

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

UNIVERSITE IBN-KHALDOUN DE TIARET

Faculté des Sciences Appliquées
Département de Génie Civil



MEMOIRE DE FIN D'ETUDE

Pour l'obtention du diplôme de Master

Domaine : Génie civil

Spécialité : Structures

THEME

**CHARGE ULTIME DES POUTRES CELLULAIRES
METALLIQUES VIS-A-VIS LE FLAMBEMENT DES
MONTANTS D'AMES PAR COMPRESSION :
MODELE ANALYTIQUE ET SIMULATION
NUMERIQUE**

Présenté par :

BOUADJADJA ABDEL AAZIZ

BOUALI MUSTAPHA

Devant le jury composé de

Mr. RABAHI Abderezak

UNIVERSITE IBN KHALDOUN –TIARET-

Président

Mr. DJEBLI Benyagoub

UNIVERSITE IBN KHALDOUN –TIARET-

Encadrant

Mr. KRIM Abdallah

UNIVERSITE IBN KHALDOUN –TIARET-

Examinateur

Mr. KERROUM Nadir

UNIVERSITE IBN KHALDOUN –TIARET-

Examinateur

REMERCIEMENT

*Avant tout nous remercions ALLAH tout puissant
qui nous a donné la patience et la force pour mener à
terme ce modeste travail.*

*Le travail présenté dans cette mémoire a été réalisé
au sein de Département de génie civil.*

*Il est difficile d'exprimer en quelques mots notre
profondes reconnaissance envers notre promoteur ; Mr
djebli benyagoub , qui ont assuré la direction
scientifique de ce travail et ont pris le temps de notre
faire profiter avec patience de son expérience, ses
connaissances et sa disponibilité constante à la
réalisation de ce travail qu'il trouve ici l'expression de
notre sincères remerciements.*

*Que les membres de juré soient chaleureusement
remerciés d'avoir voulu examiner de près notre travail.*

*Que l'ensemble des enseignants du département trouve
ici notre plus profond remerciement et ma
reconnaissance*

DEDICASES

A mes chers parents, pour tous leurs sacrifices, leur amour, leur tendresse, leur soutien et leurs prières tout au long de mes études,

A mes chères et ma sœurs a mes chers frères, pour leur appui et leur encouragement, A tous mes amis qui m'ont toujours encouragé, et à qui je souhaite plus de succès.

A toute ma famille pour leur soutien tout au long de mon parcours universitaire,

Que ce travail soit l'accomplissement de vos vœux tant allégués, et le fruit de votre soutien infailible,

Merci d'être toujours là pour moi.

Résumé

Les poutres cellulaires métalliques sont utilisées dans les bâtiments de grande hauteur pour permettre le passage des équipements techniques à travers leurs ouvertures. Ces poutres permettent de diminuer la hauteur des planchers et ainsi réduire le poids de la superstructure.

Cependant, les ouvertures dans les âmes des poutres cellulaires influent sur leur stabilité à savoir le flambement des montants d'âmes.

Dans ce travail de mémoire une étude a été effectuée sur le flambement des montants d'âme sous compression des poutres cellulaires métallique à l'aide d'une approche couplée modélisation analytique-numérique, visant à déterminer la charge ultime associée.

Les non-linéarités matérielles et géométriques ainsi que des imperfections géométriques initiales ont été tenues en compte dans la modélisation numérique par éléments finis.

MOTS-CLEFS : *Poutre cellulaire métalliques ; flambement des montants d'âme sous compression ; approche analytique ; modélisation par éléments finis ; charges ultimes*

ملخص

تُستخدم الحزم المعدنية الخلوية في المباني الشاهقة للسماح بمرور المعدات التقنية من خلال فتحاتها. هذه الحزم تجعل من الممكن تقليل ارتفاع الأرضيات وبالتالي تقليل وزن البنية الفوقية. ومع ذلك، فإن الفتحات الموجودة في شبكات الحزم الخلوية تؤثر على ثباتها، أي انحناء قوائم الويب. في عمل الأطروحة هذا، تم إجراء دراسة على انحناء قوائم الويب تحت ضغط الحزم المعدنية الخلوية باستخدام نهج النمذجة التحليلية العددية المقترنة، بهدف تحديد تم أخذ اللاخطية المادية والهندسية بالإضافة إلى العيوب الهندسية الحمل النهائي المرتبط. الأولوية في الاعتبار في النمذجة العددية بواسطة العناصر المحدودة.

الكلمات الدالة

شعاع خلوي معدني، التواء مشاركات الويب تحت الضغط، النهج التحليلي، نمذجة العناصر المحدودة، الأحمال النهائية

Abstract

Cellular beams are used in high-rise buildings to allow the passage of technical equipment through their openings. These beams reduce the height of the floors and reduce the weight of the superstructure.

However, the openings in the webs of the cellular beams affect their stability namely the web-posts buckling.

In this memory work, both analytical solution and numerical analysis by finite element have been done to predict the web-posts buckling failure mode by compression force with associated ultimate loads of steel symmetric cellular beams.

Material and geometric non-linearity as well as initial geometrical imperfections have been taken into account in the numerical finite elements modeling.

Key Words: *Cellular beams; Non-linear behavior; Web-posts buckling by compression; Finite Element modeling; Ultimate loads*

TABLE DES MATIERES

TABLE DES MATIERES

REMERCIEMENT	2
DEDICASES	3
Résumé	4
ملخص	5
Abstract	6
TABLE DES MATIERES	7
LISTE DES FIGURES	10
LISTE DES TABLEAUX	13
INTRODUCTION GENERALE	16
CHAPITRE 1 : REVUE DE BIBIOGRAPHIQUE	
1.1. Introduction	11
1.2. Bilan des premiers études menées sur les poutres alvéolaires	11
1.3. Travaux de recherches sur les poutres cellulaires	14
1.4. Conclusion.....	19
CHAPITRE 2 : MODELISATION NUMERIQUE ET CHOIX	
2.2.1. Introduction :	21
2.2.2. Environnement et langage :	22
2.2.3. Organisation d'un calcul :.....	22
➤ Préparation du modèle de calcul :.....	22
➤ Résolution du système d'équations :.....	23
➤ Traitement des résultats :.....	23
2.3. Modélisation et choix d'élément :.....	24
2.3.1. Introduction :	24
2.3.2. Modèle numérique :.....	25
• Géométrie et Maillage	25
• Conditions aux limites et chargement	26
• Loi de comportement de l'acier	27
• Non-linéarité.....	28
• Imperfections géométriques	28
2.3.2. Calibrage des résultats :.....	29
3.4. Conclusion :.....	33
CHAPITRE 3 : ÉTUDE ANALYTIQUE ET VALIDATION PAR ELEMENTS FINIS	
3.1 Introduction	35

3.2	Notions d'instabilité	35
3.3	Étude du flambement.....	38
3.3.1	Position du problème	38
3.3.2	Variation de la force critique selon le mode de fixation de la barre.....	39
3.3.3.	Contrainte critique d'Euler	41
3.4	Solution analytique	42
3.5	Calibrage du modèle théorique par rapport au modèle numérique	45
3.6	Conclusion	47

CHAPITRE 4 : ANALYSE NON-LINEAIRE

VIS-A-VIS LE FLAMBEMENT DES MONTANTS D'AME PAR COMPRESSION

4.1	Introduction	49
4.2	Influence de la section de la poutre	49
4.3	Influence de la portée de la poutre.....	53
4.4	Influence de l'espacement entre les ouvertures.....	54
4.5	Influence de la nuance de l'acier	58
4.6	Conclusion.....	66

LISTE DES FIGURES

LISTE DES FIGURES

Figure 1 : Premier lieu avec une portée libre de 15 m, Londres	2
Figure 2 : Centre commercial ASTA, Tamworth.....	3
Figure 3 : Poutres cellulaires d'un toit courbé, Winchester	3
Figure 4 : Parking de Blackpool, Cork.....	4
Figure 5 : Parking de Cambridge	4
Figure 6 : Stade de Stamford Bridge, Londres.....	5
Figure 7 : Conception en porte-à-faux d'une poutre cellulaire dans un stade, Dunfermline.....	5
Figure 8 : Réduction de la hauteur de la poutre en intégrant les équipements techniques dans les trous	6
Figure 9 : Processus de base d'une poutre cellulaire	6
Figure 10 : Table d'oxycoupage de poutrelles laminées.....	7
Figure 11 : Poutre Vierendeel	7
Figure 12 : Flambement du montant sous cisaillement [3]	8
Figure 13 : Flambement du montant d'âme sous compression [4]	9
Figure 1.1 : Mécanisme de ruine par flexion Vierendeel [7]	12
Figure 1.2 : Courbe d'interaction	13
Figure 2.1 : Organigramme du modèle de calcul	22
Figure 2.2 : Noyau de calcul, pré et post traitements du noyau de calcul.....	24
Figure 2.3 : Elément coque COQ4.....	25
Figure 2.4 : Modélisation des sections métalliques	25
Figure 2.5 : Exemple de maillage d'une demi-poutre cellulaire	26
Figure 2.6 : Chargement et conditions aux limites	27
Figure 2.7 : Loi de comportement idéalisé de l'acier	27
Figure 2.8 : Exemple de déformée du 1er mode de flambement d'une poutre cellulaire	29
Figure 2.9 : Poutre étudiée expérimentalement [38].....	30
Figure 2.10 : Déformée de la poutre étudiée issue du Cast3m.....	31
Figure 2.11 : Déformée de la poutre étudiée issue du 1er mode de flambement.....	31
Figure 2.12 : Précision du modèle numérique à partir de l'essai A	32
Figure 2.13 : Précision du modèle numérique à partir de l'essai B	33
Figure 3.1	36
Figure 3.2	36
Figure 3.3	37
Figure 3.4	37
Figure 3.5	38
Figure 3.6	42
Figure 3.7	43
Figure 3.8 : discrétisation de la poutre étudiée.....	46

Figure 3.9 : Comparaison des résultats entre la solution analytique et solution numérique . 47

Figure 4.1 : Configuration des poutres cellulaires étudiées	50
Figure 4.2 : Variation de la charge ultime produisant le flambement du montant d'âme	52
Figure 4.3 : Charge ultime (F_u) en fonction des hauteurs croissantes (IPE400).....	53
Figure 4.4 : Charge ultime (F_u) en fonction des hauteurs croissantes (IPE500).....	54
Figure 4.5 : Charge ultime (F_u) en fonction des hauteurs croissantes (IPE600).....	54
Figure 4.6 : Comportement élasto-plastique des poutres fabriquées en IPE400	60
Figure 4.7 : Comportement élasto-plastique des poutres fabriquées en IPE500	62
Figure 4.8 : Comportement élasto-plastique des poutres fabriquées en IPE600.....	64

LISTE DES TABLEAUX

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Caractéristiques géométriques et propriétés mécaniques [38].....	30
Tableau 3.1 : Caractéristiques géométriques des poutres	45
Tableau 3.2 : Comparaison des résultats pour le flambement des montants d'âme sous compression	45
Tableau 3.3 : Comparaisons des résultats pour différentes limites d'élasticité	46
Tableau 3. 4 : Caractéristiques géométriques	46
Tableau 4.1 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 7 ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$).....	55
Tableau 4. 2 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 7 ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$).....	55
Tableau 4.3 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 7 ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$).....	55
Tableau 4. 4 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 8 ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$).....	55
Tableau 4. 5 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 8 ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$).....	56
Tableau 4. 6 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 8 ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$).....	56
Tableau 4. 7 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 9 ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$).....	56
Tableau 4. 8 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 9 ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$).....	56
Tableau 4. 9 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 9 ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$).....	57
Tableau 4. 10 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 10 ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$).....	57
Tableau 4. 11 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 10 ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$).....	57
Tableau 4. 12 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 10 ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$).....	57

Principales notations utilisées

E_a	Module de Young.
H	Hauteur de la poutre totale
I	Moment d'inertie
K	Raideur
L	La portée
M	Moment de flexion globale
M_o, R_d	Résistances de la section perforée à la flexion
M_{sd}	Efforts de flexion globaux
N	Effort normale
P	Charge concentré
Q	Force
Q_u	Résistance
V	Effort tranchant globale
V_o, R_d	Efforts tranchant de la section perforée
V_{sd}	Efforts de cisaillements globaux
W_u	Charge ultime
b_f	Largeur de la semelle
d_w	Distance approximative de la ligne des soudures des membrures
d_o	Diamètre de l'ouverture
d_c	Diamètre du goujon
e	La distance des nappes à la surface moyenne
f_{yc}	Limite de compression
f_{yt}	Limite de traction
f_u	Résistance nominale ultime à la traction de l'acier
h_o	Hauteur de l'ouverture
h_c	Hauteur goujon
n_c	Nombres des goujons par fille
p	Pas des ouvertures d'âme
s	Largeur du coté incliné
t_f	Epaisseur de la semelle
t_w	Epaisseur de l'âme
w	Largeur du montant d'âme
\overline{C}	Matrice d'amortissement
\overline{M}	Matrice de masse
\overline{K}	Matrice de rigidité
\overline{F}	Vecteur force
\overline{u}	Vecteur de déplacement
$\overline{\omega}$	Pulsation propre
γ	Glissement
σ	Contrainte normale
ε	Déformation
ν	Coefficient de poisson

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

Les poutres cellulaires connaissent depuis une dizaine d'années un usage croissant tant dans le domaine de la construction métallique que dans l'exploration de voies structurelles nouvelles. L'utilisation des poutres cellulaires permet une nouvelle expression architecturale.

