon \sqrt{K_\tau}}$$

avec :

τ_{cr} : résistance critique élastique au voilement par cisaillement donné par :

$$\tau_{cr} = K_\tau \frac{\pi^2 E}{12 (1 - \nu^2)} \left(\frac{t_w}{d_w} \right)^2$$

et K_τ : coefficient de voilement par cisaillement.

Le coefficient de voilement par cisaillement K_τ est donné par les expressions suivantes :

- pour les âmes avec raidisseurs transversaux au droit appuis mais sans aucun raidisseur transversal intermédiaire : $K_\tau = 5,34$

- pour les âmes raidies sur appuis et comportant des raidisseurs transversaux intermédiaires ::

$$K_\tau = 4 + \frac{5,34}{\left(\frac{a}{d} \right)^2} \quad \text{pour } a / b \leq 1$$

- pour les âmes raidies sur appuis et comportant des raidisseurs transversaux intermédiaires :

$$K_\tau = 5,34 + \frac{4}{\left(\frac{a}{d} \right)^2} \quad \text{pour } a / b > 1$$

donc :

$$V_{ba,Rd} = \tau_{ba} A_w$$

2.4.1.4. Moment de résistance

La vérification proposée dans l'annexe N tient compte à la fois :

- de la flexion globale de la poutre au droit de l'ouverture ;
- de la flexion secondaire ;
- de l'interaction entre la flexion et l'effort tranchant vertical.

Tout comme pour l'effort tranchant, la réduction du moment de résistance provoquée par une ouverture d'âme isolée peut être négligée pour les sections transversales situées à une distance de l'ouverture

supérieure à a_p .

Le moment de résistance $M_{o,Rd}$ d'une poutre à mi-longueur d'une ouverture d'âme, en tenant compte des effets de l'effort tranchant V_{Sd} s'exerçant à ce point, peut être déterminé au moyen de la méthode approchée suivante :

a) pour des ouvertures rectangulaires :

- pour les sections transversales de Classe 1 et 2 :

$$M_{o,Rd} = M_{pl,Rd} (1 - 0.25 t_w h_0 (h_0 + 4 e_0) / W_{pl} - \mu_1 V_{Sd} / V_{o,Rd})$$

- pour les sections transversales de Classe 3 :

$$M_{o,Rd} = M_{el,Rd} \left(1 - \frac{t_w (h_0 + 2 e_0)^3}{12 I_y} - \mu_1 \frac{V_{Sd}}{V_{o,Rd}} \right) \mu_2$$

avec :

$$\mu_1 = 0.25 t_w d_w^2 [1 + 3 (0.7 - h_0 / d_w) a_0 / d_w] / W_{pl}$$

$$\mu_2 = 1.125 - 0.001 a_0 / t \quad \text{pour} \quad a_0 / t_w > 125 \varepsilon$$

$$\mu_2 = 1 \quad \text{pour} \quad a_0 / t_w \leq 125 \varepsilon$$

b) pour des ouvertures circulaires :

- pour les sections transversales de Classe 1 et 2 :

$$M_{o,Rd} = M_{pl,Rd} (1 - 0.225 t_w d_0 (0.9 d_0 + 4 e_0) / W_{pl} - \mu_1 V_{Sd} / V_{o,Rd})$$

mais :

$$M_{o,Rd} \leq M_{pl,Rd} (1 - 0.25 t_w d_0 (d_0 + 4 e_0) / W_{pl})$$

- pour les sections transversales de Classe 3 :

$$M_{o,Rd} = M_{el,Rd} \left(1 - \frac{t_w (0.9 d_0 + 2 e_0)^3}{12 I_y} - \mu_1 \frac{V_{Sd}}{V_{o,Rd}} \right) \mu_2$$

mais :

$$M_{o,Rd} \leq M_{el,Rd} \left(1 - \frac{t_w (d_0 + 2 e_0)^3}{12 I_y} \right)$$

avec :

$$\mu_1 = 0.25 t_w d_w^2 [1 + 1.35 (0.7 - 0.9 d_0 / d_w) a_0 / d_w] / W_{pl}$$

où :

I_y : moment d'inertie de flexion de la section transversale non perforée ;

$M_{el,Rd}$: moment de résistance élastique de la section transversale non perforée, selon la clause 5.4.5.1(2) de l'EN 1993-1-1 [23];

$M_{pl,Rd}$: moment de résistance plastique de la section transversale non ajourée, selon la clause 5.4.5.1(1) de l'EN 1993-1-1 [23] ;

$V_{o,Rd}$: résistance au cisaillement de la section transversale perforée ;

W_{pl} : module plastique de la section transversale non perforée.

2.4.1.5. Ouvertures d'âme renforcées

Cette méthode peut être utilisée pour les ouvertures d'âme renforcées lorsque les conditions suivantes sont satisfaites :

- le renforcement est adjacent à l'ouverture, en laissant un espace juste suffisant pour les soudures ;
- les renforts au-dessus et au-dessous de l'ouverture ont chacun une aire égale A_r ;
- l'aire de renforcement A_r n'est pas supérieure à l'aire de semelle A_f ;
- le renforcement est de Classe 1 ou de Classe 2 ;
- les semelles sont de Classe 1 ou de Classe 2 ;
- après raidissement, les âmes des Tés raidis sont de Classe 1 ou de Classe 2.

La résistance au cisaillement $V_{o,Rd}$ d'une ouverture rectangulaire renforcée égale à la plus faible des deux valeurs suivantes :

- la résistance au voilement par cisaillement $V_{o,ba,Rd}$ calculée par l'expression :

$$V_{o,ba,Rd} = V_{ba,Rd} (1 - h_0 / d_w + 0,3 a_0 / d_w)$$

- la résistance plastique au cisaillement $V_{o,pl,Rd}$ donnée par :

$$V_{o,pl,Rd} = \left(V_{pl,Rd} - \frac{h_0 t_w f_{yw}}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \right) \mu_3$$

avec :

$$\mu_3 = 2\sqrt{3} A_r / (h_0 t_w) \text{ mais } \mu_3 \leq 1.0$$

La résistance au cisaillement $V_{s,Rd}$ d'une ouverture circulaire renforcée est égale à la plus faible des deux valeurs suivantes :

- la résistance au voilement par cisaillement $V_{o,ba,Rd}$ calculée par l'expression :

$$V_{o,ba,Rd} = V_{ba,Rd} (1 - d_0 / d_w)$$

- la résistance plastique au cisaillement $V_{o,pl,Rd}$ donnée par :

$$V_{o,pl,Rd} = \left(V_{pl,Rd} - \frac{d_0 t_w f_{yw}}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \right) \mu_3$$

avec :

$$\mu_3 = 7.7A_r / (d_0 t_w) \text{ mais } \mu_3 \leq 1.0$$

Le moment de résistance $M_{o,Rd}$ à mi-longueur d'une ouverture circulaire ou rectangulaire renforcée, en tenant compte des effets de l'effort tranchant V_{Sd} s'exerçant en ce point, au moyen de l'expression suivante :

$$M_{o,Rd} = M_{1,Rd} - (V_{Sd} / V_{o,Rd}) (M_{1,Rd} - M_{2,Rd})$$

avec :

$$M_{2,Rd} = (A_f - A_r) d_w f_{yw} / \gamma_{M0}$$

La résistance $M_{1,Rd}$ pour un cisaillement nul au moyen des expressions suivantes :

- si $A_r \leq t_w e_0$:

$$M_{1,Rd} = M_{pl,Rd} \left(1 - \frac{0.25 t_w (h_0 - 2 A_r / t_w) (h_0 - 2 A_r / t_w + 4 e_0)}{W_{pl}} \right)$$

- si $A_r > t_w e_0$:

$$M_{1,Rd} = M_{pl,Rd} \left(1 - \frac{t_w (0.25 h_0^2 + h_0 e_0 - e_0^2) - A_r h_0}{W_{pl}} \right)$$

Les soudures sont calculées pour transmettre l'effort axial de calcul $F_{r,Sd}$ du renfort dans l'âme de la section non ajourée. La valeur de $F_{r,Sd}$ peut être déterminée à partir du moment de résistance de calcul du Té renforcé, ou, comme alternative par simplification, elle peut être prise égale à la résistance du raidisseur $F_{r,Rd}$ donnée par :

$$F_{r,Rd} = A_r f_{yr} / \gamma_{M0}$$

La longueur d'ancrage l_v du renforcement au-delà de chaque extrémité de l'ouverture satisfasse les critères suivants (Figure 2.8) :

a) Un quart de la largeur de l'ouverture :

$$l_v \geq 0,25 a_0$$

b) Résistance au cisaillement des soudures d'angle :

$$l_v \geq \frac{F_{r,Sd}}{2 n a f_{vw,d}}$$

c) Résistance au cisaillement du renforcement :

$$l_v \geq \frac{F_{r,Sd}}{n t_r f_{yr} / (\gamma_{M0} \sqrt{3})}$$

d) Résistance au cisaillement de l'âme :

$$l_v \geq \frac{F_{r,Sd}}{2n t_w f_{yR} / (\gamma_{M0} \sqrt{3})}$$

où :

a : gorge de la soudure d'angle ;

$f_{v,w,d}$: résistance de calcul au cisaillement d'une soudure d'angle, calculée selon l'EC3-1.1 [23] (clause 6.6.5.3) ;

$n = 1$ pour un renforcement sur une seule face,

$n = 2$ pour un renforcement sur deux faces.

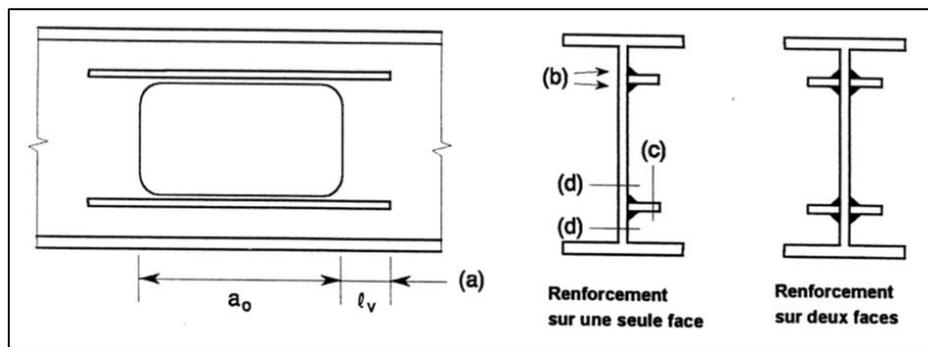


Figure 2.8 : Critères pour l'ancrage du renfort [2]

2.4.2. Résistance des poutres avec raidisseurs d'âme transversaux intermédiaires

2.4.2.1. Dimensionnement des poutres avec ouvertures isolées dans l'âme et raidisseurs transversaux intermédiaires

Les poutres comportant des ouvertures d'âme doivent satisfaire les conditions suivantes :

- L'élanement de l'âme d_w / t_w ne soit pas supérieur à 390ε .
- L'ouverture ménagée dans le panneau d'une âme raidie transversalement respecte une hauteur libre d'au moins $0,1d_w$ depuis les semelles supérieure et inférieure. Aussi elle respecte également une distance libre d'au moins $0,1d_w$ par rapport aux raidisseurs transversaux lorsque ceux-ci sont exigés pour l'ancrage du champ de traction dans un panneau adjacent, comme il est indiqué sur la figure 2.9.

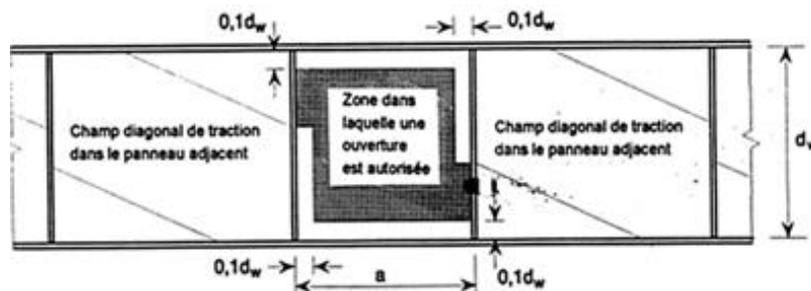


Figure 2.9 : Zone dans laquelle une ouverture est autorisée [2]

L'espacement des raidisseurs a satisfasse la condition $1,0 d_w \leq a \leq 3,0 d_w$.

Pour déterminer la résistance au cisaillement d'un panneau d'âme, il convient de réduire la largeur du champ de traction d'une dimension D égale au diamètre d_0 d'une ouverture circulaire. Une ouverture rectangulaire peut être traitée comme une ouverture circulaire, comme il est illustré sur la Figure 2.10, avec un diamètre équivalent D donné par l'expression :

$$D = \sqrt{a_0^2 + h_0^2} \sin(\phi + \theta_0)$$

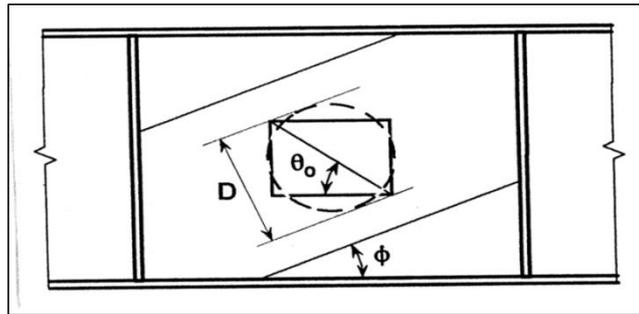


Figure 2.10 : Diamètre équivalent d'une ouverture rectangulaire [2]

avec :

$$\theta_0 = \arctan(h_0 / a_0)$$

La dimension de l'ouverture est :

$$D \leq d_w \cos \phi - a \sin \phi$$

2.4.2.2. Résistance aux forces transversales

La résistance d'une poutre avec des raidisseurs transversaux intermédiaires aux forces transversales appliquées au travers d'une semelle peut être obtenue au moyen des règles données par l'EC3 [23] (clause 5.7) à condition que la force ne soit pas appliquée sur un panneau comportant une ouverture d'âme.

Prévoir des raidisseurs d'âme transversaux lorsque des réactions d'appui ou autres forces transversales concentrées significatives sont appliquées.

La largeur d'âme comprise dans l'aire efficace d'un raidisseur d'âme transversal, selon l'EC3 [23] (clause 5.7.6(1)), ne soit pas supérieure à la largeur disponible, libre d'ouvertures d'âmes.

Si d'autres forces transversales sont appliquées sur un panneau comportant une ouverture d'âme, il convient d'analyser le Té comme une poutre encastree s'étendant entre les raidisseurs d'âme transversaux.

2.4.2.3. Résistance au cisaillement

Dans une âme raidie transversalement, la résistance au cisaillement $V_{o,Rd}$ d'un panneau d'âme comportant une ouverture au moyen de l'expression :

$$V_{o,Rd} = V_{o,bb,Rd} \quad \text{mais} \quad V_{o,Rd} \geq V_{o,pl,Rd}$$

La résistance plastique au cisaillement $V_{o,pl,Rd}$ est calculée au moyen des expressions données dans le § 2.4.1.3 dans ce chapitre.

La résistance au voilement par cisaillement $V_{o,bb,Rd}$ est calculée au moyen des règles données dans les § 2.4.2.3.1 à 2.4.2.3.3.

2.4.2.3.1 : Panneau d'âme comportant une ouverture centrale

La résistance au voilement par cisaillement $V_{o,bb,Rd}$ est donnée par l'expression :

$$V_{o,bb,Rd} = [(d_w - D) t_w \tau_{bb} + 0.9 (g - D) t_w \sigma_{bb} \sin \phi] / \gamma_{M1}$$

où :

g : largeur du champ diagonal de traction donnée par l'EC3 (clause 5.6.4.1(3)) [23]

σ_{bb} : résistance du champ diagonal de traction donnée par l'EC3 (clause 5.6.4.1(1)) [23];

τ_{bb} : résistance au voilement par cisaillement initiale donnée par l'EC3 (clause 5.6.4.1(2)) [23].

Les valeurs de τ_{bb} et de σ_{bb} sont déterminées à partir de la résistance critique au cisaillement V_{cr} du panneau perforé. On peut considérer en toute sécurité que cette valeur est donnée par l'expression $(d_w - D) t_w \tau_{cr}$ dans laquelle la valeur τ_{cr} est telle qu'indiquée par l'EC3 (clause 5.6.3(3)) [23]. Comme alternative, on peut utiliser une estimation plus précise de la valeur de V_{cr} . Pour déterminer la valeur maximale de la résistance au cisaillement $V_{o,bb,Rd}$, on utilise l'itération de l'inclinaison ϕ du champ de traction ce dernier peut être obtenue par l'hypothèse :

$$\phi = 0,67 (1 - D / d_w) \theta$$

avec :

$$\theta = \arctan (d_w / a)$$

2.4.2.3.2. Panneau d'âme comportant une ouverture excentrée

L'augmentation de la résistance au voilement par cisaillement $V_{o,bb,Rd}$ d'un panneau d'âme comportant une ouverture excentrée, par rapport à un panneau similaire comportant une ouverture centrale, peut être prise en compte si le panneau d'âme satisfait les critères suivants :

- l'espacement des raidisseurs de symbole " a " satisfait la condition : $1,0 d_w \leq a \leq 1,25 d_w$;
- la dimension D n'est pas supérieure à $0,3 d_w$.