- **Utilisation**

Les poutres cellulaires ont été utilisées dans diverses conceptions de bâtiments structurels. Certains d'entre eux sont des immeubles de bureaux, des parkings, des centres commerciaux, des hôpitaux et toute structure avec un plancher suspendu. Les poutres cellulaires offrent de longues portées libres et une grande flexibilité pour l'intégration des services, lorsqu'elles sont utilisées comme poutres de plancher, comme illustré à la figure 1.



Figure 1 : Premier lieu avec une portée libre de 15 m, Londres

Les poutres cellulaires peuvent être utilisées comme poutres de toit en raison de leur faible coût. Ils constituent la solution idéale pour les applications de toiture comme illustrées aux figures 2 et 3, combinant un gain de poids considérable et fournissant un bâtiment avec des colonnes internes minimales par rapport aux sections de poutres d'origine.



Figure 2 : Centre commercial ASTA, Tamworth



Figure 3 : Poutres cellulaires d'un toit courbé, Winchester

Les poutres cellulaires sont des éléments structuraux efficaces sous charges de parking avec de longues portées libres. Outre leur poids plus léger, les poutres cellulaires offrent une hauteur de poutre exacte et un intérieur léger et aéré pour améliorer la sécurité personnelle des constructions de stationnement modernes (figure 4 et 5).



Figure 4 : Parking de Blackpool, Cork



Figure 5 : Parking de Cambridge

Le faible coût et l'efficacité structurelle des poutres cellulaires dans les structures libres à longue portée rendent ces poutres largement adaptées à une utilisation dans les grands stades sportifs comme illustrés dans les figures 6 et 7. Ils sont beaucoup plus légers et moins profonds que les poutres pleines d'origine et beaucoup moins coûteux que les poutres en treillis



Figure 6 : Stade de Stamford Bridge, Londres



Figure 7 : Conception en porte-à-faux d'une poutre cellulaire dans un stade, Dunfermline

En effet, les structure sont allégées et les portées sont augmentées afin d'assurer la modularité des lieux. Cette flexibilité va de pair avec la fonctionnalité du passage des équipements techniques (conduits, gaines) à travers les ouvertures(figure 8).

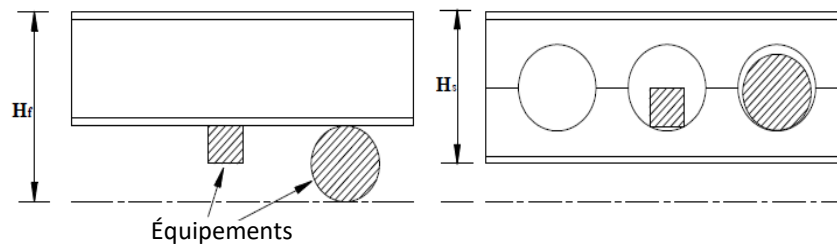


Figure 8 : Réduction de la hauteur de la poutre en intégrant les équipements techniques dans les trous

L'aspect aérien des poutrelles cellulaires, allié à leur forte résistance, ne cesse d'inspirer aux architectes des formes structurelles toujours renouvelées. Plusieurs facteurs de progrès permettent aujourd'hui le développement de l'utilisation des poutres cellulaires :

- **Fabrication** : l'optimisation des méthodes de fabrication (oxycoupage, cintrage, etc.) permet actuellement de s'adapter aux exigences des maîtres d'ouvrage afin de garantir une livraison rapide des poutrelles cellulaires.

- **Normalisation** : Les Eurocodes (Eurocode3 pour les structures en acier et Eurocode4 pour les structures mixtes acier-béton) apportent des éléments de réponse pour le calcul de la résistance en situation normale d'utilisation, pour les situations accidentelles d'incendie et pour ce qui concerne l'utilisation de l'acier à haute limite d'élasticité S460.

- **Concept – Fabrication**

La méthode de fabrication brevetée des poutres cellulaires ACB® (Arcelor Cellular Beam) est basée sur l'utilisation exclusive de poutrelles laminées à chaud.

Une double découpe est pratiquée dans l'âme par oxycoupage. Les 2 tés ainsi formés sont ressoudés après décalage d'une demi-onde et il en résulte un accroissement de la hauteur (figure 9).

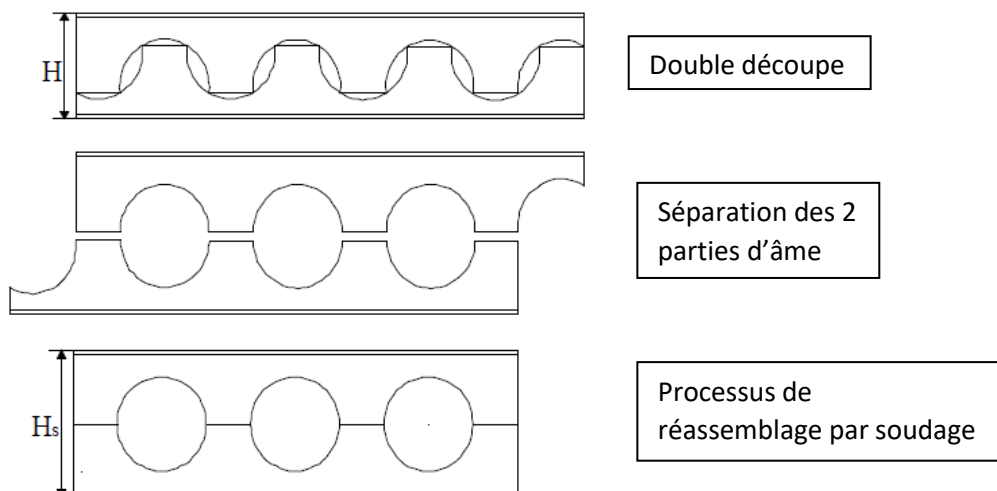


Figure 9 : Processus de base d'une poutre cellulaire

Le produit structurel ainsi obtenu présente un rapport inertie/poids incrémenté. Les programmes de découpe sont pilotés numériquement afin d'assurer un ajustement parfait des alvéoles (figure 10). La fabrication en parallèle de poutres permet de réduire les coûts de production. Il apparaît clairement sur les schémas que le linéaire de soudure est limité. Les cordons sont contrôlés visuellement ou à la demande, suivant les spécifications particulières du maître d'ouvrage ou du client.



Figure 10 : Table d'oxycoupage de poutrelles laminées

- **Fonctionnement des poutres cellulaires**

Les poutres cellulaires fonctionnent comme des poutres échelles, ou poutre Vierendeel. On peut lever l'hyperstaticité interne de la poutre en faisant l'hypothèse de rotule ou point d'inflexion au droit des ouvertures et aussi au milieu des montants. On peut noter que dans le calcul des efforts internes, le moment interne au milieu des montants pourra être pris en compte.

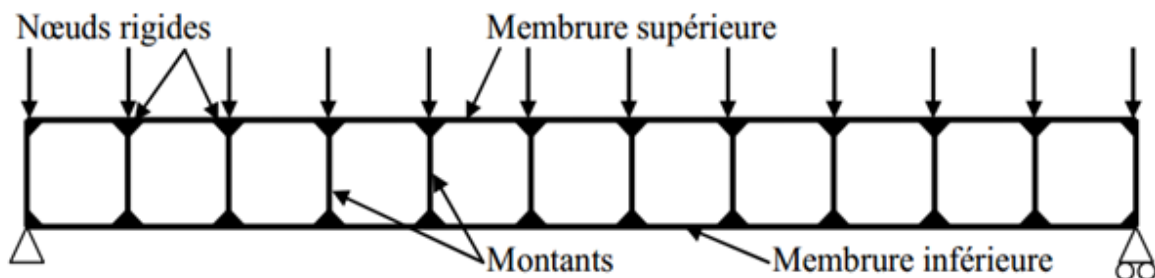


Figure 11 : Poutre Vierendeel

- **Modes de ruine**

Malgré les avantages que présentent ces poutres avec ouvertures leur résistance est très affectée par la présence des ouvertures dans l'âme qui doivent être prises en compte lors de la conception et du dimensionnement. Ces ouvertures provoquent un changement du comportement et de la stabilité de ce type des poutres ainsi qu'une diminution de leur résistance.

Plusieurs travaux de recherche [1] [2] ont constaté que la ruine de ce type de poutres peut être atteinte si l'on dépasse l'une des résistances suivantes à savoir la résistance globale à la flexion, au cisaillement et au déversement et la résistance locale des montants et des Tés supérieur et inférieur.

L'influence d'ouvertures rapprochées sur le comportement d'une poutre ajourée est complexe. Divers modes de ruine peuvent prédominer, selon:

- Que l'ouverture se situe dans une zone de fort cisaillement ou de forte flexion
- La forme des ouvertures, par exemple circulaire, rectangulaire ou oblongue
- L'espacement des ouvertures, des effets d'interaction pouvant apparaître dans le montant d'âme situé entre les ouvertures
- La position de l'ouverture sur la hauteur de la section
- La dissymétrie de la section en ce qui concerne l'aire de la semelle
- L'élancement de l'âme, qui influence sur la résistance au voilement

Pour les poutres comportant des ouvertures d'âme multiples, les principaux modes de ruine pouvant survenir au niveau du montant d'âme entre les ouvertures sont les suivants :

- ✓ Flambement du montant d'âme par compression de l'âme ;
- ✓ Flambement par compression de l'âme ;

Ces modes de ruines sont influencés par la géométrie et l'élancement de l'âme, la forme et les dimensions des ouvertures, modes de chargement.

- **Ruine par flambement du montant d'âme sous cisaillement**

Sous l'effet du cisaillement longitudinal et de la flexion locale induite, les montants, risquent de subir des déformées hors plan à double courbure dans la hauteur (figure 12). Cette instabilité s'apparente surtout à un phénomène de voilement local et/ou de déversement local, mais l'usage, veut que l'on parle globalement de «flambement» du montant. La résistance du montant au flambement dépend de plusieurs paramètres : l'espacement des ouvertures, l'élancement de l'ouverture, la nuance de l'acier et enfin la symétrie ou dis symétrie de la section.



Figure 12 : Flambement du montant sous cisaillement [3]

- **Ruine par flambement du montant d'âme sous compression**

Le flambement du montant d'âme sous compression est susceptible de se produire au droit des charges concentrées et des réactions d'appui (Figure 13). Contrairement au voilement par cisaillement, le flambement du montant d'âme sous compression se manifeste seulement par un déplacement latéral et non par une torsion. Ce mode de ruine n'est généralement pas déterminant si on prévoit un raidissage adéquat au droit des charges concentrées ou des réactions d'appui.



Figure 13 : Flambement du montant d'âme sous compression [4]

- **Objectifs de la recherche**

Les objectifs assignés au présent mémoire peuvent être classés comme suit :

- Développement d'une approche analytique permettant le calcul de la charge ultime, engendrant le flambement des montants d'âme par compression dans les poutres cellulaires métalliques simplement appuyée (soumises à des charges verticales appliquées au milieu de la portée), fabriquées en profilés IPE.
- Développement d'un modèle numérique dans le domaine non-linéaire en utilisant le logiciel **Cast3m** [5] qui est un outil générale avec de larges possibilités de calcul linéaire (contrainte, déformation) et non linéaire (plasticité, grand déplacement).
- Validation du modèle numérique développé avec l'approche analytique.
- Prédiction de la charge ultime de différentes poutres cellulaires métalliques à la base du modèle numérique et du modèle analytique.