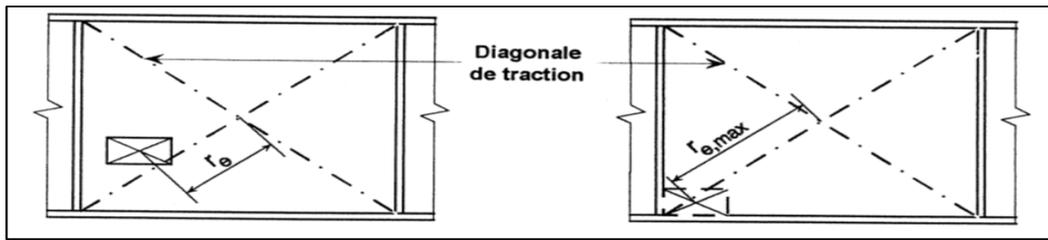


Figure 2.11 : Ouverture d'âme excentrée [2]

Lorsque ces critères sont satisfaits, l'excentricité de l'ouverture par rapport à la diagonale de traction peut être obtenue par l'expression :

$$V_{o,bb,Rd} = V_{oc,Rd} + (r_e / r_{e,max}) (0,9 V_{bb,Rd} - V_{oc,Rd}) \quad \text{mais} \quad V_{o,bb,Rd} \geq V_{oc,Rd}$$

où

r_e : distance entre le centre de l'ouverture et le centre du panneau, mesurée parallèlement à la diagonale de compression du panneau, comme il est illustré sur la Figure 2.11 ;

$r_{e,max}$: valeur de r_e pour une ouverture similaire (théorique) placée dans l'angle extrême du panneau ;

$V_{bb,Rd}$: résistance au voilement par cisaillement du champ diagonal de traction du panneau non ajouré, selon l'EC3 (clause 5.6.4.1(1)) [23];

$V_{oc,Rd}$: valeur de $V_{o,bb,Rd}$ pour un panneau similaire comportant une ouverture centrale.

Pour tous les autres cas, la résistance au voilement par cisaillement pour un panneau d'âme comportant une ouverture centrale peut en toute sécurité être utilisée pour un panneau d'âme comportant une ouverture excentrée.

2.4.2.3.3. Panneau d'âme comportant une ouverture renforcée

La résistance au voilement par cisaillement $V_{o,bb,Rd}$ de l'élément peut être prise égale à la résistance au voilement par cisaillement du champ diagonal de traction $V_{bb,Rd}$ de la section transversale non ajourée, obtenue selon l'EC3 (clause 5.6.4.1(1)) [23], mais à condition que le renforcement satisfasse les critères appropriés donnés en (1) à (6).

1- le renforcement longitudinal ou circulaire soit calculé pour compenser l'effet de l'ouverture sur le champ diagonal de traction (voir Figure 2.12), le moment de résistance plastique $M_{pl,r,Rk}$ du renforcement satisfasse le critère suivant :

$$M_{pl,r,Rk} \geq M_{r,Sk}$$

Le moment interne $M_{r,Sk}$ du renforcement est donné par les expressions suivantes :

- pour une ouverture rectangulaire :

$$M_{r,Sk} = (h_0 \cos \phi + a_0 \sin \phi)^2 t_w \sigma_{bb} / 16$$

- pour une ouverture circulaire :

$$M_{r,Sk} = d_0^2 t_w \sigma_{bb} / 16$$

où :

σ_{bb} : résistance du champ diagonal de traction de la section transversale non ajourée, selon l'EC3 (clause 5.6.4.1(1)) [23] [23] ;

ϕ : inclinaison du champ diagonal de traction pour la section transversale non ajourée, selon l'EC3 (clause 5.6.4.2) [23].

2- le moment de résistance plastique $M_{pl,r,Rk}$ du renfort au moyen de l'expression :

$$M_{pl,r,Rk} = 0,25 b_r d_r^2 f_{yR}$$

où

b_r : largeur totale du renfort, comprenant l'épaisseur de l'âme entre deux plats de renfort le cas échéant ;

d_r : hauteur du renfort, comme il est montré sur la Figure 2.13.

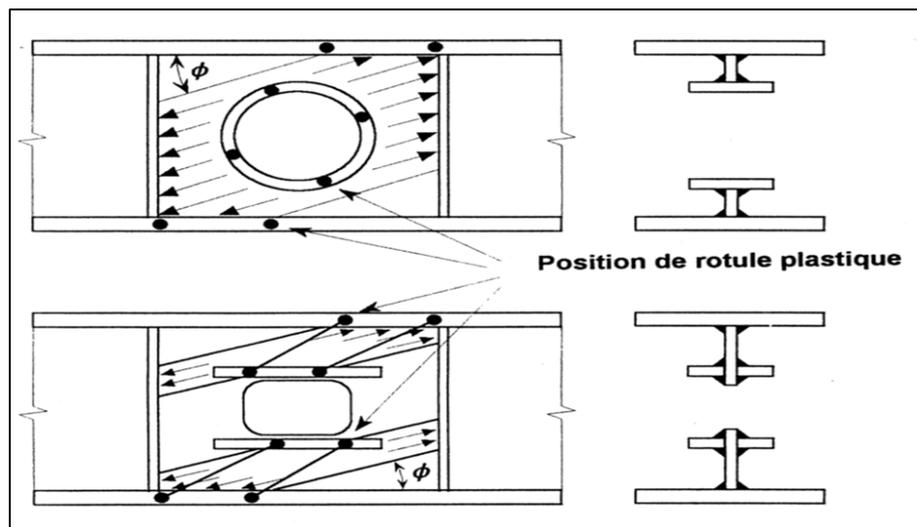


Figure 2.12 : Modèle de calcul du renfort [2]

3- pour compenser l'effet de l'ouverture sur la résistance critique au voilement, il convient que les dimensions du renfort, (Figure 2.13), satisfassent également les critères suivants :

- pour une ouverture rectangulaire :

$$\frac{d_r}{d_w} \left(\frac{b_r}{t_w} \right)^2 \sqrt{\frac{d_w a}{h_0 a_0}} \geq 2.76$$

- pour une ouverture circulaire :

$$\left(1 - \frac{1.5 d_0}{\sqrt{a^2 + d_w^2}} \right) \left[1 + \frac{6 d_r}{d_w} \left(\frac{b_r}{t_w} \right)^2 \sqrt{\frac{d_0}{\sqrt{a^2 + d_w^2}}} \right] \geq 1.0$$

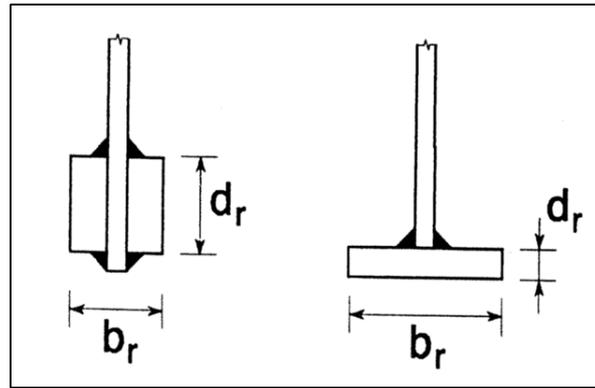


Figure 2.13 : Dimensions du renfort [2]

4- pour des ouvertures rectangulaires, il convient que le renforcement soit convenablement ancré au-delà des extrémités des ouvertures. Outre les quatre critères présentés dans le § 2.4.1.5, la longueur d'ancrage l_v du renfort satisfasse également le critère suivant :

$$l_v \geq 0.5 \left(\sqrt{a_0^2 + h_0^2} - a_0 \right)$$

5- pour des ouvertures rectangulaires, les soudures soient calculées pour résister à un effort axial $F_{r,Sd}$ s'exerçant dans le renfort, égal à la résistance axiale de calcul du renfort $F_{r,Rd}$.

6- pour des ouvertures circulaires, la résistance de calcul par unité de longueur $F_{w,Rd}$ selon l'EC3 (clause 6.6.5.3(3)) [23], des soudures d'assemblage du renfort sur l'âme satisfasse le critère suivant :

$$F_{w,Rd} \geq t_w \sigma_{bb}$$

où :

σ_{bb} : résistance du champ diagonal de traction de la section transversale non ajourée, selon l'EC3 (clause 5.6.4.1(1)) [23];

t_w : épaisseur de l'âme.

2.4.2.4. Moment de résistance

Dans une poutre munie de raidisseurs d'âme transversaux intermédiaires, le moment résistant $M_{o,Rd}$ à mi-longueur d'une ouverture d'âme, en tenant compte des effets de l'effort tranchant V_{Sd} s'exerçant en ce point, peut être déterminé au moyen de l'expression :

$$M_{o,Rd} = M_{f,Rd} + (M_{o,pl,Rd} - M_{f,Rd}) (1 - V_{Sd} / V_{o,Rd})$$

où :

$M_{f,Rd}$: moment plastique de résistance d'une section transversale composée uniquement des semelles ;

$M_{o,pl,Rd}$: moment plastique de résistance de la section transversale ajourée ;

$V_{o,Rd}$: résistance au cisaillement de la section transversale ajourée ;

V_{Sd} : effort tranchant de calcul.

2.5. Etats limites de service

2.5.1. Flèches

La flèche d'une poutre en acier est obtenue par la somme des flèches qui apparaissent dans la Figure 2.14 :

$$W = W_1 + W_2 + W_3$$

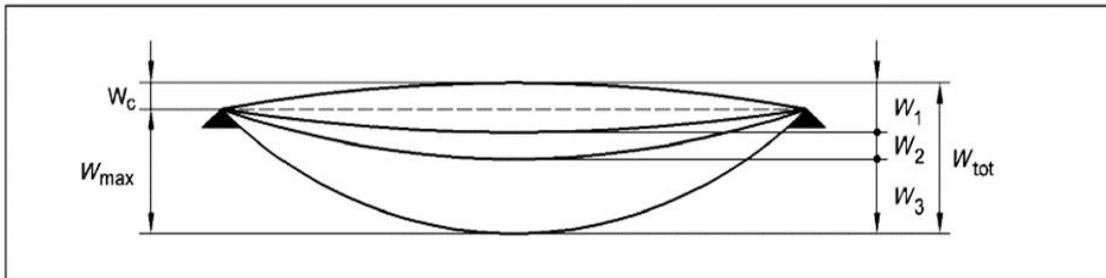


Figure 2.14 : Définition des flèches verticales [2]

où

W_c : Contreflèche dans l'élément structural non chargé ;

W_1 : partie initiale de la flèche sous les charges permanentes ;

W_2 : partie à long terme de la flèche sous les charges permanentes ;

W_3 : partie additionnelle de la flèche due aux actions variables ;

W_{max} : flèche totale compte tenu de la contreflèche, soit $W_{max} = W_{tot} - W_c$.

Le calcul de la flèche se fait de la même façon que pour un profilé à âme pleine. La différence consiste à ajouter la flèche additionnelle provoquée par chaque ouverture. L'annexe N recommande de déterminer la déformation additionnelle de la poutre ajourée en prenant en compte :

- l'effet de flexion globale sur la déformation totale de la section transversale ajourée ;
- l'effet de déformation par flexion locale des Tés supérieur et inférieur ;
- l'effet de déformation par cisaillement des Tés supérieur et inférieur.

Cependant, aucune méthode de calcul de cette flèche additionnelle n'est donnée dans l'annexe N. Nous présenterons donc la formule simplifiée donnée par la référence [19] qui ne tient compte que de la flexion. La flèche additionnelle δ_{add} est donnée par l'expression :

$$\frac{\delta_{add}}{\delta_b} = k_0 \left(\frac{l_0}{L} \right) \left(\frac{d_0}{L} \right) \left(1 - \frac{x}{L} \right)$$

où :

x : est la position de l'ouverture $x \leq 0,5L$;

d_0 : est la hauteur de l'ouverture ou le diamètre pour une ouverture circulaire ;

k_0 : est un coefficient égal à 2 pour une ouverture non raidie, et à 1,5 pour une ouverture raidie ;

δ_b : est la flèche de flexion pure de la poutre non ajourée.

2.5.2. Vibrations

L'annexe N ne donne aucune indication en ce qui concerne le calcul des vibrations d'une section ajourée. Toutefois, la vérification des vibrations est nécessaire afin d'éviter les phénomènes de résonance pour des éléments tels que des planchers.

2.6. Conclusion

Dans ce chapitre, on a présenté la démarche de dimensionnement des poutres en acier à ouvertures d'âmes isolées renforcées ou non par des raidisseurs proposée dans l'Annexe N de la version de l'ENV 1993-1-1 [2]. La démarche consiste à estimer la résistance des poutres correspondant à chacun des modes de ruine qui peuvent survenir dues à la présence des ouvertures dans l'âme. La méthode est applicable sous conditions de satisfaire certaines limites relatives aux dimensions des ouvertures, l'espacement entre deux ouvertures adjacentes et la distance entre une ouverture et une charge concentrée ou une réaction d'appui. Les principaux modes de ruine, spécifiques à ce type de poutres, sont liés en général au transfert des efforts de cisaillement à travers les ouvertures et à la classe des sections vis-à-vis du voilement local de Tés. Les formules sont proposées en fonction de la forme des ouvertures et de la classe de résistance des Tés. Des formules sont aussi proposées dans le cas où des raidisseurs horizontaux et/ou verticaux sont utilisés pour renforcer les ouvertures. L'efficacité des raidisseurs dépend de leur disposition, de leur section et aussi de leur longueur d'ancrage qui n'est pas prise en compte dans les formules de calcul du moment et de l'effort tranchant résistant. Cependant, L'Annexe N donne peu de précisions sur le calcul des flèches et des vibrations. Sauf quelques règles générales y sont brièvement mentionnées. Dans ce cas, il faut avoir recours aux méthodes publiées dans la littérature ou aux simulations numériques.

Chapitre 3

MODELISATION NUMERIQUE ET VALIDATION EXPERIMENTALE

3.1. Introduction

L'objectif de ce chapitre est de développer et de valider un modèle numérique non linéaire pour simuler le comportement des poutres ajourées avec une ouverture rectangulaire isolée avec ou sans renfort jusqu'à la ruine. Les simulations numériques sont effectuées à l'aide du logiciel de calcul par éléments finis ABAQUS/CAE, version 6.14. Abaqus est un logiciel très largement utilisé dans diverses industries et couvre presque tous les domaines de la physique pour résoudre des problèmes très variés de la mécanique des structures et de la mécanique des milieux continus (statiques et dynamiques, linéaires et non linéaires).

Pour valider le modèle numérique, les résultats des simulations sont comparés avec ceux des essais menés par Al-Dafafea [1] à l'université de Clermont-Ferrand sur des poutres avec des ouvertures rectangulaires dans l'âme et différentes configurations de raidisseurs verticaux et horizontaux.

3.2. Modèle numérique

3.2.1. Description des poutres testées par Al-Dafafea [1]

Al-Dafafea [1] a effectué des essais sous chargement monotone sur treize poutres munies d'une ouverture rectangulaire de même longueur $L_0 = 375$ mm et élaborées toutes à partir d'un profilé de base IPE 500 de portée 1982 mm. Les configurations à la base des poutres testées sont représentées sur la figure 3.1.

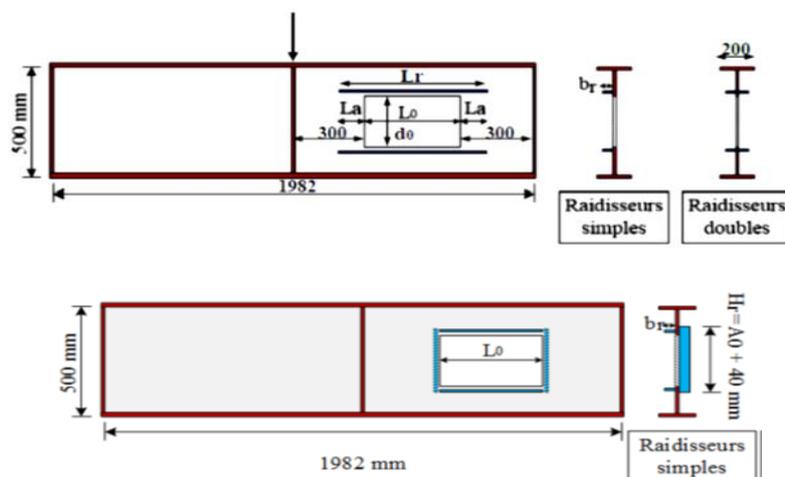


Figure 3.1 : Configurations de base des poutres testées par Al-Dafafea [1]

Le Tableau 3.1 décrit les caractéristiques géométriques nominales et la dénomination de chacune des poutres testées.

Tous les raidisseurs horizontaux ont une largeur $b_r = 60$ mm et une épaisseur de 10 mm. Les raidisseurs verticaux ont une hauteur égale à 340 mm et une épaisseur égale à 10 mm. Les raidisseurs sont disposés sur le bord de l'ouverture laissant seulement l'espace nécessaire aux cordons de soudure.