- **Structuration du mémoire**

Le plan du mémoire est structuré comme suit :

Le premier chapitre présente une revue générale sur les principales études et recherches consacrées aux problèmes des poutres cellulaires métalliques dans le domaine non linéaire.

Le deuxième chapitre expose la modélisation et le choix d'élément en utilisant le logiciel (**Cast3m**) basé sur la méthode des éléments finis. En outre, on donne un aperçu sur la présentation de cet outil de calcul.

Le troisième chapitre de cette recherche consiste sur un développement d'une approche analytique permettant le calcul de la charge ultime, engendrant le flambement des montants d'âme par compression dans les poutres cellulaires métalliques simplement appuyée (fabriquées en profilés IPE), et validé à la base du modèle numérique développé dans le chapitre précédent.

Le chapitre quatre est réservé pour un calibrage de résultats ainsi pour une étude paramétrique à l'état élasto-plastique, en exploitant le modèle numérique validé dans le deuxième chapitre.

Enfin, on achève ce travail par une conclusion générale portant sur les différents aspects traités dans ce mémoire.

CHAPITRE 1

REVUE DE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1. Introduction

Dans de nombreuses applications, notamment pour les bâtiments de bureaux à plateaux libres de grandes portées, les concepteurs recherchent pour ces planchers l'épaisseur totale la plus faible possible et donc prévoient dans les âmes des poutres des ouvertures destinées à permettre le passage des multiples réseaux nécessaires à l'équipement du bâtiment.

Dans ce contexte, en premier lieu, une présentation chronologique des études menées sur les poutres munies de larges ouvertures est donnée dans le paragraphe suivant et présente les premières observations de ruines spécifiques à ce genre de poutres communément appelées poutres alvéolaires (ouvertures hexagonales) ou poutres cellulaires (ouvertures circulaires) ; en suite en deuxième lieu, un bilan sur quelques travaux de recherches disponibles est présenté et donne des informations sur le comportement et le calcul pour mieux dimensionner ce type de poutres dites « poutres cellulaires ».

1.2. Bilan des premiers études menées sur les poutres alvéolaires

D. Kendal et D.A. Nethercot [6] puis S. Demirdjian [7] et K.D. Tsavdaridis [8] présentèrent les premiers travaux de divers chercheurs datant de l'après-guerre. Les recherches décrites par D. Kendal et D.A. Nethercot [6] ont permis d'identifier 6 principaux modes de ruine des poutres alvéolaires. Ils sont principalement liés à la géométrie de la poutre globale, à l'élanement de l'âme, aux dimensions de l'ouverture, au type de chargement, aux conditions aux limites (maintiens anti-déversement) et à la position des ouvertures (dans le cas d'ouvertures isolées). Les modes de ruine sont de nature commune avec les poutres à âmes pleines (ruines globales) ou de nature spécifique aux poutres à ouvertures d'âmes (ruines locales). Ces modes peuvent être synthétisés ci-après en tant que locaux (mettant en jeu des sections locales autour de l'ouverture) ou globaux (mettant en jeu la section globale de la poutre) :

Modes de ruine locaux : ces modes mettent en jeu les sections locales autour de l'ouverture.

Trois modes distincts ont pu être observés :

- Flexion Vierendeel, correspondant à la flexion locale des sections en té aux coins de l'ouverture due au transfert de cisaillement autour de l'ouverture.
- Flambement du montant intermédiaire (poutres alvéolaires) par cisaillement horizontal ou par compression directe liée à un chargement ponctuel.
- Rupture de la soudure du montant intermédiaire (poutre alvéolaire formée à partir d'un profilé laminé à chaud). Cette rupture de soudure est associée au cisaillement horizontal du montant. Les essais de M.U. Husain et W.G. Speirs [9] ont permis de mettre en évidence ce mode de ruine.

Modes de ruine globaux :

- 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 par traction ou compression.
- Cisaillement global, ce mode peut survenir dans le cas où l'ouverture se situe en zone de fort cisaillement et de faible longueur. Des ruines par cisaillement direct des sections des membrures supérieures et inférieures au droit de l'ouverture critique ont été observées.
- Déversement global qui, sans maintien adéquat, 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 torsionnelle [6].

Les premières études expérimentales citées par D. Kendal et D.A. Nethercot [6] puis S. Demirdjian [7] et K.D. Tsavdaridis [8] peuvent être attribuées aux chercheurs M.D. Altifillisch, B.R. Cooke et A.A. Toprac [10]. Les études expérimentales ont été menées sur des poutres alvéolaires (ouvertures de forme hexagonale régulièrement réparties sur la longueur de la poutre). Ces essais se composaient de 3 poutres bi-appuyées en flexion 4 points. Deux modes de ruine ont pu être observés, une ruine par flexion globale avec plastification des membrures supérieure et inférieure par effort axial ainsi qu'une ruine par flexion locale des coins de l'ouverture liée au cisaillement global de l'ouverture (voir Figure 1.1). Ces essais furent les premiers à identifier une flexion locale des membrures de l'ouverture la plus sollicitée, phénomène communément appelé flexion Vierendeel. Cette flexion locale des membrures supérieure et inférieure de l'ouverture critique est illustrée sur la Figure 1.1 avec la formation de 4 rotules plastiques aux 4 coins de l'ouverture hexagonale.

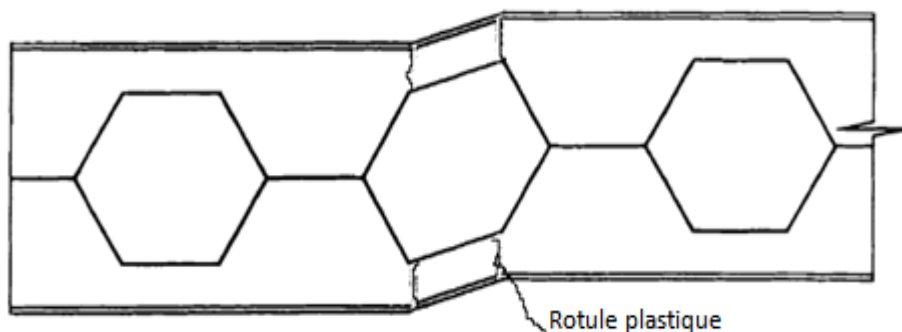


Figure 1.1 : Mécanisme de ruine par flexion Vierendeel [7]

L'observation de la ruine a montré une plastification d'un coin de l'ouverture en premier ; ensuite arrive la ruine finale avec l'observation d'un voilement par compression du coin opposé. Ces premières observations mettent ainsi en évidence deux points importants. Tout d'abord, l'existence d'une flexion locale des membrures liée au transfert de cisaillement autour d'une ouverture (la flexion ou effet Vierendeel) et la caractérisation d'une résistance supplémentaire liée au schéma cinématique de ruine par formation successive de rotules plastiques.

A.A. Toprac, et B.R. Cooke [11] ont effectué des études sur 9 poutres alvéolaires jusqu'à la ruine.

L'objectif principal était d'étudier le comportement à la ruine de ces poutres. Certains essais se sont terminés par déversement global et n'ont pas pu être exploités du fait que ce mode ne faisait pas partie des phénomènes étudiés. De la même façon que précédemment, il a pu être observé une ruine par plastification dans un coin de l'ouverture critique située en zone de fort cisaillement. Dans le cas des poutres pour lesquelles les ouvertures critiques étaient situées en zone de flexion pure, la ruine était caractérisée par la plastification en compression et traction des membrures supérieure et inférieure de l'ouverture.

D'autres études expérimentales ont été menées par A.N. Sherbourne [12] visant à étudier l'interaction entre la flexion et le cisaillement en observant le mode de ruine ainsi que l'influence des conditions de chargement. Ces études sont les prémices des recherches effectuées notamment par R.G. Redwood [13] et plus tard par K.F. Chung et al. [14][15] qui cherchent à caractériser la résistance des ouvertures en fonction des rapports entre le moment sollicitant et le moment résistant, et entre l'effort tranchant sollicitant et l'effort tranchant résistant de l'ouverture considérée. La Figure 1.2 donne l'allure de la courbe tirée de l'équation d'interaction simplifiée fournie par la référence [14] (Equation 1.1). La figure présente la courbe d'interaction des rapports $M_{sd} / M_{o,Rd}$ et $V_{sd} / V_{o,Rd}$ (avec M_{sd} , V_{sd} les efforts de flexion et de cisaillement globaux au niveau de l'ouverture et $M_{o,Rd}$, $V_{o,Rd}$ les résistances de la section perforée à la flexion et l'effort tranchant). Les études numériques ont montré que la résistance réelle de l'ouverture est souvent sous-estimée (de l'ordre de 10 à 15 % dans les gammes d'ouvertures testées par les auteurs [14]).

$$\left(\frac{V_{sd}}{V_{o,Rd}}\right)^{2.5} + \left(\frac{M_{sd}}{M_{o,Rd}}\right)^{2.5} \leq 1 \quad \dots\dots\dots 1.1$$

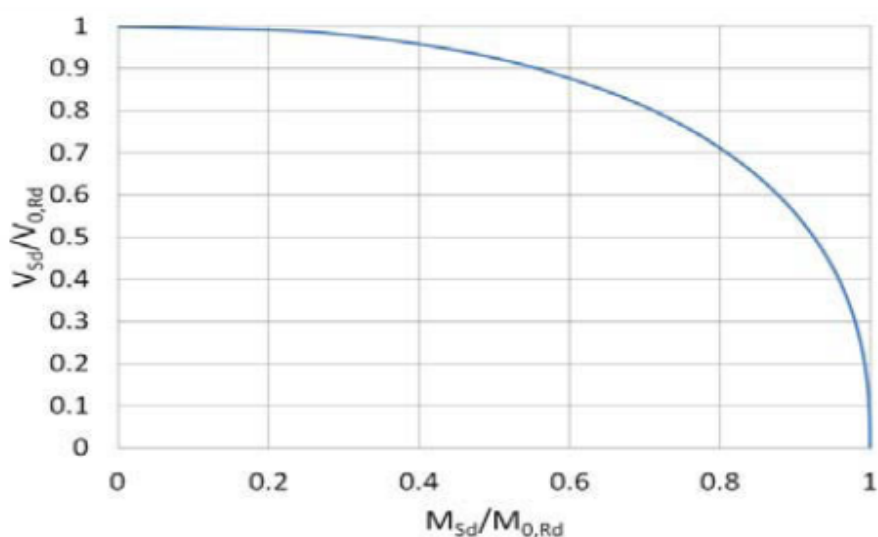


Figure 1. 2 : Courbe d'interaction

En 1967 P. Halleux [16] proposa des résultats expérimentaux sur 5 poutres alvéolaires. A. Bazile et J. Texieren [17] en 1968 et M.U. Husain et W.G. Speirs [9] en 1971, ont fait plusieurs essais mettant en évidence le flambement du montant intermédiaire entre deux ouvertures proches des appuis (où le cisaillement est élevé). Les auteurs relient ce mode de ruine au fait que les ouvertures de ces poutres alvéolaires avaient un faible espacement qui impliquait des montants intermédiaires élancés [7]. Ces diverses études expérimentales ont permis de formuler les premières conclusions théoriques sur le comportement à l'état ultime des poutres munies d'ouvertures isolées ou régulièrement réparties (poutres alvéolaires).

1.3. Travaux de recherches sur les poutres cellulaires

Les demandes architecturales, et parfois techniques, ont mené vers la création de nouvelles formes géométriques de poutres cellulaires, avec des ouvertures sinusoïdales.

- Des essais à la ruine sont réalisés au LaMI (Université Blaise Pascal) en coopération avec ArcelorMittal sur des poutres de dimensions réelles [18]. Les résultats expérimentaux permettent de comprendre le fonctionnement mécanique de ces poutres et de calibrer les modèles numériques. Le modèle éléments finis développé sur SAFIR permet d'évaluer les potentiels de développement de la ruine par plastification ou voilement local des parois autour des ouvertures de formes sinusoïdale par flexion Vierendeel. Le modèle numérique validé servira de base à une étude paramétrique qui permettra de développer une nouvelle méthode de calcul analytique généralisable à des formes d'ouvertures variables.
- S.durif [19] a développé une approche analytique permettant de définir la charge ultime d'une nouvelle forme de poutre cellulaire à ouvertures sinusoïdales. Cette nouvelle forme d'ouverture implique de nouveaux modes de ruine. De ce fait, en vue de développer ce modèle de calcul analytique adapté à cette nouvelle forme d'ouverture, une campagne d'essais expérimentaux a été menée sur des poutres cellulaires à ouvertures sinusoïdales à grande échelle ($\approx 10\text{m}$).