Tableau 3.1: Liste des éprouvettes testées [1]

Spécimen	d_0 (mm)	L_r (mm)	Simple double	L_a (mm)	Raidisseur vertical
A0RHS0	0	0	0	0	0
A3RHS0	300	0	0	0	0
A3RHS3	300	375	Simple	0	0
A3RHS7	300	775	Simple	200	0
A3RHD3	300	375	Double	0	0
A3RHV3	300	375	Simple	0	V
A3RHD7	300	775	Double	200	0
A2RHS0	200	0	0	0	0
A2RHS3	200	375	Simple	0	0
A2RHS7	200	775	Simple	200	0
A2RHD3	200	375	Double	0	0
A2RHV3	200	375	Simple	0	V
A2RHD7	200	775	Double	200	0

Les éprouvettes sont divisées en deux groupes compte tenu du fait que le vérin avait une capacité limitée à environ 900 KN. Le premier groupe a atteint la ruine alors que le deuxième groupe a atteint un certain niveau de déformation plastique sans ruine. Les éprouvettes concernées pour chaque groupe sont les suivantes :

-Groupe A : éprouvettes A3RHS0, A3RHS3, A3RHS7, A3RHD3, A3RHV3, A3RHD7, A2RHS0, A2RHS3, A2RHS7, A2RHD3, A2RHV3, A2RHD7 et A0RHS0.

-Groupe B : éprouvettes A3RHD7, A2RHS0, A2RHS3, A2RHS7, A2RHD3, A2RHV3, A2RHD7 et A0RHS0.

Les différentes configurations ont été choisies pour favoriser des ruines en rotules plastiques (flexion Vierendeel) ou des ruines par instabilité de parois. Les caractéristiques géométriques ont été mesurées

en plusieurs points sur la longueur de la poutre. L'écart maximum entre les valeurs nominales et celle mesurées ne dépasse pas 4%.

Sept éprouvettes prélevées sur les poutres ont été testées à la traction simple pour caractériser les propriétés mécaniques de l'acier. En moyenne l'acier possède une limite élastique $f_y = 302$ MPa et une contrainte ultime en traction égale à 443 MPa. Le comportement est donc de type élasto-plastique avec écrouissage.

Le montage d'essai est préparé pour une flexion à trois points en vue de mobiliser le moment fléchissant et l'effort tranchant. Plusieurs dispositifs de mesure des déplacements et de déformations sont utilisés (capteurs LVDT, jauges de déformations, mesures sans contact).

Des maintiens latéraux anti-déversement ponctuels ont été disposés de part et d'autre du point de chargement pour permettre aux poutres d'atteindre leur capacité portante par plastification ou par instabilité locale des parois et non par déversement latéral.

L'essai a été mené sous chargement statique en contrôlant la vitesse de déplacement du vérin. Avant chaque essai, des chargements préliminaires ont été appliqués afin de vérifier la bonne réponse des instruments de mesures et assurer la mise en place des appuis et du système de chargement. Des cycles de charge-décharge ont été réalisés avant le chargement à la ruine (entre 4 et 6 cycles au total). L'objectif de ces « cycles » est d'observer l'évolution de la rigidité à différents niveaux de chargement avec des états plus ou moins avancés en plastification ou instabilité.

Les paramètres mesurés au cours de l'essai sont : la force en kN, les déplacements en mm, les déformations des jauges en $\mu\text{m}/\text{m}$ et les rotations en degré.

3.2.2. Maillage

Les parois des poutres ajourées sont modélisées à l'aide d'éléments de type coque mince (thin shell, S8R selon les notations d'Abaqus). Ce sont des éléments quadrangulaires à 8 nœuds, à intégration réduite (reduced integration) et ont 5 degrés de liberté par nœud, trois translations selon X, Y et Z et deux rotations selon X et Y en repère cartésien. Ces éléments font partie de la famille basée sur l'assemblage d'une plaque et d'une membrane (théorie de Marguerre). La Figure 3.2 illustre un élément de type S8 à intégration complète. La méthode d'intégration réduite consiste à prendre un seul point d'intégration de Gauss pour calculer les matrices des raideurs. Le recours aux méthodes de sous-intégration permet de réduire les temps de calcul de façon significative.

Les éléments S4R5 et S8R5 sont utilisés en général pour les applications de coques minces, pour lesquelles le cisaillement transverse est négligeable (théorie de Kirshoff). Dans tous les cas, les contraintes et les déformations normales à travers l'épaisseur sont négligées. La différence principale entre les éléments coques à quatre et huit nœuds est dans le type d'interpolation utilisé lors de la

résolution du modèle : les éléments à quatre nœuds utilisent une interpolation linéaire et ceux à huit nœuds utilisent une interpolation quadratique. Les éléments à huit nœuds donnent donc généralement une meilleure approximation de la solution.

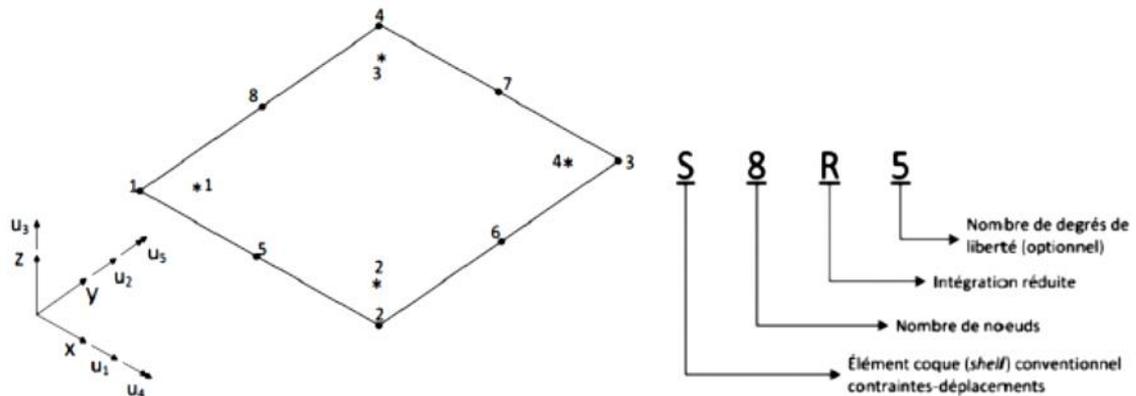


Figure 3.2. Géométrie de référence et notations utilisées pour les éléments S8R dans ABAQUS

Un maillage structuré est effectué à travers les surfaces moyennes des parois et autour des ouvertures, lieu privilégié d'apparition de concentrations de contraintes. Le nombre et la taille des éléments sont définis à partir d'une étude de convergence de manière à avoir une bonne adéquation entre la précision des résultats et le temps de calcul. Un exemple du maillage d'une poutre testée est illustré sur la figure 3.3.

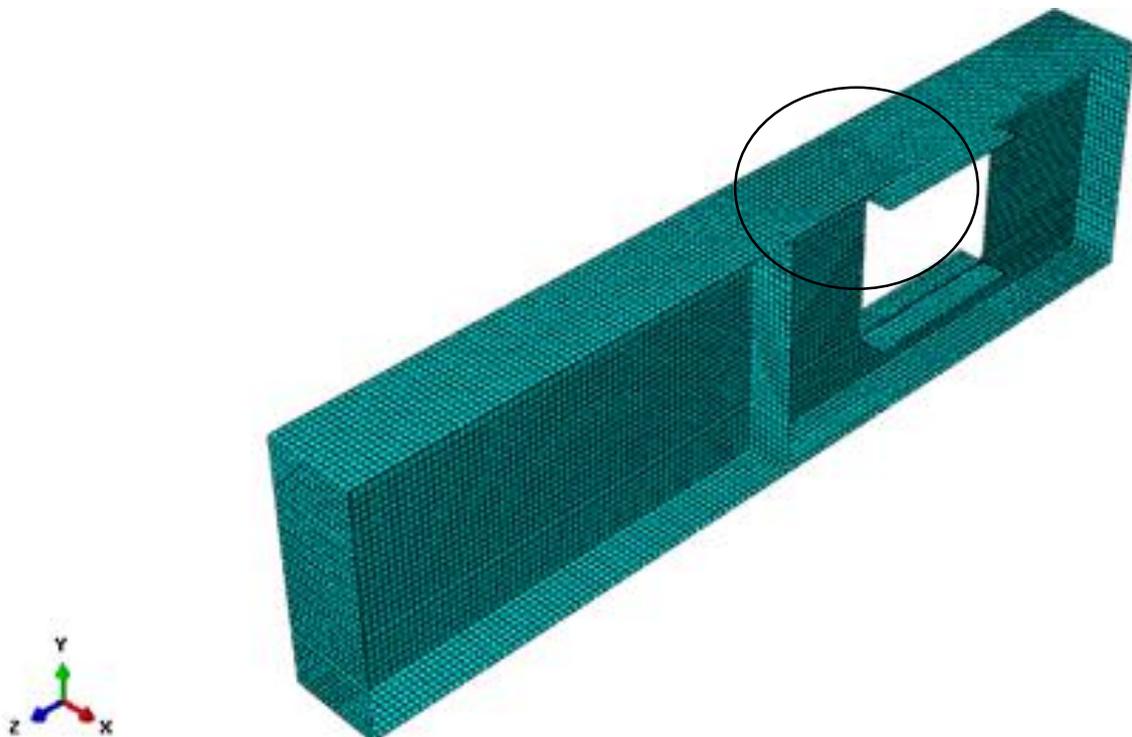


Figure 3.3: Maillage d'une poutre avec une ouverture renforcée par des raidisseurs horizontaux

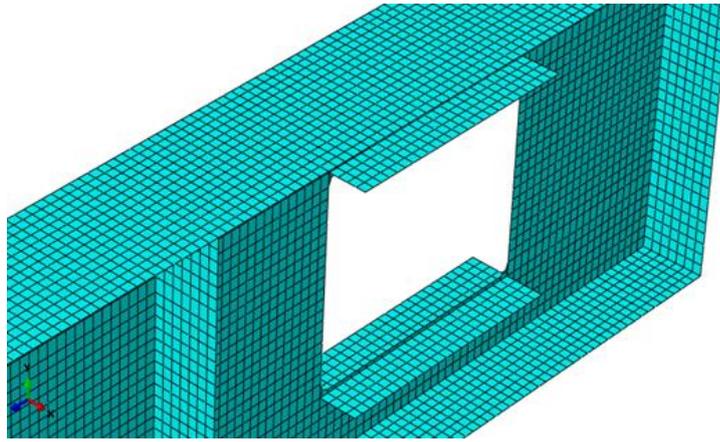


Figure 3.4 : Détail du maillage autour d'une ouverture rectangulaire renforcée

3.2.3. Conditions aux limites et chargement

Les poutres testées sont simplement appuyées. Les conditions aux limites se traduisent par un blocage de la translations selon l'axe Y du repère global parallèle à l'axe 2 du repère local ($U_Y = U_2 = 0$) de tous les nœuds de la semelle inférieure des deux appuis et un blocage de la translations selon l'axe Z ($U_z = U_3 = 0$) au niveau de la largeur de la semelle inférieure de l'un des appuis. Les déplacements latéraux ($U_x = U_1 = 0$) sont bloqués aux niveaux des plans moyens des semelles sur toute la longueur de la poutre pour simuler le travail des appuis latéraux contre le déversement. Les conditions aux limites considérées dans le modèle numérique sont illustrées sur la figure 3.5.

La mise en charge des poutres est modélisée par une charge ponctuelle monotone appliquée au milieu de la poutre (flexion 3 points). L'utilisateur définit l'incrément de la charge, valeur du pas ainsi que sa valeur finale dans le module "Step".

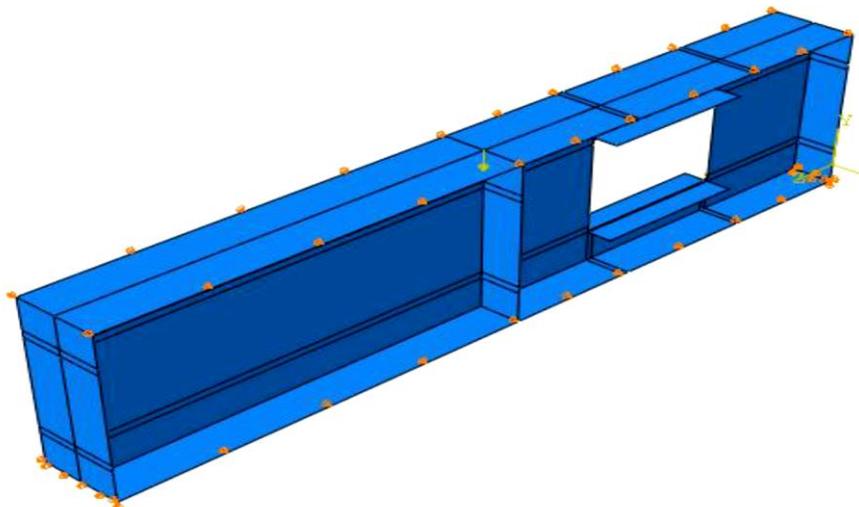


Figure 3.5 : Chargement et conditions aux limites

3.2.4. Loi de comportement de l'acier

Deux lois de comportement du matériau acier ont été retenues, comme il est illustré sur la figure 3.6:

- une loi de type élasto-plastique parfait sans écrouissage ;
- une loi de type élasto-plastique avec écrouissage isotrope linéaire.

Le critère de type von Mises est utilisé pour décrire la surface de plasticité initiale.

Les caractéristiques mécaniques de l'acier dans le domaine élastique sont définies comme suit :

- Module d'Young : $E = 210000 \text{ MPa}$;
- Coefficient de Poisson : $\nu = 0.3$;
- Limite d'élasticité : $f_y = 302 \text{ MPa}$.

Dans le cas d'un comportement élasto-plastique avec écrouissage linéaire, on définit la contrainte ultime conventionnelle f_u comme étant la valeur moyenne obtenue à partir des essais de traction simple, soit $\sigma_u = 443 \text{ MPa}$ et une déformation plastique ultime conventionnelle $\epsilon_u = 25\%$ tel qu'il est prescrit dans le tableau 3.1 de l'EC3 [6].

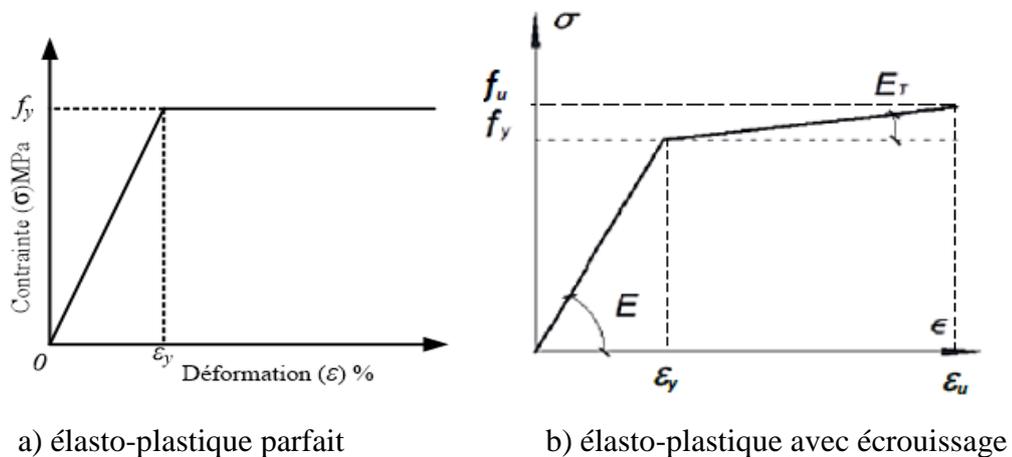


Figure 3.6 : Lois de comportement utilisées

D'autre part, Abaqus exige d'introduire la déformation plastique ultime et la contrainte ultime vraies qu'on peut calculer à l'aide des formules suivantes :

$$\epsilon_{upt} = \epsilon_{ut} - \epsilon_y = \ln(1 + \epsilon_u) - \frac{f_y}{E} = 22\%$$

$$\sigma_{ut} = \frac{F_u}{S} = f_u(1 + \epsilon_u) = 553 \text{ MPa}$$

où

ϵ_{upt} est la déformation plastique ultime vraie ;

ϵ_{ut} est la déformation ultime totale vraie ;

ε_y est la déformation élastique maximale ;

ε_u est la déformation ultime totale nominale ou conventionnelle ;

F_u est la charge ultime ;

S est l'aire vraie de la section transversale de l'éprouvette testée.

3.2.5. Non-linéarité géométrique

La non-linéarité géométrique est due aux déplacements même de la structure. En effet, lorsque ces déplacements deviennent importants, l'équilibre ne peut plus être décrit dans la configuration initiale non déformée (déformation au premier ordre des déplacements) mais doit être étudiée dans la configuration déformée (déformation au second ordre des déplacements). Au sein de cette catégorie, on peut distinguer les grands déplacements et les rotations modérées, d'une part et les grands déplacements et les grandes rotations d'autre part. Dans le module "Step" d'Abaqus, la fonction dite «NLgeom» est activée pour tenir compte des non linéarités géométriques.