Au travers de ces études expérimentales sur trois configurations de poutre, il a été montré que le principal mode de ruine est lié à la flexion Vierendeel. En effet, la flexion locale des membrures de l'ouverture la plus sollicitée engendre soit la formation de 4 rotules plastiques aux 4 coins de l'ouverture, soit l'instabilité locale des parois d'âme comprimées.

En parallèle, une étude numérique par éléments finis tenant compte des non linéarités géométriques et matérielles a été menée. Elle a permis de développer et de valider le modèle de calcul analytique adapté à cette nouvelle forme d'ouverture.

Les modèles numériques et analytiques développés ont montré de bonnes qualités de prédiction de la résistance des poutres à ouvertures sinusoïdales.

Le mécanisme Vierendeel est toujours critique dans les poutres en acier perforées avec de grandes ouvertures d'âme isolées, au niveau duquel les efforts de cisaillement et les moments Vierendeel coexistent. Jusqu'à présent, les principaux paramètres

connus pour affecter le comportement structurel de telles poutres sont la hauteur de l'ouverture d'âme, la longueur d'ouverture de la section critique du Te supérieur et la zone d'ouverture d'âme. K.D. Tsavdaridis and C. D'Mello [20] ont réalisé une étude numérique par éléments finis (EF) en détail sur quatre sections en acier perforé de tailles différentes comportant onze ouvertures d'âme de formes standard et non standard avec trois tailles différentes, et ceci afin de fournir une méthode de calcul simple pour la pratique. Les différents paramètres géométriques ont été étudiés indépendamment afin de comprendre la signification de leurs effets et de faire progresser les connaissances sur les performances des poutres en acier perforées.

Un modèle EF a été établi, avec la non-linéarité matérielle et géométrique, permettant la redistribution de la charge à travers les ouvertures d'âme et la formation du mécanisme de Vierendeel. La réduction des capacités de cisaillement, due à l'incorporation des moments locaux de Vierendeel agissant sur les tés supérieurs et inférieurs, a été obtenue directement à partir de l'analyse FE. Après cela, une comparaison des courbes d'interaction cisaillement - moment (V/M) des sections d'acier avec diverses formes et tailles d'ouverture d'âme a été établie et des courbes d'interaction (V/M) généralisées empiriques ont été développées. De plus, la position précise des rotules plastique a été déterminée en même temps que la longueur d'ouverture critique et le paramètre Vierendeel.

Ce travail a montré que la forme de l'ouverture d'âme peut également affecter de manière significative le comportement structurel des poutres perforées, par opposition à la forme rectangulaire équivalente principalement utilisée jusqu'à présent. De plus, l'effet de la position de l'ouverture d'âme sur la longueur de la poutre perforée a été révélé. L'importance des paramètres qui affectent la performance structurelle de ces poutres est illustrée. Une étude numérique approfondie a conduit à des conclusions utiles et une forme elliptique d'une ouverture d'âme est proposée pour une étude plus approfondie. Le résultat de cette étude est considéré comme pertinent pour des applications pratiques.

- P. Panedpojaman [21] a étudié d'une manière large, le flambement du montant d'âme en tant que mode de ruine des poutres cellulaires. Dans ce contexte, une modélisation typique du montant d'âme est examinée et discutée. En se basant sur une analyse par éléments finis et de la loi de comportement mécanique, une équation empirique permettant le calcul du flambement a été proposée
- F.Erdal [22] a effectué des études sur des poutres cellulaires conçus d'une manière optimale jusqu'à la ruine. L'objectif principal était d'étudier le comportement à la ruine de ces poutres en menant des essais expérimentaux sur douze poutres cellulaires afin de prédire la capacité portante ultime et enfin, il a réalisé une analyse par éléments finis sur le flambement et prédire les charges critiques de toutes les poutres cellulaires testées expérimentalement. Les résultats d'analyse par éléments finis sont ensuite comparés avec les résultats de tests expérimentaux pour chaque poutre cellulaire testée.
- Une étude [23] a été menée, pour évaluer la capacité portante basée sur l'effet Vierendeelle par le dimensionnement des poutres métalliques munies d'ouverture

circulaire, élaboré par la méthode de la SCI P100 et la formule de Chung et al.

La capacité portante est étudiée en termes d'interactions moment-cisaillement normalisées et comparée à la solution d'analyse par éléments finis. Un total de 120 modèles d'éléments finis non linéaires de poutres cellulaires est utilisé dans cette étude qui couvre diverses tailles de section de poutre et rapports d'ouverture de 0.5 et 0.8.

Il a été constaté que les dimensions des sections en acier affectent moins la forme de la courbe d'interaction EF. Les interactions sont légèrement dégradées pour un rapport d'ouverture important. Une évaluation d'interaction obtenue par la méthode de SCI et la formule de Chung et al est d'ordre de 40% et 20% respectivement en comparaison avec l'analyse par EF. À cause de la similarité des interactions FE, une formule empirique est considérée comme une méthode appropriée pour évaluer l'interaction. Cependant, la formule d'interaction disponible peut ne pas fournir une conception rentable.

Pour évaluer l'interaction, cette étude propose une équation quadratique simple. La précision de la formule proposée est validée par rapport aux résultats analytiques en EF et aux résultats expérimentaux disponibles dans les littératures. La nouvelle formule facilite la conception sûre et rentable de la poutre d'acier perforée basée sur la ruine par effet Vierendeel.

- P.D. Pachpor et al [24] ont décrit le comportement des poutres cellulaires à la base de la méthode de BS59.50 [25], en considérant particulièrement la résistance des Tes et du montant d'âme. Un tel comportement est dérivé d'une étude paramétrique impliquant une analyse par éléments finis en utilisant le logiciel ANSYS. La méthode de calcul est basée sur l'analyse plastique de la section de la poutre pour les charges ultimes (ELU) et sur l'analyse élastique de la pour les charges de service (ELS). La procédure de calcul des poutres cellulaires est illustrée. Un exemple basé sur la méthode de calcul est élaboré et sa vérification est faite sur capacité.
- A.S. Shaikh et H.R. Aher ont fait des recherches sur les poutres cellulaires [26], et ils ont montré que la hauteur est le paramètre le plus important qui régit la propriété sectionnelle de la section. Car le moment d'inertie de service joue un rôle très important et le moment d'inertie de la section est directement proportionnel à la hauteur élevée en puissance trois.

Les recherches sur les poutres cellulaires à ouvertures circulaires sont très limitées et moins développées que les poutres cellulaires, ce qui peut être attribué au fait que les poutres cellulaires sont plus compliqués à analyser en raison de leurs propriétés de section en continu autour de la cellule.

- K. KUCHTA et M. MAŚLAK [27] ont évalué la résistance et la stabilité des poutres cellulaires métalliques du moment où les modes de ruine relatifs à ces dernières se présentent comme étant critiques.

La résistance au moment de flexion ultime globale de la poutre en présence de cisaillement est estimée ainsi que la résistance de la section Te située à mi-longueur de l'ouverture d'âme de la poutre.

En ce qui concerne la vérification de la stabilité de la poutre, non seulement le déversement est pris en compte, mais aussi le flambement d'âme par cisaillement de la poutre et même l'instabilité locale du montant d'âme.

Enfin, le risque de rupture d'un joint soudé situé dans un montant d'âme est évalué pour vérifier s'il est possible d'être accepté par l'utilisateur du bâtiment

- Une analyse par éléments finis (FEA) [28] des poutres alvéolaires a été menée en utilisant le logiciel ANSYS. L'étude du flambement du montant d'âme en tant que mode de ruine de ce type de poutres a été étudiée et a conclu que la poutre cellulaire est la mieux adaptée pour les applications structurales.

Dans ce travail, une étude paramétrique des poutres cellulaires a été réalisée pour optimiser sa taille en considérant le rapport entre l'espacement de l'ouverture et la hauteur d'ouverture (S / D_o) et diverses charges de ruine produisant le flambement du montant d'âme ont été déduites.

L'étude analytique a été également effectuée en faisant varier différents paramètres dans la poutre cellulaire tels que le diamètre de la cellule, l'espacement des cellules, la forme de la cellule. Il a été observé que les poutres cellulaires se ruinent particulièrement (principalement) à cause du mécanisme de Vierendeel. Une conception optimale des poutres cellulaires a également été étudiée sur la base de l'Eurocode3.

- Une étude détaillée a été effectuée sur l'influence des raidisseurs [29] à savoir le nombre de raidisseurs, la taille du raidisseur et leurs emplacements dans la partie d'âme de la poutre alvéolaire.

Par conséquent, cette étude a été envisagée par la littérature existante sur la résistance de la poutre en utilisant des raidisseurs. L'étude disponible dans la littérature indique que l'utilisation de raidisseurs dans la partie d'âme des poutres alvéolaires aide à augmenter la résistance et à minimiser la flèche. Les chercheurs ont suggéré d'utiliser un raidisseur le long des bords des ouvertures afin de réduire la concentration des contraintes au niveau de celles-ci.

- Une étude sur la résistance au déversement [30] des poutres cellulaires soumises uniquement à un moment de flexion constant, a été examinée.

Grâce aux comparaisons effectuées entre les moments maximums produisant le déversement, la résistance calculée en utilisant la méthode générale de l'EC3 est légèrement conservatrice dans la plupart du temps par rapport à la méthode spécifique qui fournit principalement (particulièrement) des résultats significativement surestimés.

Cependant, pour un élancement court non-dimensionnel, la méthode générale devrait être modifiée pour fournir la résistance conservatrice. On constate également

que l'élanement non dimensionnel et le rapport de section affectent clairement la précision de prédiction de la résistance calculée pour les deux méthodes.

Cependant, les autres paramètres affectent moins la précision. Comme un calcul fructueux et sûr, la méthode générale de l'EC3 devrait être utilisée pour le calcul de la résistance au déversement des poutres cellulaires. Cependant, d'autres développements sur le calcul du déversement sont nécessaires pour considérer l'effet de l'élanement court non-dimensionnel et du rapport de section.

- La hauteur est le paramètre le plus important qui régit la propriété sectionnelle. Car le moment d'inertie joue un rôle très important du moment où celui-ci est directement proportionnel à la hauteur élevée en puissance trois. Les recherches [31] sur les poutres cellulaires sont très limitées et moins développées que les poutres alvéolaires, ce qui peut être attribué au fait que les poutres cellulaires sont plus compliquées à analyser en raison de leurs propriétés de section variables autour de la cellule.
- Une étude a été effectuée sur le raidissage des poutres cellulaire [32] et qui montre la nécessité des raidisseurs qui se présente comme une meilleure solution pour dominer les ruines et résister au flambement des montants d'âme. En première partie de cette recherche, l'étude se concentre sur la modélisation par éléments finis des poutres cellulaire en acier avec et sans raidisseurs en utilisant le logiciel ANSYS. Dans la deuxième partie de la recherche, une analyse par éléments finis est effectuée pour prédire le flambement élastique et les charges critiques associées des poutres cellulaires en acier avec et sans raidisseurs.
- Les poutres cellulaires sont devenues de plus en plus populaires en tant que forme structurelle en construction en acier depuis leur introduction. Leur conception sophistiquée et développement de profilé offre une plus grande flexibilité dans la poutre en proportion pour la résistance, la hauteur, la taille et l'emplacement des ouvertures circulaires. Le but de la fabrication de ces poutres est d'augmenter la hauteur globale de la poutre, le moment d'inertie et le module de section, ce qui se traduit par une plus grande résistance et rigidité.

L'objectif de cette étude [33] est de mener des analyses par éléments finis (EF) dans le domaine non linéaires des poutres cellulaires qui ont été testées expérimentalement afin de déterminer leurs charges ultimes en comparaison avec les solutions de celles-ci.

- Les poutres cellulaires se présentent, notamment pour les bâtiments de bureaux à plateaux libres de grandes portées, comme une solution très intéressante pour répondre aux différentes contraintes techniques et économiques. En particulier, en permettant le passage dans leurs ouvertures des multiples réseaux nécessaires à l'équipement technique du bâtiment, elles conduisent à réduire très notablement l'épaisseur totale des planchers. Cependant, la présence des ouvertures dans l'âme provoque un changement du comportement en affectant la stabilité de ce type des poutres ainsi qu'une diminution de leur résistance. B. Djebli et al ont mené une analyse numérique [34], sur le comportement des poutres cellulaires mixtes en tenant compte des non-linéarités

matérielles et géométriques. Cette analyse est destinée, à prédire à l'aide d'une modélisation par éléments finis deux modes de ruine spécifiques en l'occurrence l'effet Vierendeel et l'instabilité locale (flambement) au niveau des ouvertures et des montants d'âme respectivement en estimant les charges ultimes correspondantes.

- Les ouvertures prévues dans la partie âme sont généralement de forme circulaire, hexagonale, en forme de losange ou de forme sinusoïdale. La capacité portante de la poutre alvéolaire est élevée en augmentant la hauteur de la poutre. Il n'y a pas de modes de ruine dans la poutre alvéolaire à cause de l'augmentation de sa hauteur comme le déversement, la formation du mécanisme de Vierendeel, la rupture du joint soudure et le flambement du montant d'âme qui doivent être pris en compte. Par conséquent, pour minimiser ces modes de ruines, une étude a été effectuée [35], et montre que l'utilisation de raidisseurs dans la partie d'âme pleine est importante.

L'étude bibliographique montre que l'utilisation de raidisseurs dans la partie âme pleine de la poutre alvéolaire minimise la flèche dans cette partie et augmente également la résistance.

Des articles de synthèse suggèrent que l'utilisation de raidisseurs le long de la direction transversale réduit la concentration de contrainte à proximité des ouvertures.

1.4. Conclusion

Dans ce chapitre une présentation chronologique des études menées sur les poutres métalliques cellulaires a été présentée.

Cette revue ne donne aucune information sur la nécessité du raidissage ou non au droit des charges concentrées afin de prédire le mode du flambement des montants d'âme. C'est pourquoi il nous a paru très intéressant de consacrer tout un chapitre (chap4) pour présenter une analyse numérique sur les poutres cellulaire étant donné que ces dernières sont actuellement disponibles sur le marché car leur utilisation est relativement courante dans le domaine de la construction.

Ainsi des modèles éléments finis ont été décrits afin de mener cette analyse numérique dans les domaines non-linéaire pour prédire le comportement mécanique à savoir l'effet du raidissage au droit des charges concentrées sur le flambement des montants d'âmes des poutres cellulaires métalliques.

CHAPITRE 2

MODELISATION NUMERIQUE ET CHOIX

2.1. Introduction :

Dans ce type d'approche, où la précision de l'analyse dépend directement du maillage et des éléments utilisés, les utilisateurs ont pris l'habitude de vérifier qu'il était suffisamment fin pour conduire à des résultats fiables. Un logiciel tel que Cast3m [36] constitue un outil extrêmement efficace dont l'utilisation permet de résoudre une immense variété de problèmes. Il s'agit d'un véritable outil, aux multiples facettes, qui permet de se concentrer sur les véritables problèmes de l'ingénieur.

Dans ce chapitre et après avoir donné en premier lieu un aperçu global sur l'organisation d'un calcul mécanique mené sur le logiciel Cast3m [36], nous présentons la démarche que nous avons retenue pour le développement et la validation d'un modèle numérique non linéaire [6] pour simuler le comportement des poutres cellulaires en acier. Le choix du modèle élément fini est guidé par les moyens de calcul des poutres cellulaires métalliques, associés au logiciel éléments finis dont nous disposons en l'occurrence Cast3m [36]. Nous présentons ensuite les résultats obtenus à partir d'une simulation numérique effectuée sur deux poutres cellulaires testées expérimentalement afin d'évaluer leur influence sur leurs comportement à l'état non linéaire.

2.2. Présentation du logiciel :

2.2.1. Introduction :

Cast3m est un logiciel de calcul de structures basé sur la méthode des éléments finis. Il a été développé au Département de Mécanique et Technologie (DMT) du Commissariat à l'Energie Atomique de France (CEA). La principale particularité de Cast3m, est de permettre à l'utilisateur d'adapter ses calculs selon les problèmes qu'il doit résoudre.

Ce code de calcul présente un système complet intégrant non seulement des fonctions de calculs proprement dites mais également des fonctions de construction de modèle (pré-processeur) et de traitement de résultats (post-processeur). Il traite différents problèmes à savoir :

- La mécanique statique et dynamique avec des comportements en :
 - Elasticité linéaire classique.
 - Plasticité et la viscoplasticité.
- Thermique.
- thermo-mécaniques couplées.

2.2.2. Environnement et langage :

Le logiciel Cast3m fonctionne sur tout ordinateur PC ou compatible utilisant tous types Windows. Afin de convertir les informations en entités informatiques par le programme, il faut disposer d'une interface. C'est le langage GIBIANE qui va permettre de communiquer directement avec le programme.

2.2.3. Organisation d'un calcul :

➤ Préparation du modèle de calcul :

Le modèle de calcul représente l'ensemble des données que doit préparer l'utilisateur pour décrire les caractéristiques complètes du problème à analyser. Il peut être décrit par le schéma suivant de la Figure 2.1 :

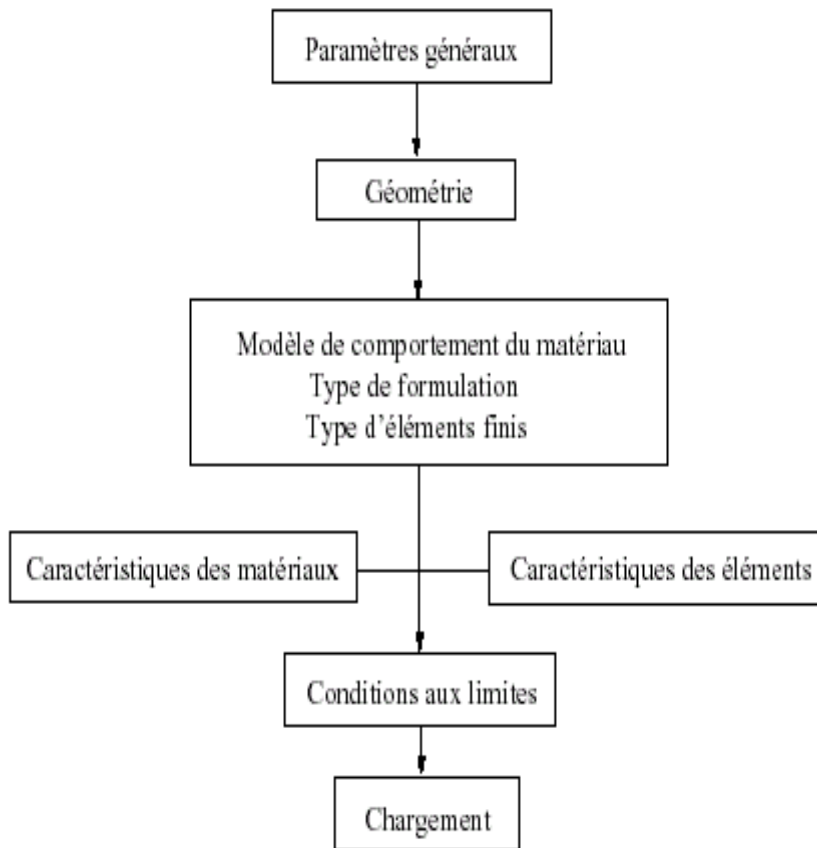


Figure 2. 1 : Organigramme du modèle de calcul

- Les paramètres généraux sont définis avec les options générales de calcul.
- La géométrie représente la forme discrétisée du domaine à étudier.

- Le modèle associé au maillage une loi de comportement du matériau, la formulation éléments finis ainsi que le type d'éléments utilisés.
- Les caractéristiques des matériaux définissent les propriétés physiques des matériaux : module d'Young, coefficient de Poisson, masse volumique, (pour un calcul non linéaire, on ajoute la limite élastique du matériau f_y).
- Les caractéristiques des éléments sont relatives à certaines données supplémentaires selon les types d'éléments choisis qui ne peuvent se déduire de la géométrie. Par exemple, pour les coques il est nécessaire d'indiquer leur épaisseur, pour les poutres leur section et leur différentes inerties.
- Les conditions aux limites doivent s'ajouter à la matrice de rigidité.
- Application des chargements externes.

➤ **Résolution du système d'équations :**

Une fois réalisée la préparation du modèle de calcul, on peut constituer le système $\overline{\overline{M}} \cdot \overline{u} + \overline{\overline{C}} \cdot \overline{u} + \overline{\overline{K}} \cdot \overline{u} = \overline{F}$ et le résoudre. Il faut donc dans un premier temps calculer les matrices de masse, d'amortissement et de rigidité.

Par exemple : pour une analyse statique linéaire (calcul de la flèche) la résolution sera sur le système : $\overline{\overline{K}} \cdot \overline{u} = \overline{F}$.

Pour une analyse modale (calcul des modes propres), le système à résoudre devient : $\overline{\overline{K}} - \omega^2 \overline{\overline{M}} = 0$.

➤ **Traitement des résultats :**

Il s'avère indispensable de traiter les résultats d'une analyse effectuée avec Castem2000. Ce traitement permet le calcul de grandeurs dérivées plus faciles à appréhender ou une visualisation en vue d'une meilleure interprétation des résultats. Deux groupes d'opérateurs sont disponibles à cet effet, l'un étant réservé au post-traitement des données et l'autre à la représentation graphique. Il est ensuite possible de sauvegarder les résultats en vue de les restituer dans des calculs ultérieurs.

Les programmes de calcul par éléments finis classiques sont structurés selon cette logique (voir Figure 2.2), chaque étape étant associée à un module du code :

- le pré-processeur pour la définition du maillage et du modèle mathématique.
- le programme de calcul qui envoie une série de processus selon la procédure de calcul choisi par l'utilisateur, celui-ci ne peut maîtriser l'enchaînement des processus.

- La procédure agit comme un boîtier noir sur laquelle l'utilisateur n'a aucune possibilité d'intervention.
- le post-processeur qui procède aux traitements nécessaires après avoir reçu les résultats des modules précédents.

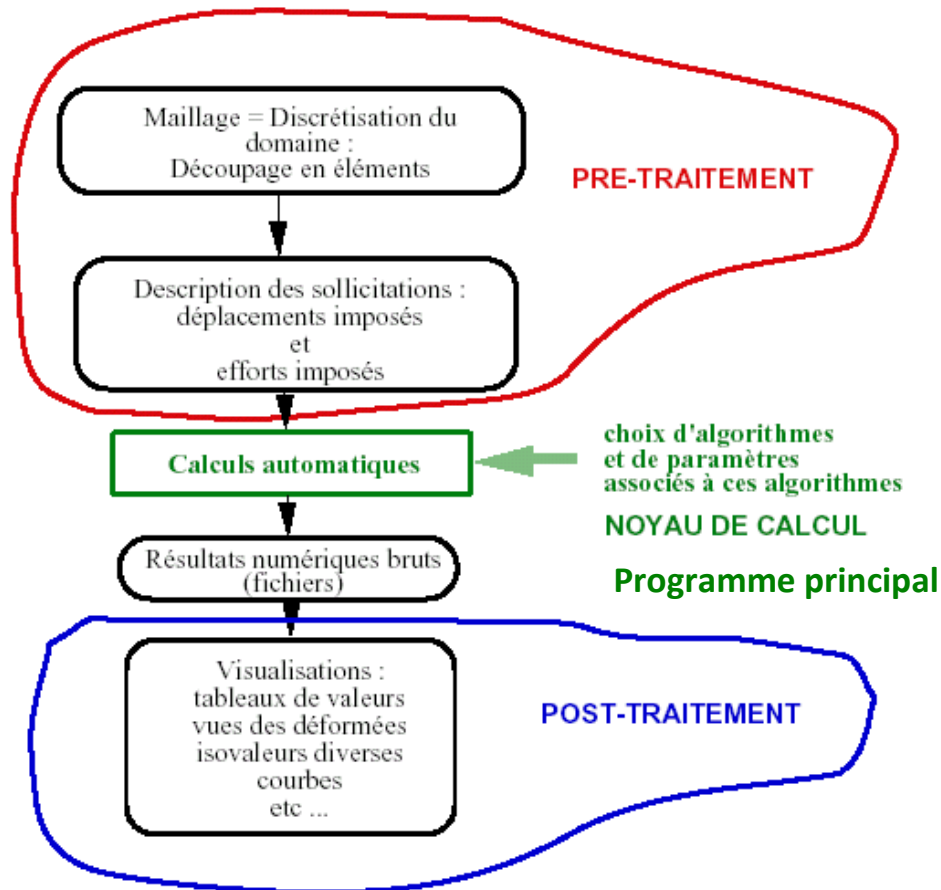


Figure 2.2 : Noyau de calcul, pré et post traitements du noyau de calcul

2.3. Modélisation et choix d'élément :

2.3.1. Introduction :

Actuellement, l'outil informatique et les logiciels de dimensionnement font largement appel à des modélisations conduisant à gérer des ensembles d'hypothèses qu'il était difficile de prendre en compte dans le passé. Depuis de nombreuses années les ingénieurs de bureau d'études confrontés à des problèmes de dimensionnement pour lesquels le prototype réel et la structure elle-même utilisent comme modèles de connaissance des modèles éléments finis.