3.3. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Dans le cadre de ce mémoire, nous n'avons pas la possibilité d'effectuer des essais sur des poutres avec des ouvertures dans l'âme. Comme il a été déjà mentionné, les résultats numériques ont été confrontés avec les résultats d'essais réalisées Al-Dafafea [1] à l'Université de Clermont-Ferrand. Seuls les résultats des essais sur les cinq poutres du groupe A ont été utilisés étant donné que seules les poutres de ce groupe ont atteint la ruine et dans cette étude on s'intéresse en premier lieu à l'étude de l'influence du renfort des ouvertures rectangulaires par des raidisseurs longitudinaux sur la résistance ultime des poutres. La comparaison des résultats concerne les charges ultimes, les courbes globales force-déplacement des poutres testées et les modes de ruine.

3.3.1 Charges ultimes

Le Tableau 3.2 compare les valeurs de la charge ultime des cinq poutres du groupe A testée par Al-Dafafea [1] mesurées expérimentalement avec celles obtenues avec le logiciel Abaqus en considérant des lois de comportement avec et sans écrouissage. $P_{MEF,EPP}$ désigne la charge ultime obtenue en considérant un comportement élasto-plastique parfait de l'acier, alors que $P_{MEF,EPE}$ désigne la charge ultime obtenue en considérant un comportement élasto-plastique avec écrouissage.

Il peut être constaté que les valeurs de la charge ultime obtenus avec un comportement élasto-plastique avec écrouissage sont plus proche des valeurs expérimentales que ceux obtenues avec un comportement sans écrouissage. Le ratio $P_{Essai}/P_{MEF,EPE}$ varie entre 0.88 et 1.19. La charge ultime prédite pour la poutre A3RHS7 est la plus éloignée de la valeur expérimentale mais elle est du côté de la sécurité ($P_{Essai} >$

P_{MEF}). En moyenne ce ratio est égal à 1.02. Cette valeur moyenne représente une valeur du côté de la sécurité comme c'est le cas des résultats obtenus pour les poutres testées A3RHS0, A3RHS7 et A3RHHV3. Malgré le nombre limité des poutres testées utilisées pour la validation du modèle numérique proposé dans cette étude, on peut estimer que ce dernier fournit un ordre de grandeur acceptable de la charge ultime pour des poutres en acier munies d'une ouverture rectangulaire avec ou sans renfort.

Tableau 3.2 : Comparaison charges ultimes expérimentales et numériques

Spécimen	P_{Essai} (KN)	$P_{MEF,EPP}$ (KN)	$P_{Essai}/P_{MEF,EPP}$	$P_{MEF,EPE}$ (KN)	$P_{Essai}/P_{MEF,EPE}$
A3RHS0	582	469.82	1.23	563.22	1.03
A3RHS3	557	521.87	1.06	583.03	0.95
A3RHS7	879	673.15	1.30	737.84	1.19
A3RHD3	592	578.54	1.02	669.60	0.88
A3RHHV3	625	520.56	1.20	595.27	1.04
Moyenne			1.16		1.02

Al-Dafafea [1] a utilisé les logiciels CAST3M et ABAQUS pour modéliser différents types de poutres avec des ouvertures dans l'âme avec ou sans renfort. Les poutres ont été modélisées avec CAST3M respectivement à l'aide des éléments volumiques à 8 et 20 nœuds ayant chacun comme degrés de liberté 3 translations. Avec Abaqus des éléments volumiques à 8 nœuds ayant chacun 3 degrés de libertés (translations) ont été utilisés. Le modèle numérique tient compte des non linéarités géométriques et matérielles ainsi que des imperfections géométriques initiales basées sur le premier mode de flambement. Le matériau acier est modélisé à l'aide d'une loi de comportement élasto-plastique parfait sans écrouissage. Deux configurations de l'âme ont été considérées. Une configuration avec blocage hors-plan qui vise à étudier la poutre avec un maintien latéral sur tout le bord libre de l'ouverture évitant ainsi tous phénomènes d'instabilité locale à ce niveau. Dans la deuxième configuration aucun maintien latéral, à l'exception de ceux utilisés durant l'essai n'ont été considérés. Le Tableau 3.3 compare les ratios P_{Essai}/P_{MEF} obtenus lors de cette étude et ceux obtenus par Al-Dafafea [1] dans les cas où les poutres sont discrétisées en éléments à 20 nœuds sur CAST3M et en éléments à 8 nœuds sur ABAQUS et ne sont pas munies de maintiens latéraux sur les bords de l'ouverture. Il peut être remarqué que les valeurs que nous avons obtenues, en termes de charge ultime, sont plus proches et plus sécuritaires que celles les valeurs obtenues par les modèles proposés par Al-Dafafea [1]. Malgré que ces derniers sont des modèles plus avancés que celui proposé dans cette étude.

Tableau 3.3 Comparaison charges ultimes de cette étude et celles obtenues par Al-Dafafea [1]

Spécimen	$P_{\text{Essai}} / P_{\text{MEF}}$		
	Modèle de cette étude	Al-Dafafea	
		ABAQUS	CAST3M
A3RHS0	1.03	0.93	0.94
A3RHS3	0.95	0.88	0.84
A3RHS7	1.19	1.11	0.94
A3RHD3	0.88	0.78	0.88
A3RHV3	1.04	0.95	0.96
Moyenne	1.02	0.93	0.91

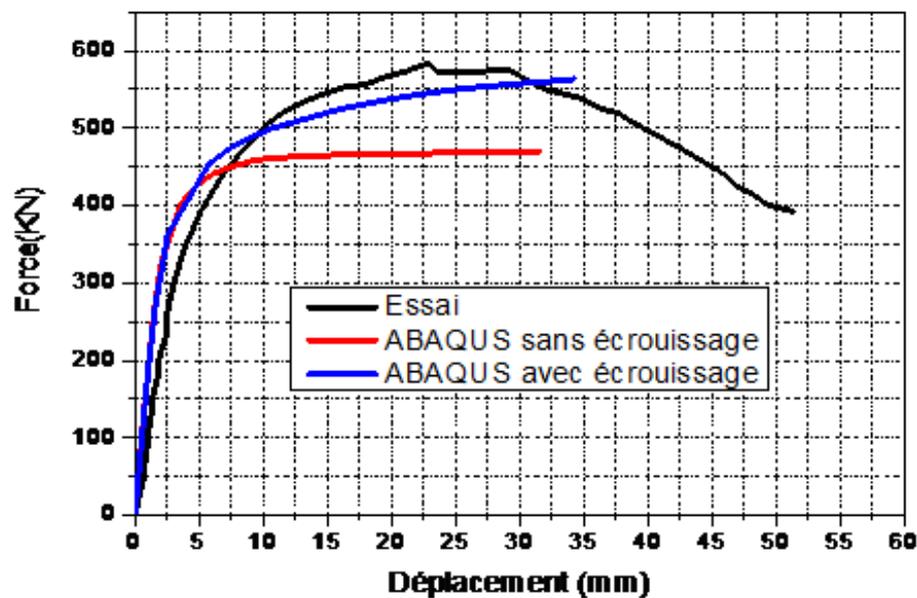
3.3.2. Courbes charge-déplacement

Les résultats obtenus au terme d'une analyse non linéaire sont les mêmes que ceux obtenus dans le cadre d'une analyse statique linéaire, avec en plus la possibilité d'analyser la force en fonction du déplacement de la structure, et ainsi on peut estimer l'influence de la déformation plastique sur la non linéarité du comportement général de la structure.

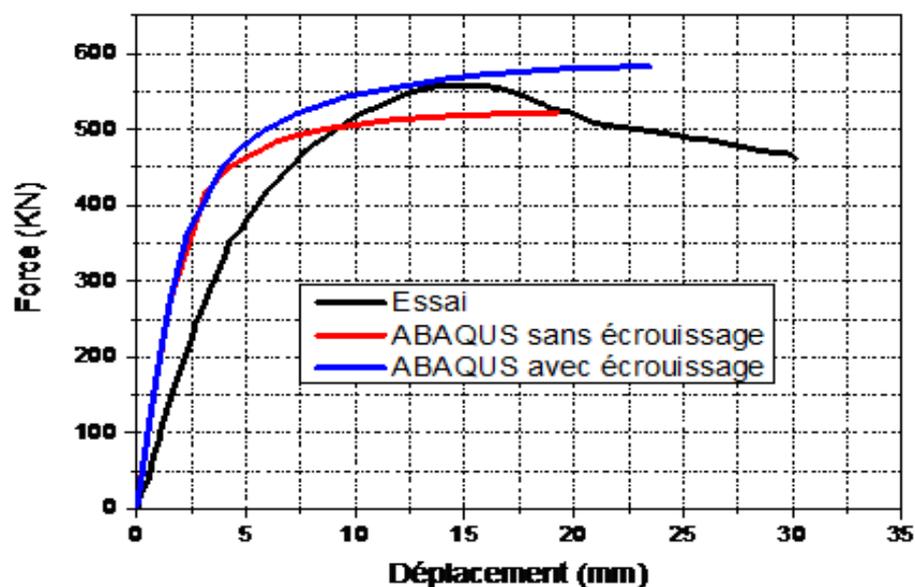
La figure 3.7 compare les courbes charge-déplacement mesurées expérimentalement et celles obtenues numériquement en considérant les deux lois de comportement avec et sans écrouissage. Les déplacements verticaux sont mesurés à mi-travée des poutres testées du groupe A.

Il peut être remarqué que pour l'ensemble des poutres étudiées, il y'a un écart important entre les courbes force-déplacement que ce soit dans le domaine élastique ou dans le domaine plastique où les déplacements mesurés expérimentalement sont nettement supérieurs à ceux obtenus par les simulations numériques. Dans le domaine élastique, les courbes expérimentales montrent des rigidités plus faibles que celles prédites par le modèle numérique. Les déplacements maximums mesurés durant les essais sont de l'ordre de 5 mm tandis que ceux prédits par le modèle numérique valent approximativement 2.5 mm, soit la moitié de ceux enregistrés aux essais. A noter cependant que l'écart le plus faible entre les courbes expérimentales et les courbes numériques dans le domaine de comportement linéaire est obtenu pour la poutre A3RHS0, poutre pour laquelle l'ouverture n'a pas de renfort longitudinal. L'écart entre les courbes expérimentales et numériques augmente au fur et à mesure que le comportement devient non linéaire. L'écart le plus important est obtenu pour la poutre A3RHS3. La non prise en compte des instabilités locales ou globales et des imperfections géométriques et matérielles (contraintes résiduelles) est probablement la cause de cette divergence entre les résultats numériques et expérimentaux. Les déplacements mesurés durant les essais à l'état de ruine varient entre 30 et 50 mm, ceux du modèle numérique avec écrouissage entre 20 mm et 35 mm et ceux du modèle sans écrouissage entre 15 mm et

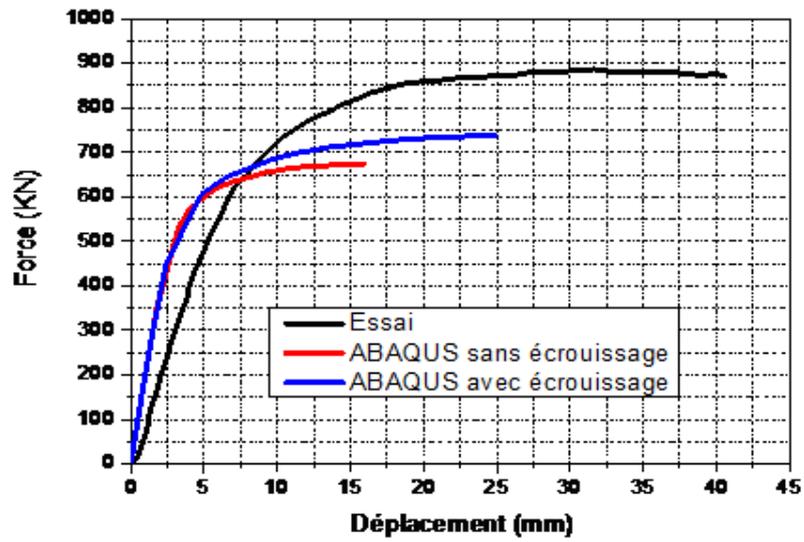
30 mm. Dans le cas d'un comportement élasto-plastique avec écrouissage on obtient des courbes plus proches des courbes expérimentales que celles obtenues en considérant une loi de comportement sans écrouissage. Pour un déplacement similaire, on obtient une charge plus élevée que celle obtenue avec un comportement sans écrouissage. Le déplacement ultime est légèrement plus élevé dans le cas d'un comportement avec écrouissage et plus proche des valeurs mesurées durant les essais. A noter aussi que les courbes issues des simulations numériques ne comportent pas une partie descendante, signe de ruine par instabilité locale ou globale de la poutre avec ou non une interaction avec la plasticité du matériau. Par contre toutes les courbes expérimentales des poutres testées du groupe, à l'exception de la poutre A3RHS7, comportent une partie descendante.



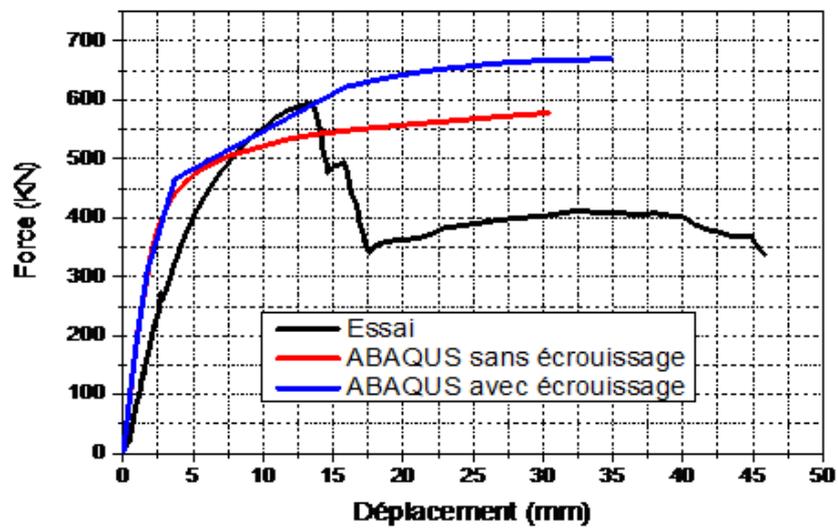
a) Poutre A3RHS0



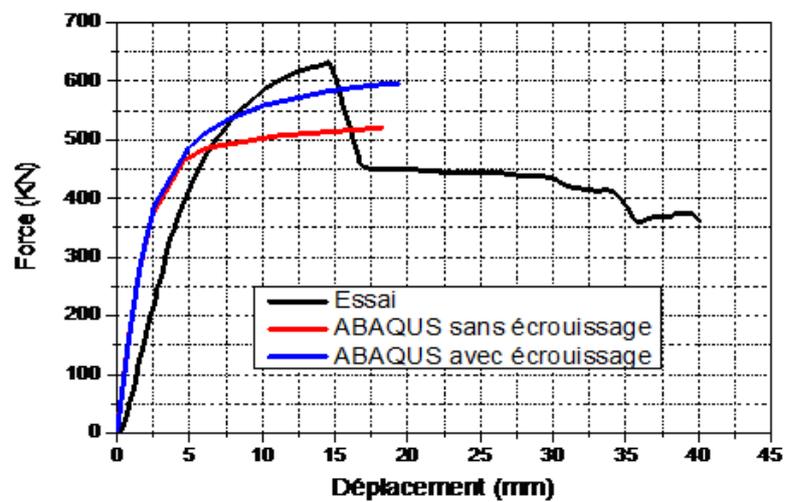
b) Poutre A3RHS3



c) Poutre A3RHS7



d) Poutre A3RHD3



e) Poutre A3RHV3

Figure 3.7 : Courbes charge-déplacement des poutres testées

3.3.3. Modes de ruine

Les modes de ruine des poutres testées sont de type plastification et instabilité locale des parois de la poutre. Les trois modes de ruine observés sont illustrés sur les Figures 3.8, 3.9 et 3.10 [1].

- 1) Ruine par formation d'un mécanisme plastique (Figure 3.8).
- 2) Ruine par plastification de la membrure supérieure avec instabilité globale des du panneau d'âme avec ouverture (Figure 3.9).
- 3) Ruine par écrasement du panneau d'âme entre deux raidisseurs verticaux (Figure 3.10).



Figure 3.8 : Exemple de ruine par plastification de la membrure supérieure [1]



Figure 3.9 : Exemple de ruine par plastification de la membrure supérieure avec instabilité globale des du panneau d'âme avec ouverture [1]



Figure 3.10 : Exemple de ruine par écrasement du panneau d'âme entre deux raidisseurs verticaux [1]

La chute de résistance observée dans les courbes expérimentales après que le comportement ait devenu non linéaire est provoquée par la cassure de l'angle de l'ouverture de l'âme (une rupture en traction), c'est-à-dire dans le coin supérieur à côté du chargement suivi par une augmentation du déplacement hors plan de l'âme. Dans le cas des simulations numériques proposées dans cette étude, les instabilités locales ou globales n'ont pas été prises en compte car les imperfections géométriques qui provoquent des déplacements hors-plan n'ont pas été considérées. On doit donc s'attendre à trouver des zones plastifiées de plus grande étendue que celles observées durant les essais ou même celles obtenues par les simulations menées par Al-Dafafea [1].