2.3.2. Modèle numérique :

- **Géométrie et Maillage**

Les parois des poutres sont modélisées avec des éléments coques minces à 4 nœuds COQ4 et à 16 degrés de liberté. Les degrés de liberté de ses éléments sont les déplacements u , v et w aux nœuds sommets et une rotation de la normale à la surface moyenne, telle qu'il est illustré sur la Figure 2.3.

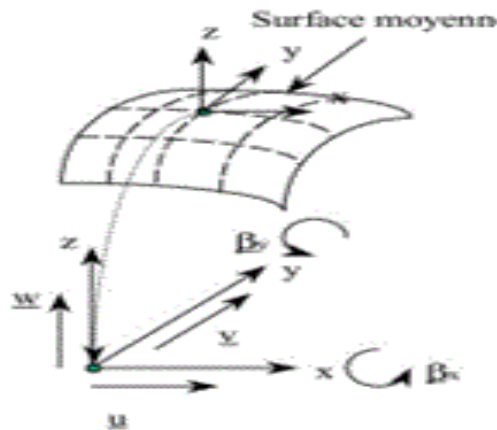


Figure 2.3 : Élément coque COQ4

Le maillage de la poutre est défini dans le plan moyen des parois comme le montre la modélisation de la section d'une poutre d'après la Figure 2.4.

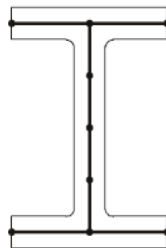


Figure 2.4 : Modélisation des sections métalliques

Cette approche consiste à définir le maillage de la coque dans le plan moyen des parois, dont la hauteur de la section est définie par $(h-t_f)$.

En raison du caractère symétrique de la poutre, l'étude est réduite à la moitié de la poutre seulement, comme l'illustre l'exemple d'une poutre cellulaire à ouvertures circulaires représenté sur la Figure 2.5

Ainsi, il est possible d'adopter un maillage plus fin pour obtenir une meilleure précision.

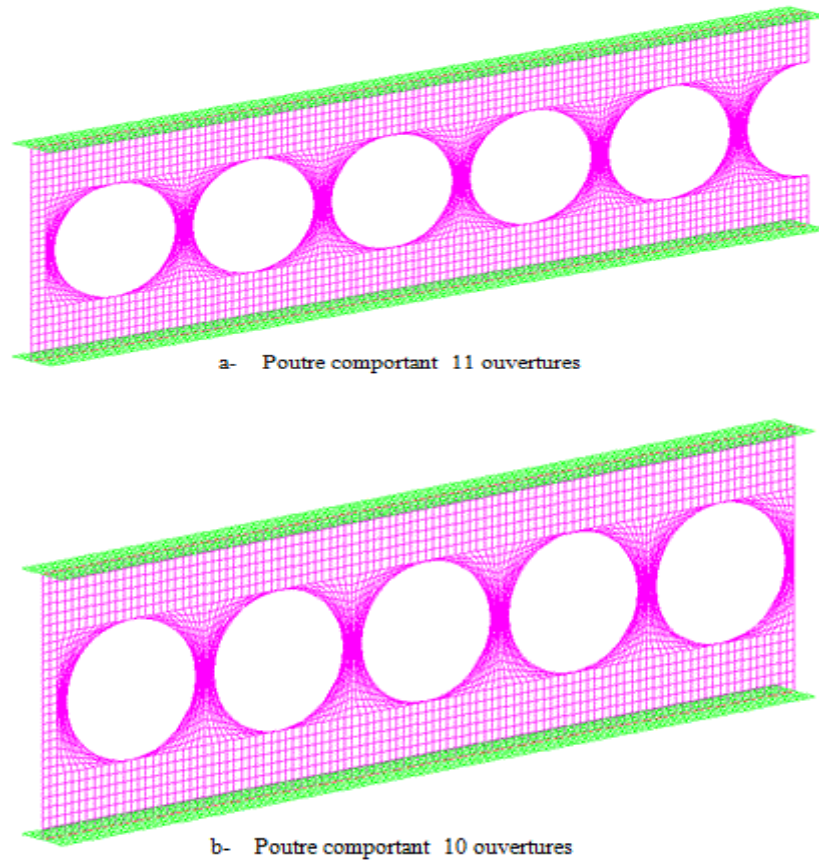


Figure 2.5 : Exemple de maillage d'une demi-poutre cellulaire

- **Conditions aux limites et chargement**

Les conditions de symétrie se traduisent par un blocage en déplacement de tous les nœuds appartenant au plan de symétrie dans la direction normale à ce plan. Donc le déplacement suivant x , u , est nul. Les appuis sont définis en tant que conditions aux limites sur toute la largeur des semelles inférieures des poutres cellulaires. Les déplacements verticaux w (z) et $u(x)$ sont nuls. Les déplacements latéraux sont bloqués ($v(y)=0$) aux niveaux des plans moyens des semelles pour simuler le travail des appuis latéraux contre le déversement.

Le chargement du modèle est réalisé par un déplacement imposé monotone croissant au niveau de la semelle supérieure. Le calcul élasto-plastique s'effectue par la procédure incrémentale PASAPAS de Cast3m [37].

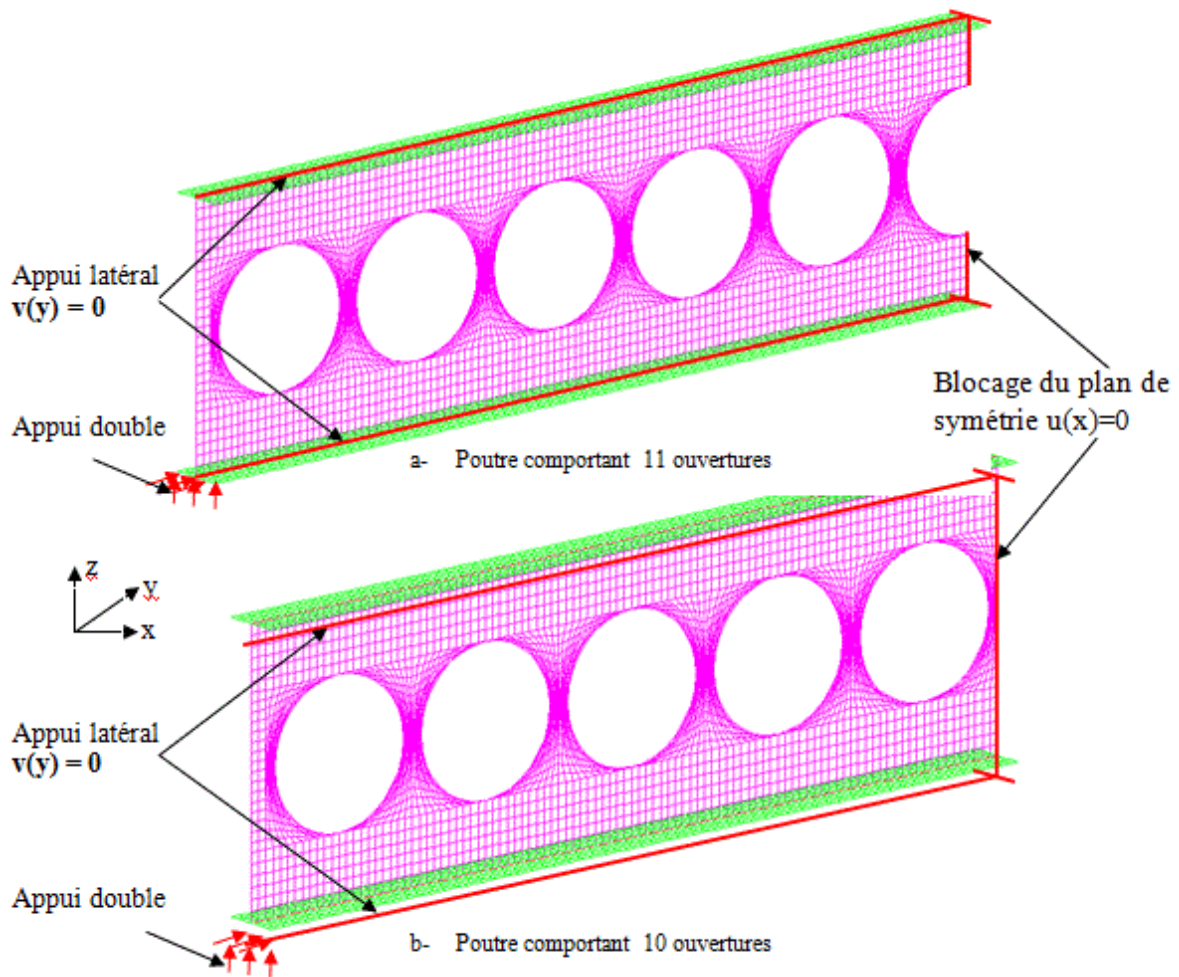


Figure 2.6 : Chargement et conditions aux limites

- **Loi de comportement de l'acier**

Le matériau acier est modélisé à l'aide d'une loi de comportement élasto-plastique parfaite .

Sans écrouissage. Ce comportement est présenté sur le diagramme de la Figure 2.7. Les caractéristiques mécaniques de l'acier sont définis comme suit : $E = 210 \text{ GPa}$ et $\nu = 0.3$.

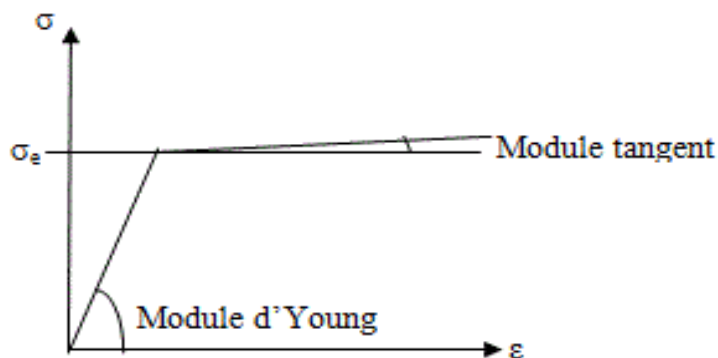


Figure 2.7 : Loi de comportement idéalisé de l'acier

- **Non-linéarité**

La modélisation que nous nous proposons dans ce travail, pour simuler le comportement des poutres cellulaires en acier, nécessite de résoudre des problèmes présentant deux types de non-linéarité : une non-linéarité géométrique et une non-linéarité matérielle :

1. les non-linéarités matérielles. Elles peuvent provenir de la loi de comportement intrinsèque du matériau,
2. la non-linéarité géométrique. Cette non-linéarité 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 notre cas de la simulation du comportement des poutres cellulaires, la prise en compte de la non-linéarités géométrique qui a été retenue est celle due aux grands déplacements et petites rotations.

- **Imperfections géométriques**

Il est bien connu que pour effectuer une analyse élasto-plastique non linéaire prenant en compte non seulement la plasticité mais également les phénomènes d'instabilité, il est nécessaire d'introduire une imperfection géométrique. Les imperfections géométriques initiales dans la simulation numérique peuvent être employées non seulement pour représenter la géométrie imparfaite, mais aussi pour prendre en compte les phénomènes d'instabilités qui ne peuvent être obtenus avec le chargement introduit dans le modèle numérique. C'est le cas notamment du voilement du montant d'âme qui ne peut avoir lieu dans le modèle numérique proposé étant donné que l'âme est chargée dans son plan.

La technique communément utilisée, afin de définir la distribution des imperfections initiales, est d'adopter une imperfection basée sur le premier mode de flambement. Pour ce faire, nous

avons réalisé préalablement une analyse d'instabilité linéaire de la structure. Ainsi, nous avons pu évaluer les différentes charges (valeurs propres) et modes critiques (modes propres).

Lors de cette analyse, la structure est supposée indéfiniment élastique et parfaite. La plasticité du matériau ainsi que les imperfections géométriques et matérielles sont négligées. La Figure 2.8 illustre un exemple de déformée issue du premier mode de flambement.

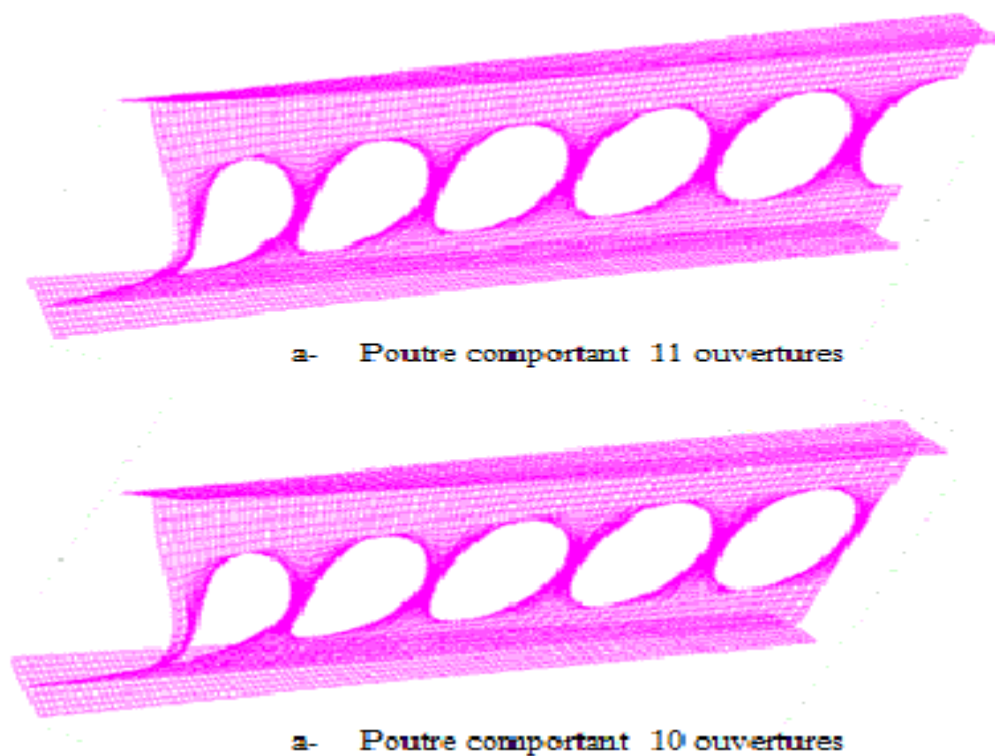


Figure 2.8 : Exemple de déformée du 1er mode de flambement d'une poutre cellulaire

Les déplacements nodaux du premier mode de flambement sont normalisés en utilisant le déplacement maximal dans la structure et ce déplacement maximal est pris égal à l'unité. En multipliant les déplacements normalisés par un facteur approprié, qui est l'amplitude, les imperfections initiales rattachées au mode propre considéré peuvent être calculées.

2.3.2. Calibrage des résultats :

Afin de confirmer notre choix sur l'élément « COQ4 », Nous avons effectué une étude sur le comportement charge-déplacement de deux poutres testées expérimentalement A et B (voir figures 2.10 e 2.11) de section (UB457x152x52) et de portée de 1.7m, comportant des ouvertures circulaires régulières [x2]. La poutre est soumise à l'effet d'une charge concentrée à mi-portée (voir Figure 2. 9).

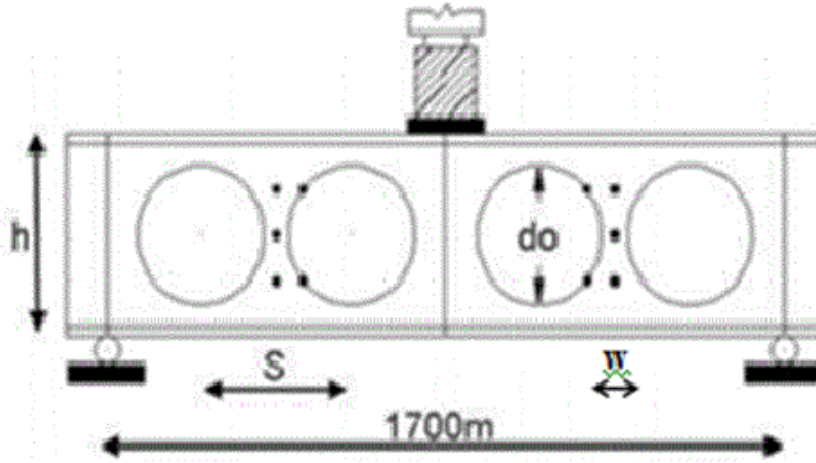


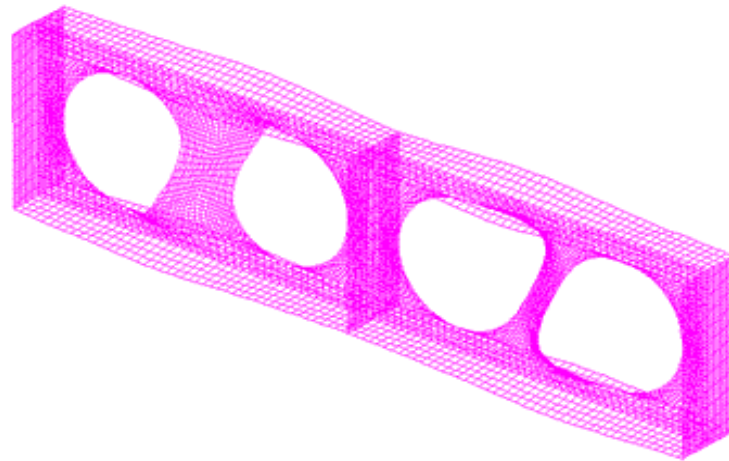
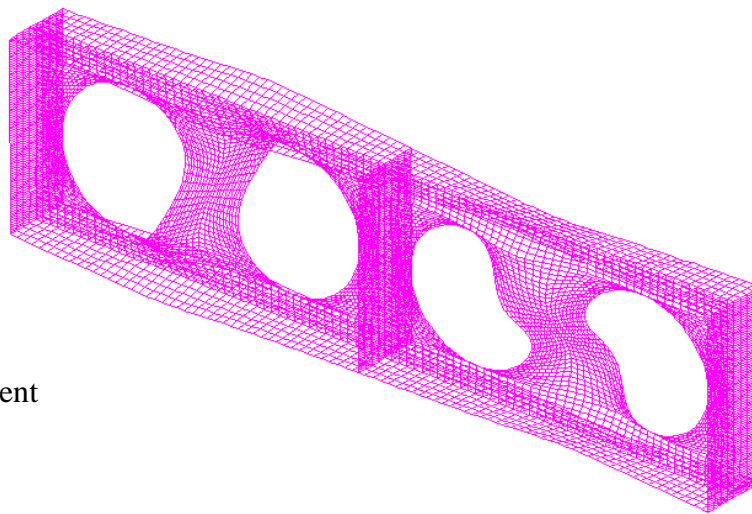
Figure 2. 9 : Poutre étudiée expérimentalement [38]

Les caractéristiques géométriques et propriétés mécaniques de la section sont données dans le Tableau 2.1.

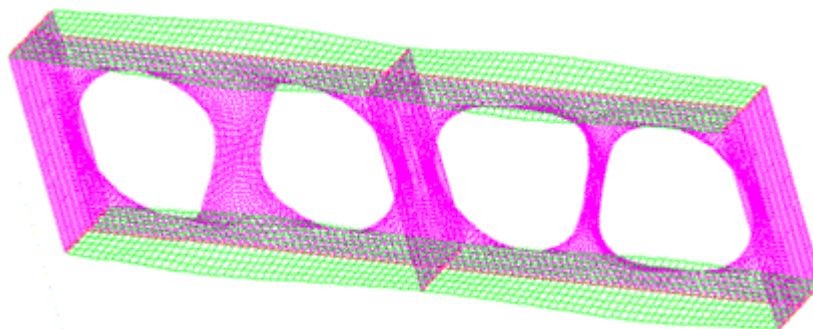
Tableau 2.1: Caractéristiques géométriques et propriétés mécaniques [38]

UB457x152x52	A (mm)	B (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ν	E (GPa)
H	449.8				0.3	200
b_f	152.4		359.7	480.9		
t_f	10.9					
t_w	7.6		375.3	492.7		
d_o	315					
S	409.5	378				
W	94.5	63				

La Figure 2.10 illustre la déformée issue du premier mode et deuxième mode de flambement.

1^{er} mode de flambement2^{ème} mode de flambement**Figure 2.10 :** Déformée de la poutre étudiée issue du Cast3m

Il est bien entendu que l'imperfection géométrique introduite afin de prendre en compte le phénomène d'instabilité en l'occurrence le flambement des montants d'âmes, est basée sur le premier mode de flambement telle qu'il est illustré dans la figure suivante :

**Figure 2.11 :** Déformée de la poutre étudiée issue du 1er mode de flambement

Dans ce qu'il suit, on illustre le comportement non-linéaire (effort-flèche à mi-portée) et la courbe effort-déplacement hors plan (au niveau des premier et troisième montants) des deux

poutres précédentes à la base d'une modélisation numérique comparée aux tests expérimentaux A et B.

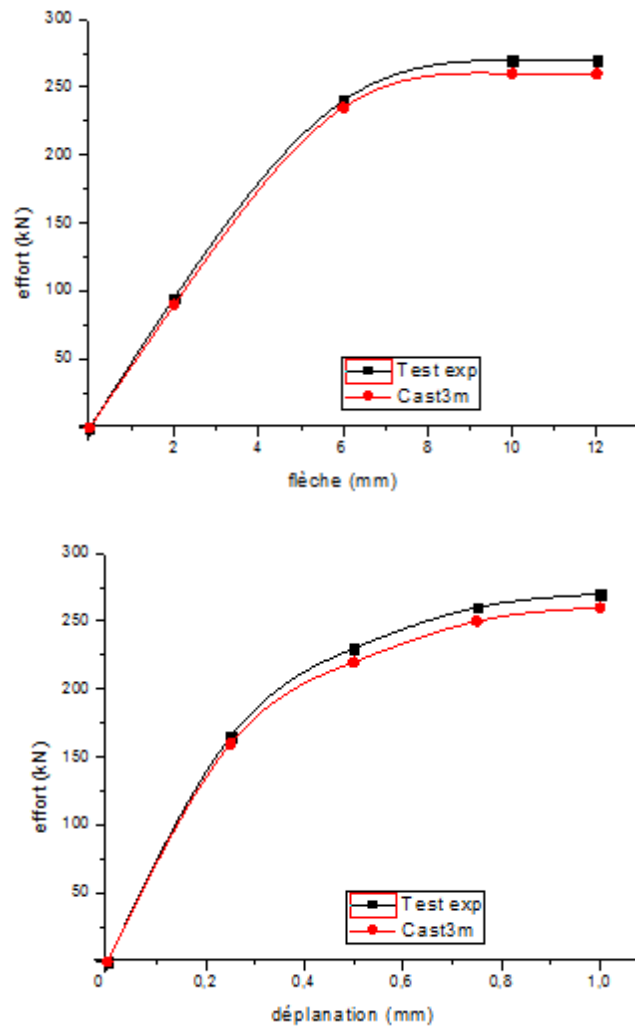
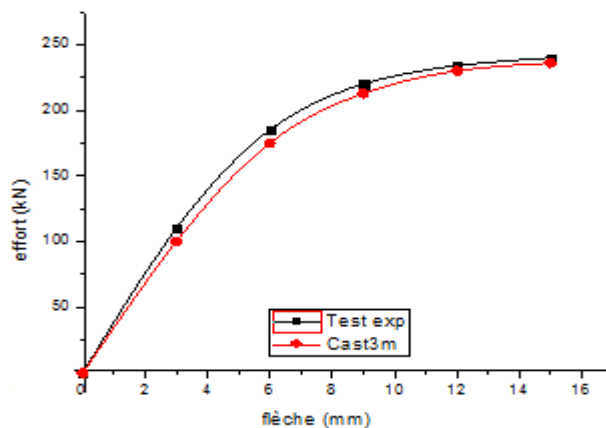


Figure 2.12 : Précision du modèle numérique à partir de l'essai A

D'après les deux courbes (effort-flèche à mi-portée et effort-déplacement hors plan) de la Figure 2.12, la comparaison montre une bonne concordance entre les résultats obtenus numériquement et expérimentalement à partir de l'essai A. Il est à remarquer donc, que le modèle en éléments coques minces à 4 nœuds COQ4 convient mieux pour ce type de poutre.