Le critère de Von Mises est utilisé pour déterminer si un matériau isotrope subit une plastification. Pour un tenseur de contrainte dans un repère orthonormé quelconque, le critère de non plastification s'écrit :

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)} \leq \sigma_y$$

σ_y est la limite d'élasticité en traction simple du matériau ;

σ_{eq} est la contrainte dite équivalente de Von Mises.

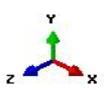
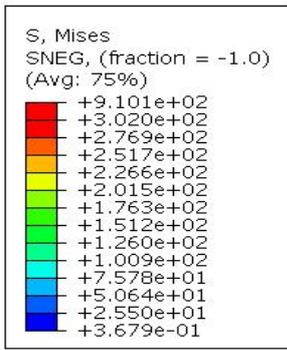
La contrainte « équivalente » permet donc de ramener un état de contrainte triaxial à un état de contrainte de traction « équivalent » (d'où le nom) et donc réciproquement de transformer une courbe de traction uni-axiale en loi de comportement triaxiale. Les contraintes équivalentes sont calculées à chacun des points de Gauss. Ces valeurs sont souvent utilisées pour définir la taille de la surface de rupture des matériaux ductiles isotropes tels que les métaux

Alternativement, ABAQUS permet aussi de déterminer les déformations plastiques équivalentes (PEEQ dans ABAQUS) aux points de Gauss et qui sont définies au sens de Von Mises par l'expression :

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} (\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2)}$$

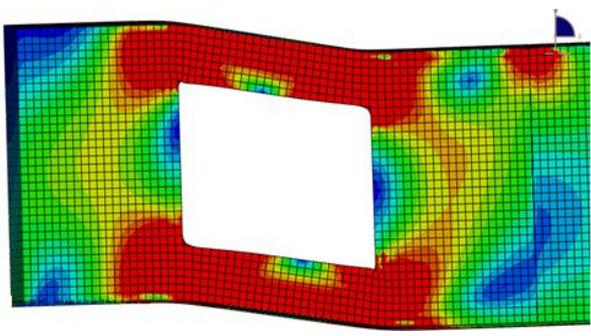
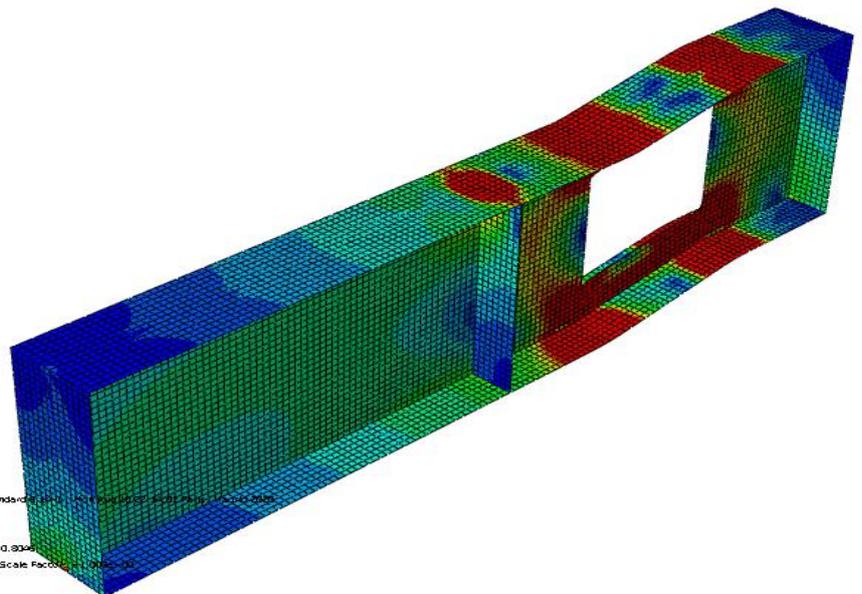
La figure 3.11 représente les cartographies des contraintes équivalentes évaluées à la rupture pour les cinq poutres testées en considérant la loi de comportement bilinéaire avec écrouissage. Les surfaces en rouge traduisent l'étendue des zones plastifiées dans les poutres.

Il peut être remarqué qu'à la ruine les âmes des Tés supérieurs et inférieurs sont complètement ou quasiment plastifiées pour l'ensemble des poutres testées. La plastification commence aux angles de l'ouverture, lieu de concentrations des contraintes, au commencement du comportement non linéaire, puis se propage au reste des âmes des Tés. La ruine des poutres se produit avec une plastification partielle des semelles des Tés dans les zones situées près des angles de l'ouverture. Par ailleurs, les raidisseurs longitudinaux des ouvertures n'ont eux aussi subi qu'une plastification partielle.

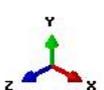
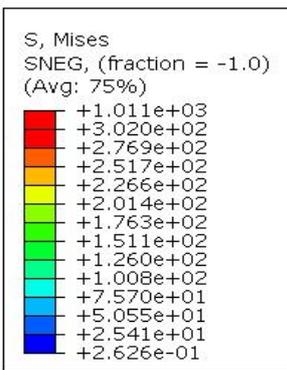


ODB: Job-01.odb Assqas/Standard 610001 - 11/11/2016 11:23:55 - 11/11/2016 11:23:55

Step: Step-1
Job Name: Job-01; Step Time = 0.0306
Primary Var: S, Mises
Deformed Var: U; Deformation Scale Factor: 1.000000

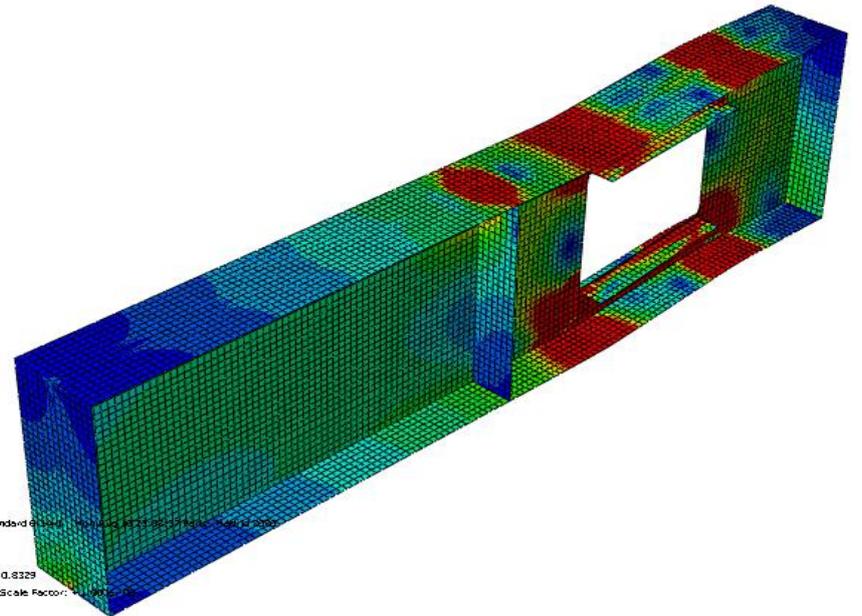


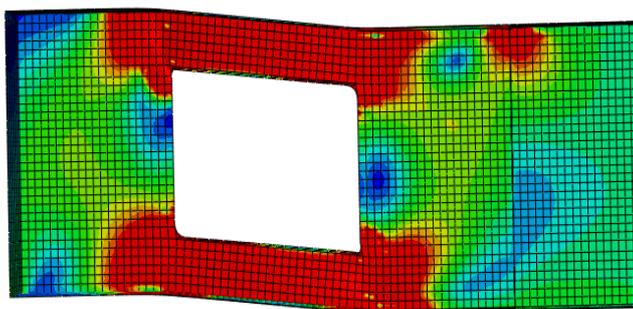
a) Poutre A3RHS0



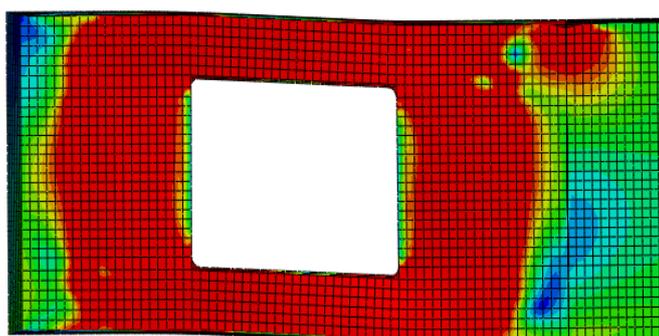
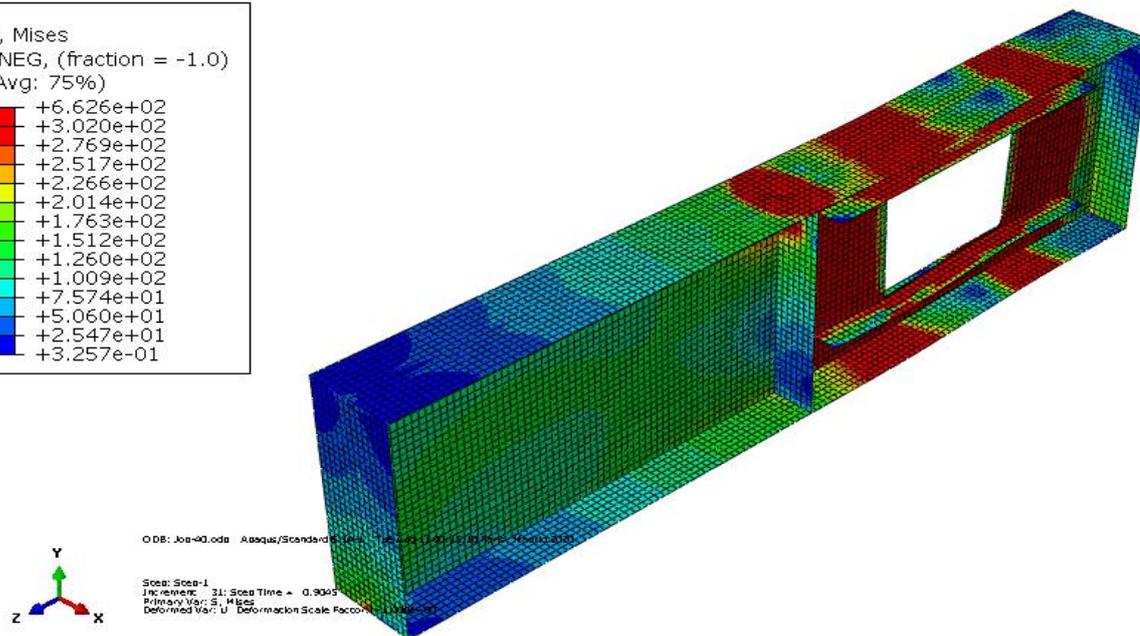
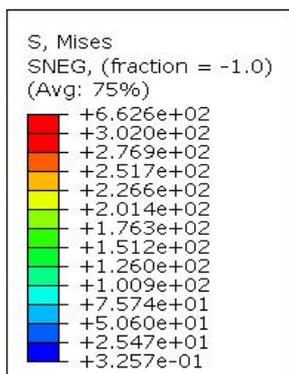
ODB: Job-01.odb Assqas/Standard 610001 - 11/11/2016 11:23:55 - 11/11/2016 11:23:55

Step: Step-1
Job Name: Job-01; Step Time = 0.0323
Primary Var: S, Mises
Deformed Var: U; Deformation Scale Factor: 1.000000

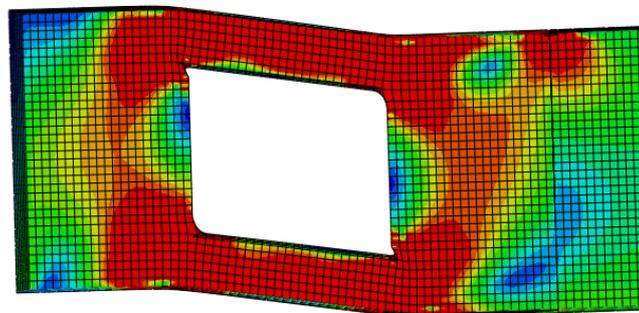
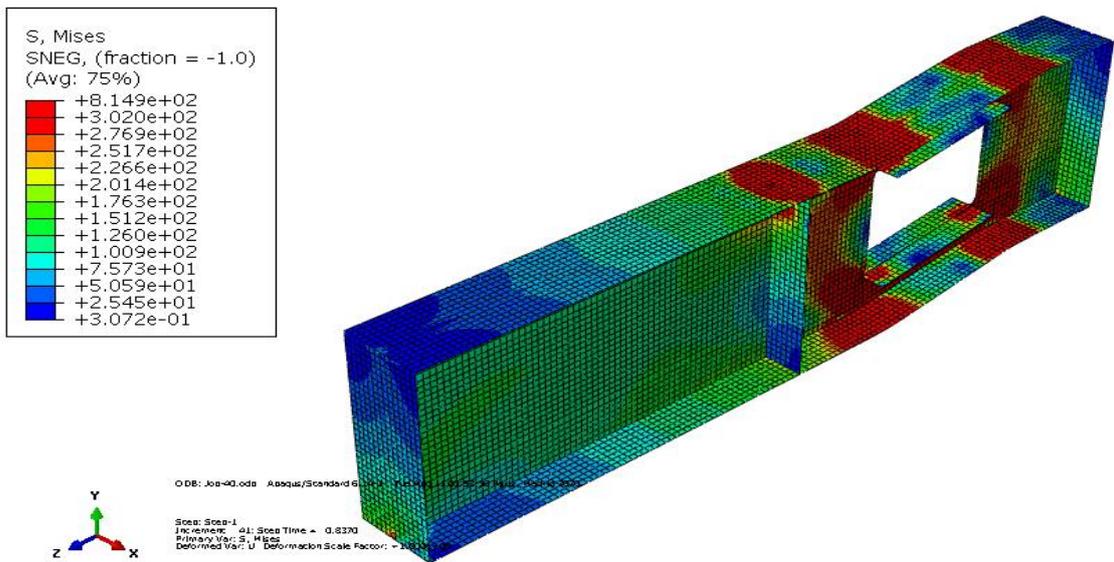




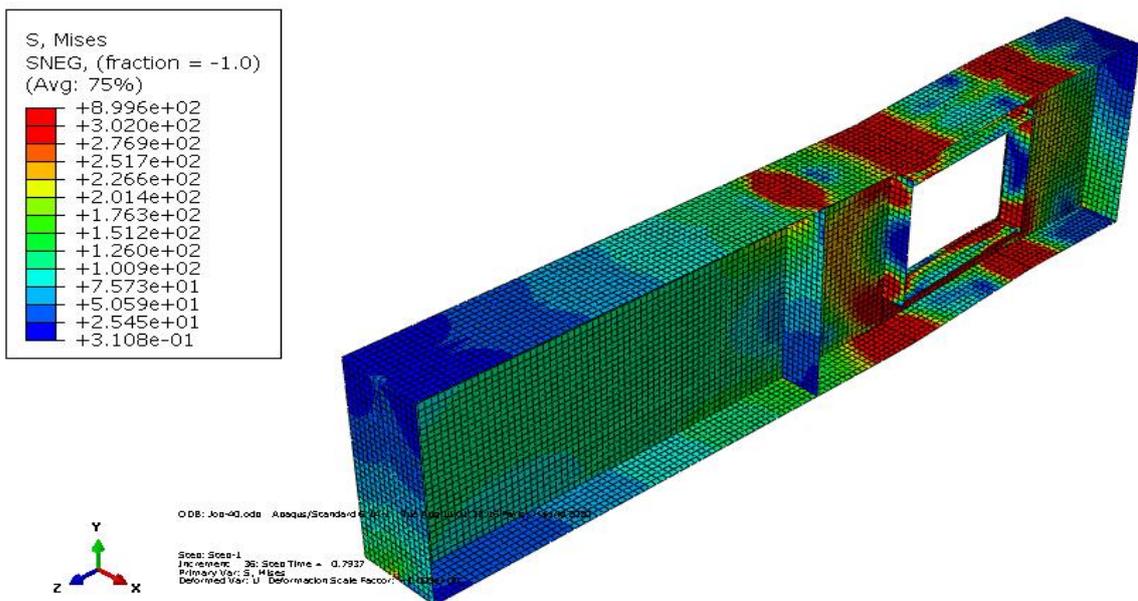
b) Poutre A3RHS3

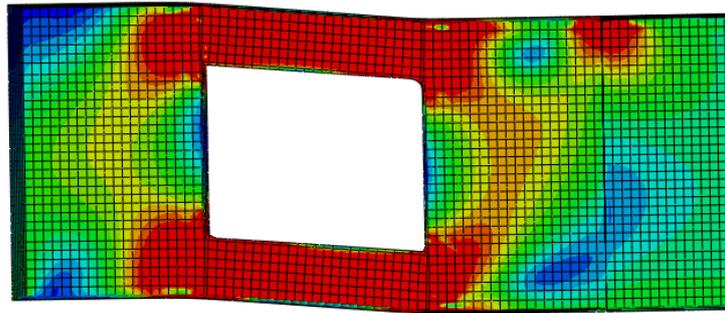


c) Poutre A3RHS7



d) Poutre A3RHD3

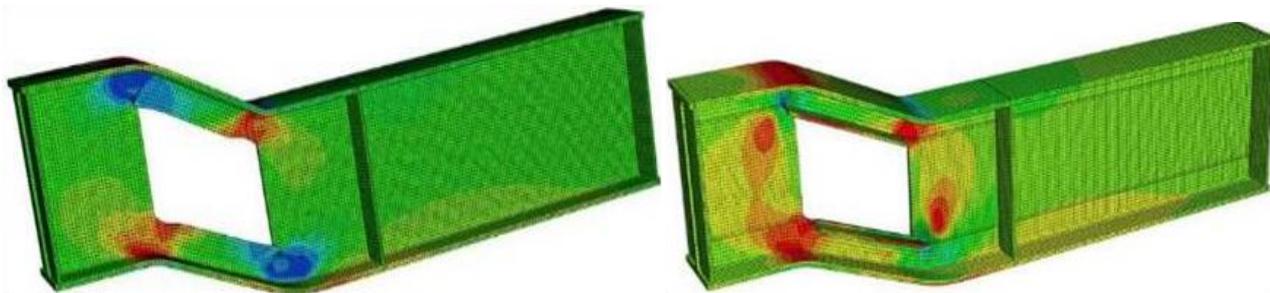




e) Poutre A3RHV3

Figure 3.11 : Cartographie des contraintes de Von Mises des poutres testées

La figure 3.12 montre le champ de contraintes de Von Mises obtenu par Al-Dafafea [1] à partir des poutres A3RHS0 et A3RHS3 juste avant l'état de ruine. Comme il a été mentionné ci-dessus, une imperfection fondée sur le premier mode de flambement a été introduite dans le modèle numérique afin de provoquer des déplacements hors plan. Il peut être remarqué que dans ces cas que les zones plastiques sont concentrées près des angles de l'ouverture et non sur toute la surface des âmes des Tés comme il a été obtenu par le modèle proposée dans cette étude. La ruine des poutres a été provoquée par une interaction entre plasticité et instabilité ce qui conduit au développement de zones plastifiées de taille limitée.



a) A3RHS0

b) A3RHS3

Figure 3.12 : Exemples de cartographie des contraintes de Von Mises obtenues par les simulations d'Al-Dafafea [1]

3.4. Conclusion

Dans ce chapitre on a présenté un modèle numérique pour simuler le comportement des poutres comportant une ouverture rectangulaire isolée dans l'âme munie ou non de raidisseurs verticaux et horizontaux. Le modèle numérique tient compte des non linéarités géométriques et matérielles afin

d'appréhender convenablement leur comportement jusqu'à la ruine. La confrontation des résultats numériques obtenus à l'aide du logiciel ABAQUS avec des résultats expérimentaux publiés dans la littérature a été utilisée pour valider le modèle numérique.

Il ressort de cette comparaison que le modèle numérique peut prédire en moyenne une charge ultime proche de celle obtenue par les essais considérés dans cette étude. Les résultats obtenus avec une loi de comportement élasto-plastique avec écrouissage fournit des résultats meilleurs que ceux obtenus avec un comportement élasto-plastique sans écrouissage. Cependant, nous avons observé un écart important entre les courbes charge-flèche obtenus expérimentalement et ceux issues des simulations numériques. Par ailleurs, le modèle numérique ne permet pas de prédire de façon précise les modes de ruine étant donné que les phénomènes d'instabilité locale n'ont pas été prises en compte.

Chapitre 4

ÉTUDE PARAMÉTRIQUE ET COMPARAISON ENTRE LES RÉSULTATS NUMÉRIQUES ET CEUX DE L'EC3

4.1. Introduction

Le modèle numérique développé dans le chapitre 3 est utilisé pour étudier l'influence de la configuration et les dimensions des raidisseurs horizontaux sur la résistance ultime des poutres en acier munies d'une ouverture rectangulaire large dans l'âme. Pour ce faire, 50 simulations numériques sont réalisées sur une poutre en acier laminée munie d'une ouverture rectangulaire isolée dans l'âme renforcée par des raidisseurs longitudinaux pour évaluer la charge ultime en faisant varier les paramètres suivants :

- positions de l'ouverture ;
- épaisseur des raidisseurs ;
- longueur des raidisseurs ;
- disposition des raidisseurs longitudinaux.

L'autre objectif de ce chapitre est de comparer entre les charges ultimes obtenues par les formules proposées par la méthode de l'annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2] qui ont été présentés au chapitre 2 avec celles obtenues par les simulations numériques exposés dans ce chapitre.

4.2. Modèle numérique

4.2.1. Description des poutres

Les simulations numériques sont effectuées sur une poutre munie d'une ouverture rectangulaire en profilé laminé (IPE 300) de portée $L = 6250$ mm fabriquée en acier S235.

Les dimensions de l'ouverture et les configurations des raidisseurs sont définis en respectant les limites géométriques, imposées par l'Annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2] :

$$\frac{a_0}{h_0} = 3 \quad h_0 < 0.75 d_w = 186.45 \text{ mm}; \quad r_c = 15 \text{ mm} > 2t_w = 14.2 \text{ mm}$$

$$a_r \geq 0.5 d_w = 124.3 \text{ mm}; \quad A_r = b_r \times t_r \leq A_f = b_f t_f = 10.7 \times 150 = 1605 \text{ mm}^2$$

L'ouverture concentrique a pour dimensions : $a_0 = 555$ mm et $h_0 = 185$ mm. Le rapport largeur-hauteur égal à 3 a été choisi afin de favoriser des ruines par rotules plastiques puisque le modèle numérique

utilisé ne permet pas de simuler les modes de ruine par instabilité des parois.

Tous les raidisseurs ont une largeur $b_r = 70$ mm. Pour que le renforcement soit de classe 1, l'épaisseur du renfort doit satisfaire la condition suivante :

$$t_r \geq \frac{b_r}{9\varepsilon} = 7.77 \text{ mm}$$

Les raidisseurs sont disposés sur le bord de l'ouverture laissant seulement l'espace nécessaire au cordon de soudure.

La longueur d'ancrage l_v du renforcement au-delà de chaque extrémité doit satisfaire la condition suivante :

$$l_v \geq 0.25a_0 = 139 \text{ mm}$$

d_w : hauteur hors-tout de l'âme ;

r_c : congé de raccordement d'une ouverture rectangulaire ;

t_w : épaisseur de l'âme du profilé.

a_r : étant la longueur entre le raidisseur d'extrémité et la première ouverture ;

A_r : aire de renforcement ;

b_r : largeur du raidisseur ;

t_r : épaisseur du raidisseur.

4.2.2. Classe de la section transversale

La section transversale d'un IPE 300 située à une distance éloignée des ouvertures d'âme est de classe 1. La condition N.1.7.1 de l'Annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2] est vérifiée.

$$l_0 = 555 \text{ mm} \leq 32\varepsilon t_w = 227.2 \text{ mm} \Rightarrow \text{Condition non vérifiée.}$$

$$b_{wc} = 57.5 \text{ mm} < \frac{10\varepsilon t_w}{\sqrt{1 - \left(\frac{32\varepsilon t_w}{l_0}\right)^2}} = 77.82 \text{ mm} \Rightarrow \text{Condition vérifiée.}$$

Les portions de l'âme formant les âmes des Tés non raidis au-dessus et au-dessous d'ouvertures d'âme non raidies sont donc de classe 2. Ce qui est conforme à l'exigence de la clause N.1.7.2 de l'Annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2].

4.2.3. Modèle numérique

On utilise un modèle numérique similaire à celui décrit et validé au chapitre 3 mais en modifiant la charge appliquée et la loi de comportement du matériau acier.

Les poutres considérées sont soumises à une charge linéique uniformément répartie sur toute la longueur de la ligne moyenne de la semelle supérieure de la poutre. Ce type de chargement est généralement considéré pour le dimensionnement des poutres de bâtiments ou des halls industriels mais appliquées au

niveau de la ligne moyenne de la poutre. Cependant, lorsqu'une poutre est modélisée avec des éléments coques à l'aide du logiciel Abaqus, il est difficile d'appliquer une telle charge et il est plus facile d'appliquer une charge surfacique (pression). Pour cette raison nous avons considéré une pression appliquée de façon monotone sur toute la surface de la semelle supérieure, comme il est illustré sur la figure 4.2, puis transformée en charge linéaire en la multipliant par la largeur de la semelle.



Figure 4.1: Maillage d'une poutre avec une ouverture renforcée par des raidisseurs horizontaux

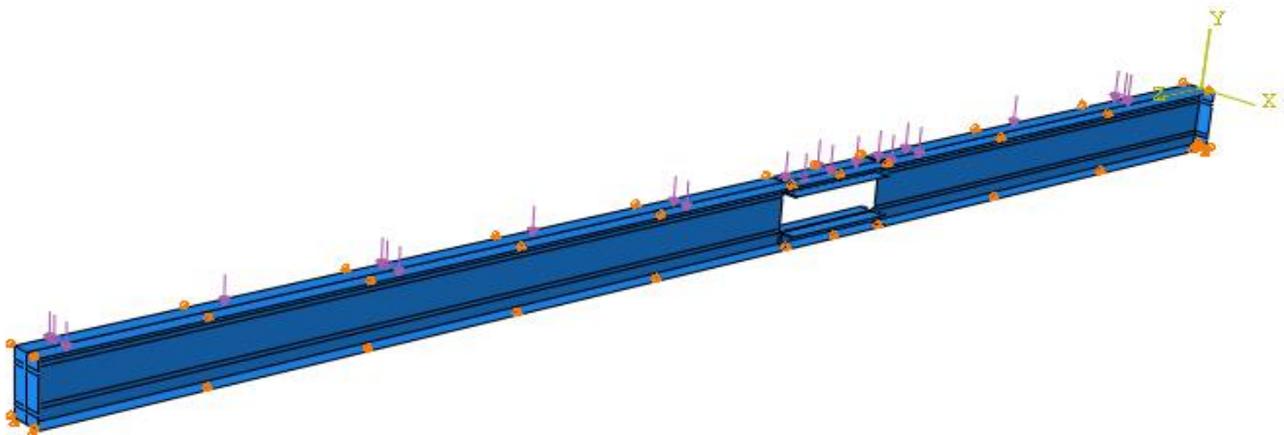


Figure 4.2 : Chargement et conditions aux limites

Le matériau acier est modélisé à l'aide d'une loi de comportement élasto-plastique avec écrouissage isotrope linéaire en adoptant les caractéristiques mécaniques de l'acier suivantes :

- Module d'Young : $E = 210000$ MPa ;
- Coefficient de Poisson : $\nu = 0.3$;
- Limite d'élasticité : $f_y = 235$ MPa (acier S235) ;
- Contrainte ultime conventionnelle : $f_u = 360$ MPa ;
- Déformation plastique ultime conventionnelle : $\epsilon_u = 25\%$.

Dans ce cas, les valeurs vraies de la déformation plastique ultime et la contrainte ultime sont calculées par les formules :

$$\varepsilon_{upt} = \varepsilon_{ut} - \varepsilon_y = \ln(1 + \varepsilon_u) - \frac{f_y}{E} = 22\%$$

$$\sigma_{ut} = \frac{F_u}{S} = \sigma_u(1 + \varepsilon_u) = 450 \text{ MPa}$$

4.3. Etude paramétrique

L'étude paramétrique est menée en faisant varier les paramètres suivants :

- positions de l'ouverture a_r : 142-677-1015-1354-2102-2850 mm ;
- épaisseurs des raidisseurs t_r : 0- $b_r/9\varepsilon = 8$ mm- $b_r/5\varepsilon = 14$ mm ;
- ancrage des raidisseurs l_v : 0- $0.75a_0 = 416$ mm.
- disposition des raidisseurs longitudinaux : unilatéral-bilatéral.

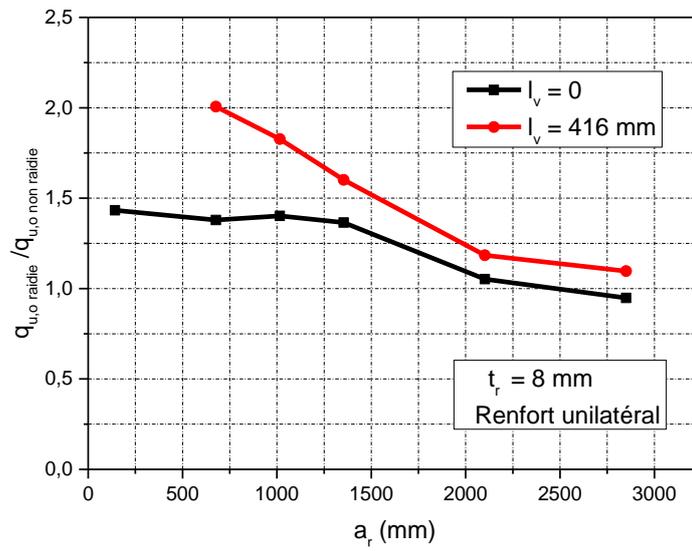
a_r étant la distance entre le bord de l'ouverture et l'appui le plus proche.

4.3.1. Influence de la longueur d'ancrage

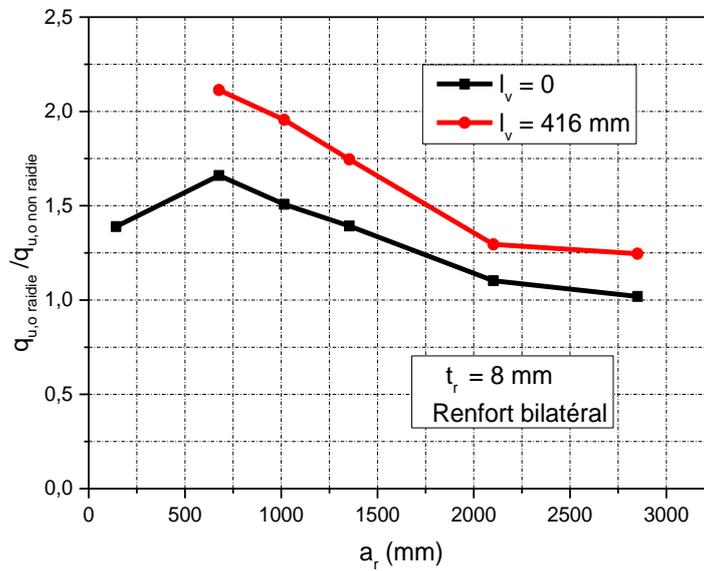
L'objectif est d'étudier l'influence de la longueur d'ancrage sur la résistance plastique des poutres en acier en fonction de la position de l'ouverture rectangulaire d'âme en maintenant l'épaisseur des raidisseurs constante sans changer la configuration du raidisseur. Deux configurations sont considérées : raidisseurs unilatérales et bilatérales. La figure 4.3 représente la variation du rapport entre la charge ultime de la poutre munie d'une ouverture d'âme rectangulaire avec un renfort selon une configuration donnée et la charge ultime lorsque l'ouverture ne comporte pas de renfort en fonction de la position de l'ouverture. Les courbes de cette figure permettent de faire les constatations suivantes.

La charge ultime des poutres augmente de façon significative au fur et à mesure que la distance de l'appui au bord de l'ouverture diminue et la longueur d'ancrage augmente. L'augmentation atteint jusqu'à un peu plus de 111 % dans le cas d'un renfort bilatéral et 100 % dans le cas d'un renfort unilatéral. Cependant, lorsque la longueur d'ancrage d'un renfort bilatéral $l_v = 0$ et $a_r < 677$ mm, la charge ultime des poutres considérées augmente avec l'augmentation de a_r . Par ailleurs, dans le cas d'un renfort unilatéral, la charge ultime diminue avec l'augmentation de a_r .

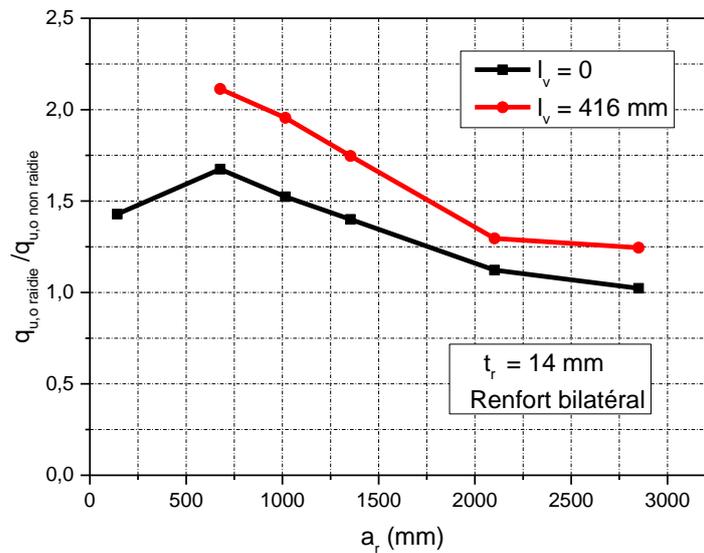
L'influence de la longueur d'ancrage sur la charge ultime diminue au fur et à mesure que l'ouverture est disposée près du milieu de la poutre. La chute de résistance est plus importante dans le cas d'un renfort avec une longueur d'ancrage maximale que ce soit un renfort unilatéral ou bilatéral.



(a)



(b)



(c)

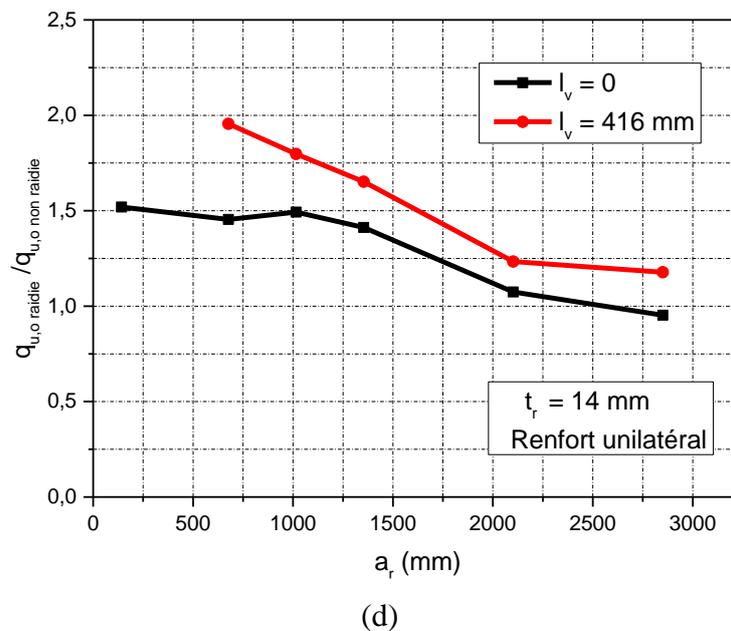


Figure 4.3 : Influence de la longueur d'ancrage sur la résistance des poutres en fonction de la position de l'ouverture

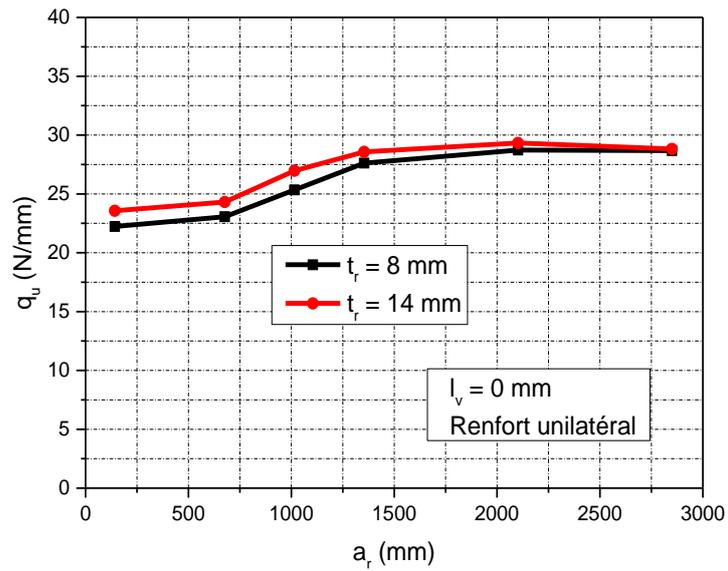
L'écart entre les charges ultimes d'une poutre avec une ouverture rectangulaire renforcée par un raidisseur de longueur d'ancrage nulle et celle d'une poutre avec une ouverture identique renforcée par un raidisseur de longueur d'ancrage maximale diminue au fur et à mesure que l'ouverture est disposée près du milieu de la poutre. A noter que pour une position de l'ouverture $a_r = 142$ mm, on ne peut pas adopter une longueur d'ancrage $l_v = 416$ mm.

Il peut être observé des courbes de la figure 4.3 que les raidisseurs longitudinaux sont moins efficaces dans les zones de moment fléchissant maximum ou d'effort tranchant minimum.

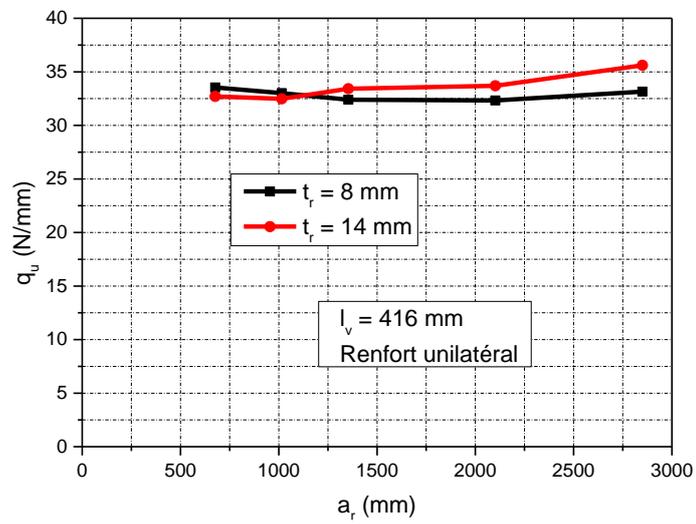
La charge ultime varie très peu en fonction de la position de l'ouverture lorsque la longueur d'ancrage l_v est égale à sa valeur maximale 416 mm.

4.3.2. Influence de l'épaisseur des raidisseurs

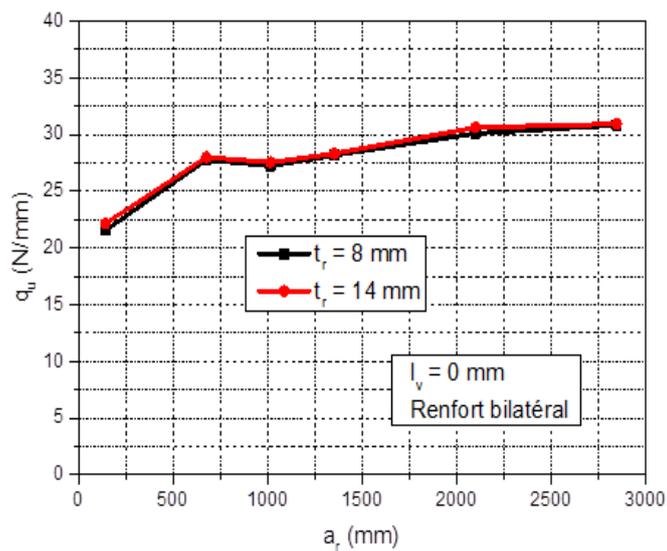
La figure 4.4 représente la variation de la charge ultime en fonction de la position de l'ouverture pour une longueur d'ancrage et une configuration donnée. On peut constater qu'en général, l'augmentation de l'épaisseur du raidisseur a peu d'influence sur la résistance ultime des poutres quelle que soit leur longueur d'ancrage qu'il soit unilatéral ou bilatéral. Quel que soit la longueur d'ancrage d'un renfort bilatéral, les charges ultimes obtenues avec des épaisseurs 8 et 14 mm sont quasiment identiques. On peut aussi constater une diminution négligeable de la charge ultime de la poutre lorsque l'épaisseur du raidisseur est égale à 14 mm par rapport à celle de la poutre munie d'un raidisseur d'épaisseur 8 mm et lorsque celui-ci a une longueur d'ancrage maximale pour une configuration unilatérale. Ceci est probablement dû aux erreurs numériques des simulations.



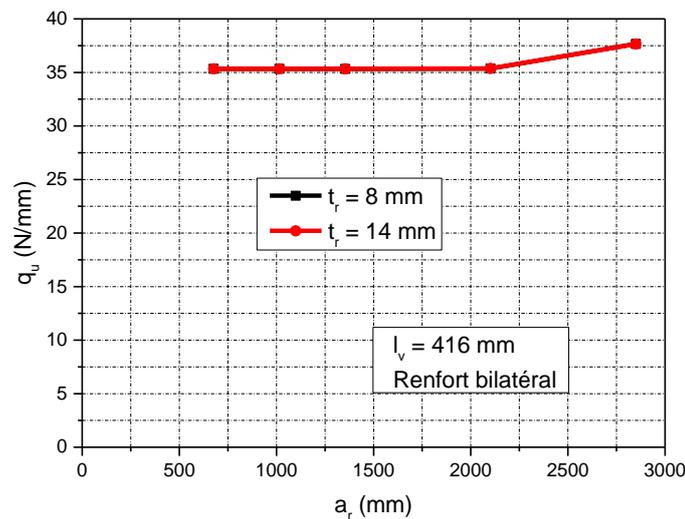
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure 4.4 : Influence de l'épaisseur des raidisseurs sur la résistance des poutres en fonction de la position de l'ouverture

4.3.3. Influence de la configuration des raidisseurs

La figure 4.5 montre la variation du rapport entre la charge ultime $q_{u,bil}$ obtenue avec une ouverture renforcée par un raidisseur bilatéral et celle obtenue avec une ouverture renforcée par un raidisseur unilatéral $q_{u,uni}$ dans les cas où la longueur d'ancrage l_v est égal à 0 et 416 mm. Cependant, on ne considère que les cas où l'épaisseur du raidisseur $t_r = 8$ mm, étant donné qu'il a été constaté des courbes de la figure 4.4 que l'épaisseur du raidisseur a une influence peu significative sur la résistance ultime des poutres. Il peut être observé qu'en général, l'utilisation d'un raidisseur bilatéral conduit à une résistance ultime supérieure à celle obtenue avec un raidisseur unilatéral quel que soit la longueur d'ancrage adoptée. L'affaiblissement de la résistance de la poutre due à l'utilisation d'un raidisseur bilatéral au lieu d'un raidisseur unilatéral n'a été observé que dans le cas d'une ouverture située à proximité de l'ouverture ($a_r = 142$ mm) renforcée par un raidisseur de longueur d'ancrage $l_v = 0$. Lorsque la longueur d'ancrage est égale à la valeur maximale, le rapport $q_{u,bil}/q_{u,uni}$ augmente au fur et à mesure que l'ouverture est disposée près du milieu de la poutre. Le rapport atteint sa valeur maximale 1.2 lorsque la longueur d'ancrage est nulle et l'ouverture est disposée à une distance égale à 677 mm de l'appui. Aussi dans le cas d'une longueur d'ancrage nulle, le rapport $q_{u,bil}/q_{u,uni}$ ne commence à croître dès que a_r est supérieure à 1354 mm, donc lorsqu'on s'éloigne des zones où l'effort tranchant est significatif. Par conséquent, en plus de la présence des raidisseurs, la position de l'ouverture a une influence déterminante sur la résistance des poutres.

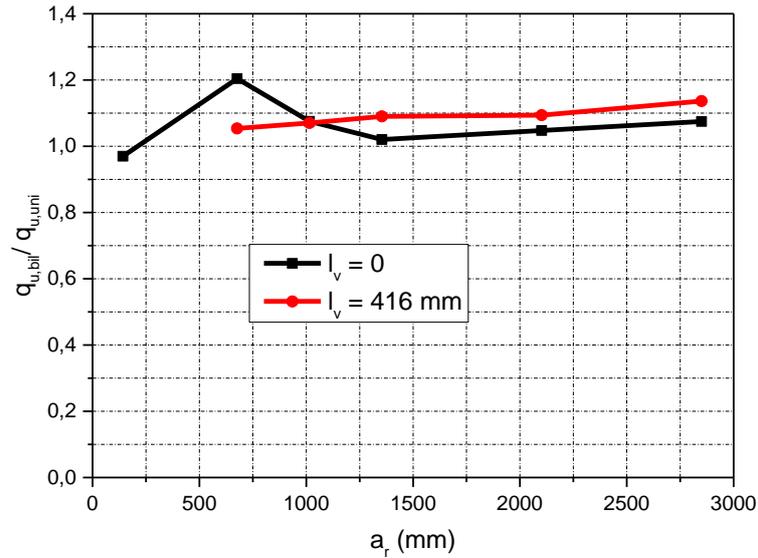


Figure 4.5 : Influence de la configuration des raidisseurs sur la résistance ultime des poutres en fonction de la position de l'ouverture

4.4. Comparaison entre les résultats numériques et ceux de l'EC3

Nous présentons la démarche utilisée pour déterminer la charge ultime vis-à-vis de l'effort tranchant et de l'interaction moment-effort tranchant d'une poutre en acier munie d'une ouverture raidie. On considère, en premier lieu, la formule du moment de résistance à mi-longueur d'une ouverture rectangulaire renforcée qui tient compte de l'interaction moment-effort tranchant V_{Sd} :

$$M_{o,Rd} = M_{1,Rd} - (V_{Sd}/V_{o,Rd})(M_{1,Rd} - M_{2,Rd})$$

Les expressions de $M_{1,Rd}$ et $M_{2,Rd}$ ont été présentées au paragraphe 2.4.1.5 du chapitre 2.

La résistance au cisaillement d'une ouverture rectangulaire renforcée est déterminée à partir de l'expression suivante :

$$V_{o,Rd} = \min \left\{ V_{o,pl,Rd} = \left(V_{pl,Rd} - \frac{h_o t_w f_{yw}}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \right) \mu_3; V_{o,ba,Rd} = V_{b,Rd} \left(1 - \frac{h_o}{d_w} + \frac{0.3 a_o}{d_w} \right) \right\}$$

où

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_v f_{yw}}{\gamma_{M0} \sqrt{3}}$$

On calcule la résistance au voilement par cisaillement $V_{b,Rd}$, en négligeant la contribution des semelles, par la formule suivante de la section 5 de l'EN 1993-1-5 [25] :

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w f_{yw}}{\gamma_{M1} \sqrt{3}} h_w t_w \leq \frac{\eta f_{yw}}{\gamma_{M1} \sqrt{3}} h_w t_w$$

$\eta = 1.2$ pour les aciers jusqu'à la nuance S460 incluse.

χ_w est un coefficient de contribution à la résistance au voilement de l'âme.

Pour les âmes avec raidisseurs transversaux au droit des appuis :

$$\bar{\lambda}_w = \frac{h_w}{86.4\epsilon t_w}$$

Pour les âmes comportant des raidisseurs transversaux non rigides au droit des appuis uniquement :

$$\text{Si } \bar{\lambda}_w \leq 0.83/\eta \Rightarrow \chi_w = \eta ;$$

$$\text{Sinon } \chi_w = 0.83/\bar{\lambda}_w$$

Dans le cas d'une charge uniformément répartie :

$$M_{Sd}(x) = q_u \left(\frac{L}{2}x - \frac{x^2}{2} \right)$$

$$V_{Sd}(x) = q_u \left(\frac{L}{2} - x \right)$$

En égalisant les moments sollicitant et résistant on obtient :

$$M_{o,Rd} = M_{1,Rd} - \frac{q_u}{V_{o,Rd}} \left(\frac{L}{2} - x \right) (M_{1,Rd} - M_{2,Rd}) = q_u \left(\frac{L}{2}x - \frac{x^2}{2} \right)$$

d'où :

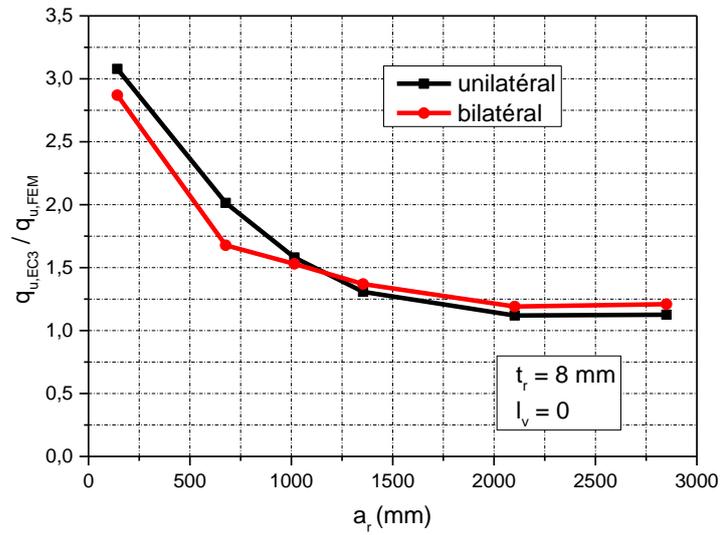
$$q_u = \frac{M_{1,Rd}}{A + B}$$

avec:

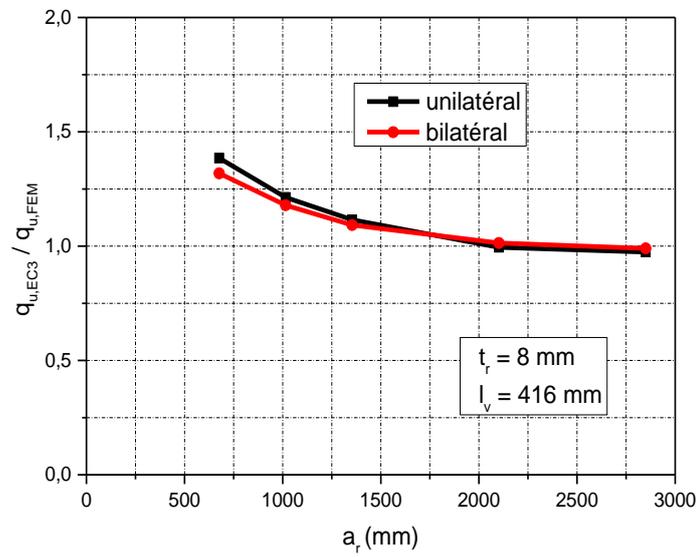
$$A = \frac{L}{2}x - \frac{x^2}{2} \quad \text{et} \quad B = \left(\frac{L}{2} - x \right) \left(\frac{M_{1,Rd} - M_{2,Rd}}{V_{o,Rd}} \right)$$

La figure 4.6 illustre la variation des rapports adimensionnels entre la charge ultime calculée par la méthode de l'Annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2] $q_{u,EC3}$ et la charge ultime prédite par le modèle numérique $q_{u,FEM}$ en fonction de la position de l'ouverture définie par a_r . Chacune des courbes correspond à une épaisseur, une longueur d'ancrage et une configuration des renforts.

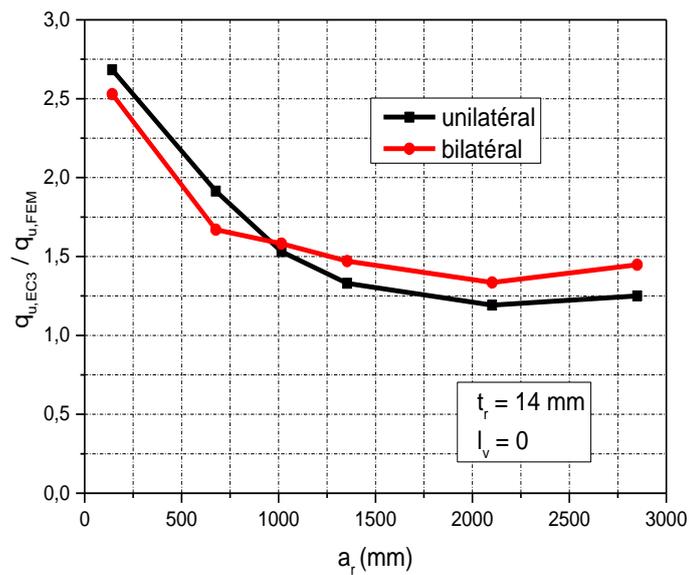
Il peut être remarqué qu'il y a un écart considérable entre les charges ultimes calculées par la méthode de l'annexe N et celles prédites par les calculs numériques. La charge ultime calculée par la méthode de l'annexe N peut atteindre 3 fois celle obtenue numériquement. Les écarts maximums sont obtenus pour des raidisseurs sans longueur d'ancrage ($l_v = 0$) et au fur et à mesure que l'ouverture est disposée près de l'appui. L'écart maximum obtenu atteint 207 %. Dans tous les cas, l'écart diminue au fur et à mesure que l'ouverture est disposée loin des appuis. Dans ces cas l'écart varie entre 0 et 44 %. Ce qui traduit encore l'influence de l'effort tranchant sur la résistance plastique des poutres.



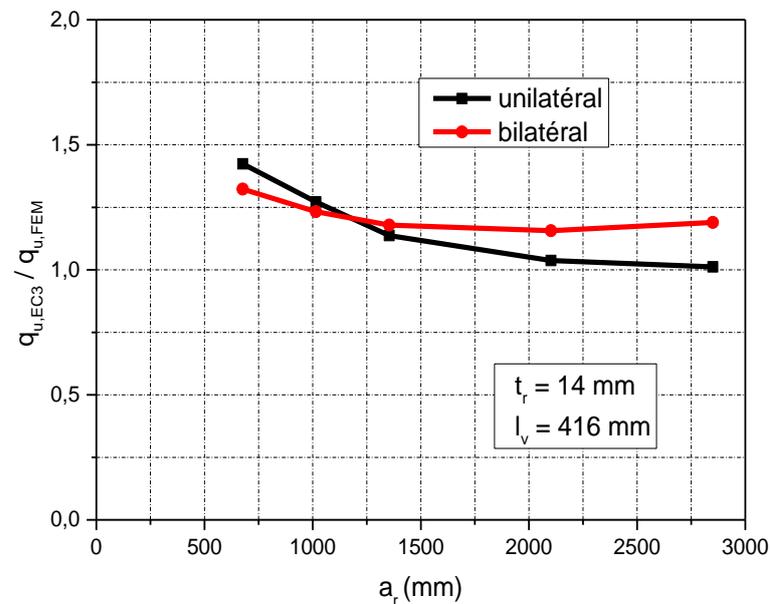
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure 4.6 : Variation du rapport $q_{u,EC3} / q_{u,FEM}$ en fonction de la position de l'ouverture

4.5. Conclusion

Dans ce chapitre le modèle numérique validé au chapitre 2 a été utilisé pour étudier l'influence des paramètres géométriques des raidisseurs longitudinaux sur la résistance plastique d'une poutre à échelle réelle munie d'une ouverture d'âme rectangulaire. Les charges ultimes issues du calcul numérique ont été ensuite comparées avec celles obtenues par les formules de l'Annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2]. Les principales conclusions suivantes ont pu être tirées.

- Plus l'ouverture est proche de la zone médiane de la poutre, plus l'influence de la longueur d'ancrage sur la charge ultime est réduite.
- L'écart entre la charge ultime dans le cas d'une longueur d'ancrage nulle et dans le cas d'une longueur d'ancrage maximale diminue progressivement lorsque l'ouverture est près du milieu de la poutre.
- Dans les zones très sollicitées au moment fléchissant ou peu sollicitées à l'effort tranchant, l'impact des raidisseurs longitudinaux est peu significatif sur la résistance de la poutre.
- L'épaisseur du raidisseur a une influence peu significative sur la résistance ultime de la poutre.
- Les valeurs de la charge ultime obtenues dans le cas d'un renforcement bilatéral sont plus élevées que les valeurs de la charge ultime obtenues dans le cas d'un renforcement unilatéral.
- La position de l'ouverture a une influence significative sur la résistance de la poutre quelle que soit la configuration des raidisseurs. La charge ultime augmente lorsqu'on augmente la distance entre le bord de l'ouverture et l'appui. Ceci est dû à l'effet de l'effort tranchant qui favorise la ruine par effet Vierendeel.

- Il y a un écart considérable entre les charges ultimes calculées par la méthode de l'Annexe N de l'ENV 1993-1-1 [2] et ceux prédits par le modèle numérique lorsque les ouvertures sont disposées près des appuis. Cet écart diminue au fur et à mesure qu'on augmente la distance entre l'ouverture et les appuis jusqu'à devenir presque nul lorsque l'ouverture est centrée au milieu de la poutre.

CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

La simulation numérique par la méthode des éléments finis est devenue un outil indispensable utilisée pour prédire le comportement des structures de génie civil. Les poutres en acier comportant une ouverture d'âmes avec ou sans renfort sont de plus en plus utilisées dans la construction des bâtiments et des halls industriels pour faire passer les équipements techniques sans en augmenter la hauteur. L'étude bibliographique a montré qu'il existe un vide réglementaire concernant le dimensionnement de ce type de poutres qu'elles soient en acier et mixte, malgré les nombreux travaux publiés qui lui y ont été consacrés. Le seul document réglementaire complet existant actuellement est l'annexe N de l'ancienne version de l'EC3, ENV 1993-1-1 [2] qui depuis a été abrogée.

Dans de cette étude ayant des objectifs bien limités, le logiciel ABAQUS a été utilisé pour simuler le comportement des poutres en acier munies d'une ouverture rectangulaire renforcée dans l'âme jusqu'à la ruine. Pour cela, les non linéarités géométriques et matérielles ont été introduites dans le modèle numérique. Cependant le modèle devrait incorporer des imperfections géométriques et matérielles, non seulement pour tenir compte des défauts liés au processus de fabrication et de montage, mais aussi pour essayer de provoquer des instabilités locales qui peuvent être la cause de ruine de ce type de poutres. Ceci n'a pu être réalisé vu le temps alloué à cette étude. Malgré cela, des résultats, en terme de charge ultime et qu'on peut estimer acceptables, ont été obtenus après les avoir comparé avec ceux des essais réalisés par Al Dafafea sur cinq poutres au laboratoire de l'université de Clermont-Ferrand et aussi avec les simulations numériques qu'il a réalisées sur CAST3M et ABAQUS mais avec des éléments volumiques. Les résultats ont aussi montré qu'on obtiendrait des résultats meilleurs avec une loi de comportement bilinéaire avec écrouissage que sans écrouissage.

Les résultats obtenus par le modèle numérique proposé dans cette étude, en termes de courbes charge-déplacement n'ont pas été aussi satisfaisantes que ceux obtenus pour les charges ultimes. L'utilisation des éléments volumiques au lieu des éléments de coque mince aurait pu améliorer les résultats du modèle numérique proposé.

De même l'étendue des zones plastifiées prédite par le modèle numérique proposé dans cette étude était largement supérieure à celle observée durant les essais ou prédites par les simulations numériques d'Al-Dafafea. Ceci est certainement dû au fait que la ruine des poutres testées s'est produite par interaction entre plasticité et instabilité locale et non par plasticité seule comme il est prévu par le modèle numérique proposé dans cette étude.

En utilisant le modèle numérique présenté au chapitre 3, une étude paramétrique a été réalisée pour étudier l'influence des raidisseurs longitudinaux sur la charge ultime, en termes de résistance plastique,

sur une poutre à échelle réelle munies d'une ouverture rectangulaire d'âme isolée. Les paramètres qu'on a fait varier sont : la position de l'ouverture, l'épaisseur des raidisseurs, la longueur d'ancrage et la configuration des raidisseurs. Les résultats de cette étude ont montré que les raidisseurs peuvent améliorer sensiblement la charge ultime des poutres. L'utilisation des raidisseurs longitudinaux est autant plus bénéfique lorsque l'ouverture est disposée près des appuis. Ceci est dû certainement aux effets de l'effort tranchant, élevé dans les zones près des appuis, sur la résistance à la flexion Vierendeel au voisinage de l'ouverture. L'utilisation d'une configuration bilatérale au lieu d'une configuration unilatérale et l'augmentation de la longueur d'ancrage des raidisseurs longitudinaux peut augmenter sensiblement la résistance ultime des poutres. Cependant, l'épaisseur des raidisseurs a une influence très peu significative sur ce type de poutres.

L'étude paramétrique est conclue par une comparaison entre les résultats des simulations numériques et ceux issus de la méthode de l'Annexe N de la version ENV1993-1-1. Cette étude a montré un écart considérable entre les résultats des deux approches dans le cas où l'ouverture est disposée près des appuis. Cet écart diminue progressivement lorsque l'ouverture est disposée près de la zone médiane de la poutre. Dans certains cas, plus particulièrement lorsque l'ouverture est centrée au milieu de la poutre, la charge ultime obtenue avec la méthode de l'annexe N concorde parfaitement avec celle obtenue numériquement.

A la fin de cette conclusion et suite à tout ce qui a été obtenu dans cette étude, il est recommandé d'introduire des imperfections géométriques, voire des imperfections matérielles afin d'améliorer les résultats du modèle numérique surtout en termes de courbes charge-déplacement et des modes de ruine. L'étude pourrait aussi s'étendre à des poutres en acier ou mixtes avec des ouvertures isolées ou multiples de forme circulaires, hexagonales ou sinusoïdales.

REÉERÉNCES

- [1] Al -Dafafea. T. « *Analyses expérimentale et numérique du comportement de poutres à ouvertures d'âmes raidies* ». Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal Clermont Auvergne, France, 2018.
- [2] ENV 1993-1-1 :1992, Amendement A2 – Annexe N – « *Ouvertures dans les âmes* ». 1998.
- [3] ECSC RFS-CT-2005-00037. « *Ouvertures de grandes dimensions dans les âmes pour l'intégration des équipements techniques dans les planchers mixtes* ». Fabrication des poutres cellulaires, 2006.
- [4] Wang. P, Wang. X, and Ma. N. « *Vertical shear buckling capacity of web-posts in castellated steel beams with fillet corner hexagonal openings* ». Engineering Structures, vol. 75, pp. 315–326, september, 2014.
- [5] Bitar. D. « *Planchers mixtes à poutrelles ajourées* ». GC'2005.
- [6] Maitre, P. « *Recommandations pour le dimensionnement des poutres en acier avec ouvertures dans l'âme selon la NF EN 1993* ». BNCM / CNC2M – N0199, juillet 2015.
Kerguelen. S.G. « *Développement d'un outil de calcul pour poutres mixtes avec ouvertures d'âme* », Université Blaise Pascal, Juillet 2009.
- [7] NCCI : *Règles de conception et de calcul des poutres avec ouvertures dans l'âme*.
www.btp-legrand.com > [construction-métallique](#).
- [8] Lawson. R and Hicks S.J. « *Design of composite beams with large web openings* ». SCI P355, 2011.
- [9] Lawson. R. « *Design of openings in the webs of composite beams* ». SCI/CIRIA P(068), 1987.
- [10] Ward. J. K. « *Design of composite and non-composite cellular beams* ». The Steel Construction Institute Publication 100, 1990.
- [11] McKenna, R.D., Lawson, R.M. « *Design of steel framed buildings for service integration* ». The Steel Construction Institute, Publication P166, 1997.
- [12] Darwin, D. « *Design of steel and composite beams with web openings* ». Steel Design Guide, American Institute of Steel Construction, 1990.
- [13] Darwin, D. « *Castellated and cellular beams design* ». Steel Design Guide, American Institute of Steel Construction, 1990.

- [14] Demirdjian. S. « *Stability of castellated beam webs* ». M.Eng. Thesis. Department of Civil Engineering and Applied Mechanics. McGill University, 1999.
- [15] Kerdal. D, Nethercot.D. A. « *Failure modes of castellated beams* ». Journal of constructional steel research, vol.4, pp.295-315.
- [16] Tsavdaridis.K. D. « *Structural Performance of perforated steel beams with novel web openings and with partial concrete encasement* ». Thèse de doctorat, School of Engineering and Mathematical Sciences City University London, 2010.
- [17] Redwood, R.G. « *Analyse et dimensionnement des poutres ayant des ouvertures dans les âmes* ». *Revue des constructions métalliques*, n°3, pp. 15-27, 1978.
- [18] Bitar. D, Martin. P. O, Galéa. Y and Demarco. T. « *Poutres cellulaires acier et mixtes - Partie 1 Proposition d'un modèle pour la résistance des montants* », CTICM n°1, 2006.
- [19] Zirakian. T and Showkati. H. « *Distortional buckling of castellated beams* ». Journal of Constructional Steel Research ; vol. 62, pages 863–871, 2006.
- [20] Vassart. O. « *Analytical Model for cellular beams made of hot rolled sections in case of fire* ». Thèse de doctorat, Université Clermont Auvergne, P.189, 2009.
- [21] Redwood. R. and Cho. S. H. « *Design of Steel and Composite beams with web openings* ». Journal of Constructional Steel Research, Volume 25, 23-41, 1993.
- [22] Bitar. D, « *Vérification à l'ELU des poutres métalliques avec ouvertures d'âme, exemples de calcul et recommandations* » ; CTICM n°1, 1998.
- [23] EN 1993-1-1, Norme Européenne – Eurocode 3 – « *Calcul des structures en acier – Partie 1.1 : Règles générales et règles pour les bâtiments* ». octobre 2005.
- [24] EN 1994-1, Norme Européenne – Eurocode 4 – « *Calcul des structures mixtes acier-béton – Partie 1.1 : Règles générales et règles pour les bâtiments* ». décembre, 2004.
- [25] NF EN 1993-1-5 (P22-315) : Eurocode 3. « *Calcul des structures en acier Partie 1-5 Plaques planes* ». mars, 2007.
- [26] Feldmann M., Müller C., Hechler H., Bureau A., Cajot L.G., Vassart O., Lawson R.M., Hicks S., Johansson B., Veljkovic M. « *Guide de dimensionnement des poutres mixtes comportant des ouvertures d'âme de grandes dimensions* ». juin 2006.
- [27] Soltani. M.R. « *Modélisation numérique du comportement des Poutres métalliques avec des ouvertures dans l'âme* ». Thèse de doctorat, Université Mentouri de Constantine, Algérie, 2012.

- [28] Durif. S. « *Comportement mécanique des poutres cellulaires à ouvertures sinusoidales : développement d'un modèle analytique adapté* ». Thèse de doctorat, Université Clermont Auvergne, novembre, 2012.
- [29] Saigaa. M. « *Modélisation d'une poutre en acier avec ouverture rectangulaire isolée dans l'âme* ». Mémoire de Master, Université de Tébessa, Algérie, 2012.
- [30] Madjour A. « *Modélisation numérique du comportement des assemblages poteau-poutre des ossatures métalliques* ». Thèse de doctorat, université de Tébessa, Algérie, 2018.
- [31] Kerguelen. S.G. « *Développement d'un outil de calcul pour poutres mixtes avec ouvertures d'âme* », Université Clermont Auvergne, Juillet 2009.