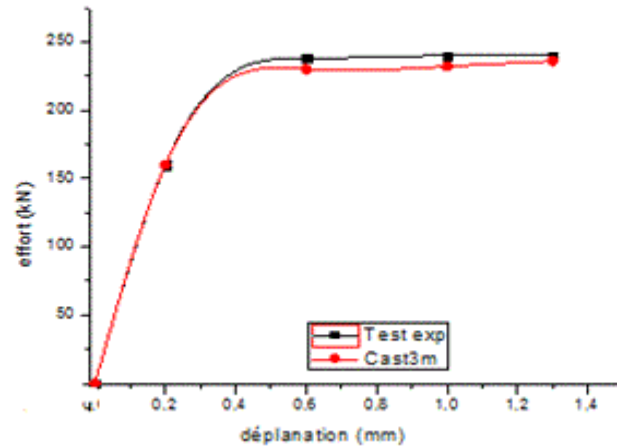


Figure 2.13 : Précision du modèle numérique à partir de l'essai B

De même d'après les deux courbes (effort-flèche à mi-portée et effort-déplacement hors plan) de la Figure 2.13, la comparaison montre une bonne concordance entre les résultats obtenus numériquement et expérimentalement à partir de l'essai B. Il est à souligner donc comme remarque, que le modèle en éléments coques minces à 4 nœuds COQ4 convient mieux pour ce type de poutre.

3.4. Conclusion :

Grâce au modèle 3D, développé ci-haut en coques minces à 4 nœuds (COQ4), décrit dans ce chapitre, nous avons pu mettre en évidence l'influence de la souplesse du support sur le comportement des poutres cellulaires.

Dans le chapitre qui suit, nous allons tout d'abord développer un modèle analytique permettant le calcul de la charge ultime produisant le flambement du montant d'âme par compression, puis le valider à la base de celui numérique, en suite mener des applications en vue d'une analyse numérique dans le domaine non linéaire afin de prédire ce mode de ruine (flambement du montant d'âme par compression) et la charge ultime correspondante des poutres cellulaires sur appuis simples

CHAPITRE 3

ÉTUDE ANALYTIQUE ET VALIDATION PAR ELEMENTS FINIS

3.1 Introduction

Ce chapitre est consacré au développement d'une approche analytique permettant le calcul de la charge ultime produisant le flambement du montant d'âme par compression des poutres métalliques fabriquées en profilé IPE, puis calibrer ce modèle théorique par rapport au modèle numérique développé en éléments finis coques minces à quatre nœuds (*COQ4*), décrits dans le chapitre précédent (Chapitre2).

Nous commençons tout d'abord par une présentation générale sur les notions d'instabilité, en suite nous nous orientons sur l'étude du phénomène d'instabilité en l'occurrence le flambement qui porte le seul cas d'intérêt dans le développement de notre solution analytique et en fin, afin de prouver la fiabilité de cette dernière pour l'étude de ce type de poutres métalliques dans le domaine non-linière vis-à-vis le flambement du montant d'âme par compression ; nous procédons au calibrage de cette approche analytique proposée ci-dessous avec le modèle numérique présélectionné ci haut.

3.2 Notions d'instabilité

Dans tous les problèmes étudiés jusqu'à présent, il a été supposé que les déplacements et les déformations qui se produisaient dans la structure étaient infiniment petits.

Cette hypothèse nous a permis de dire que la géométrie des éléments étudiés restait identique à elle-même pendant la durée du chargement. On a pu ainsi faire l'approximation qui consiste à considérer les déformations linéaires.

Par ailleurs, il a été supposé (voir méthodes énergétiques) que les transformations réversibles se produisant suffisamment lentement (en quasi-statique) pour que la structure se trouve à chaque instant dans un état d'équilibre.

Dans la pratique, de telles hypothèses cessent souvent d'être valables bien que l'on reste dans le domaine d'élasticité du matériau et que les déformations réelles soient faibles (étude au premier ordre). En effet, pour une structure déformable donnée, il peut exister une charge à partir de laquelle les déplacements croissent plus rapidement que ne le prévoit la solution linéaire : parfois même il est possible d'atteindre un état où la charge que peut supporter la structure diminue lorsque la déformation augmente.

On voit apparaître ici le problème de la stabilité d'une structure, problème qui présente une importance considérable pour les structures élancées de génie civil.

La stabilité ou l'instabilité définit une caractéristique d'une position d'équilibre, aussi bien d'une structure déformable que d'un corps rigide.

Si, après avoir légèrement écarté une structure de sa position d'équilibre par un effort donné, lorsqu'on supprime l'effort le système retourne à sa position initiale, l'équilibre est dit stable ; dans le cas contraire il est dit instable. Dans la réalité, il existe toujours des causes qui écartent le système de sa position d'équilibre, selon les cas, ces causes seront plus ou moins faciles à identifier.

Un système que l'on écarte de sa position d'équilibre peut se conduire de différentes manières :

- Dans la plupart des cas, il peut arriver à un nouvel état d'équilibre, stable, avec possibilité de grands déplacements.
- Si le système ne trouve plus de position d'équilibre stable, il peut osciller.

Il est à noter que le phénomène d'instabilité peut concerner la structure dans sa totalité (instabilité globale), ou n'intéresser qu'un élément (on parlera dans ce cas d'instabilité locale).

Dans le domaine des structures élastiques, on peut citer différents exemples de perte de stabilité :

a) La perte de stabilité d'une barre élancée comprimée axialement :



Figure 3.1

On établira que cette forme rectiligne de structure soumise à un effort de compression n'est stable que lorsque l'effort exercé est inférieur à une valeur critique, cela revient à déterminer un seuil au-delà duquel la structure est instable.

b) Si l'on considère un profilé métallique de type IPN, sur deux appuis :

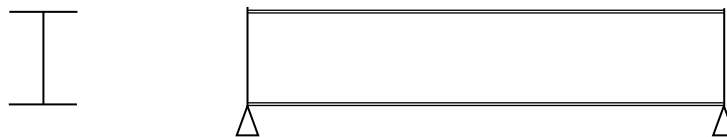


Figure 3.2

Lorsque la hauteur du profilé est grande, sous l'effet d'un chargement extérieur appliqué à la poutre, il aura tendance à se déformer : c'est le phénomène du Déversement :



Figure 3. 3

On remarque donc que la notion de stabilité présente quelques caractéristiques :

- Elle est subordonnée à l'existence d'un seuil F_c en deçà duquel la structure est stable, mais au-delà duquel on peut avoir divers types d'évolution.

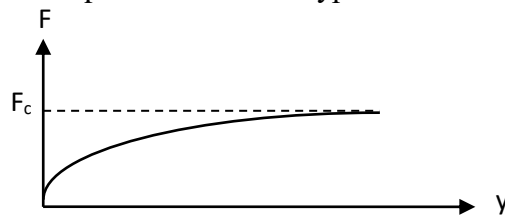


Figure 3. 4

- La situation correspondant à l'état d'instabilité ne se place pas tout à fait dans le cadre de la statique : il s'agit en fait d'une situation de changement d'état.
- L'instabilité est enfin une situation que l'on constate. En effet comme on le verra dans le cas du flambement, il s'agit d'un phénomène non naturel, et qui ne devrait pas avoir lieu si la structure ou le chargement était parfait. Il est toutefois étudié, car son apparition peut conduire une structure à la ruine.

Il s'agit essentiellement d'un phénomène de forme, lié aux non-linéarités géométriques d'une structure.

En outre, on le constate : en effet, lorsqu'on fait le calcul, on suppose qu'il a déjà eu lieu -on apporte en quelque sorte une vérification -.

On le justifie en faisant intervenir, dans le cas du flambement par exemple, diverses possibilités :

- conditions de fixation de la barre,
- effort appliqué non centré.

En fait, la justification que l'on apporte réside dans les défauts que présente la barre par

rapport à un élément parfait (barre non rectiligne, effort non centré,...).

3.3 Étude du flambement

Nous nous intéresserons maintenant à un cas particulier d'instabilité, car le phénomène concerné revêt une grande importance pour les structures de génie civil : c'est le Flambement.

3.3.1 Position du problème

Le problème de l'équilibre d'une barre comprimée, sollicitée par un effort axial P a été étudié par Euler .c'est pour cette raison que le problème de la stabilité d'une barre comprimée s'appelle problème d'Euler.

On se place dans une configuration déformée d'une barre comprimée (voir Figure 3.5), pour une raison donnée (imperfections géométriques par exemple) il y a eu flexion de cette barre.

Caractéristiques de la barre : EI, l

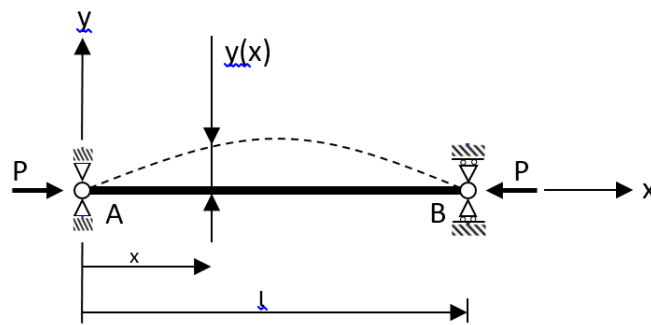


Figure 3.5

Soit $y(x)$ la valeur de la déformée de la poutre au point d'abscisse x .

On suppose que l'on est en petites déformations. Equation différentielle de la déformée est de la forme:

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{M(x)}{EI}$$

et

$$M(x) = -P \cdot y(x)$$

Donc, en remplaçant $M(x)$ par sa valeur dans l'équation différentielle :

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 y}{dx^2} &= \frac{-P}{EI} \cdot y(x) \\ k^2 &= \frac{P}{EI} \end{aligned} \right\} \rightarrow \frac{d^2 y}{dx^2} = -k^2 \cdot y(x)$$

Equation différentielle du second degré, à coefficients constants, dont la résolution conduit à :

$$y = A \cos kx + B \sin kx + \delta$$

Les constantes A et B sont déterminées par les conditions aux limites :

Pour $x = 0$, on a : $y(x) = 0$ (1)

Pour $x = L$, on a : $y(x) = 0$ (2)

La condition (1) conduit à : $A = 0$

La condition (2) conduit à : $B \sin kL = 0$ (3)

Étudions l'égalité (3) : $B \sin kL = 0$

Cette équation admet deux solutions :

- $B=0$: on a alors, $A = B = 0$:

$y(x)$ est identiquement nul sur toute la longueur de la poutre : équilibre stable non déformé.

- $\sin kL = 0$: on a alors, $kL = n \pi$, n entier

Ou encore $k^2 L^2 = n^2 \pi^2$

Cela conduit à :

$$P = n^2 \cdot \frac{\pi^2 EI}{L^2}$$

pour que la barre prenne la configuration déformée correspondant au cas étudié, il faut que P prenne les valeurs déterminées par :

$$n^2 \cdot \frac{\pi^2 EI}{L^2}$$

La valeur minimum de P correspondant au premier seuil de bifurcation d'équilibre est alors donnée par $n = 1$, soit :

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2}$$

P_{cr} est appelé force critique d'Euler.

3.3.2 Variation de la force critique selon le mode de fixation de la barre

Le calcul précédent de la force critique ayant été fait sur une poutre bi-articulée (donnant lieu à une déformée représentée par une demi-onde), on peut se demander quelle est la traduction du flambement pour des poutres présentant d'autres conditions de liaison aux extrémités, par exemple :

- bi-encastée,
- encastée-libre,
- encastée-articulée, etc

On trouve, selon le cas, des valeurs différentes du seuil de bifurcation P_{cr} .

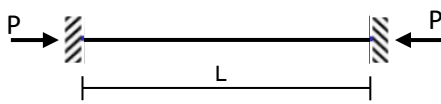
La méthode utilisée est la méthode d'Euler .selon le type des conditions de liaison, l'expression du moment fléchissant va être modifiée, il en sera de même de l'équation différentielle.

On s'intéresse à des barres :

- initialement rectilignes,
- pour lesquelles l'effort appliqué est centré.

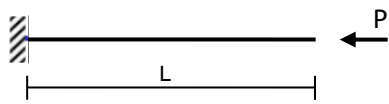
On obtient alors, tous calculs effectués :

a) barre bi-encastée, de longueur L :



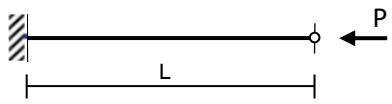
$$P_{cr} = \frac{4 \cdot \pi^2 EI}{L^2}$$

b) barre encastée-libre, de longueur L :



$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{4 \cdot L^2}$$

C) barre encastée-articulée, de longueur L :



$$P_{cr} = \frac{2 \cdot \pi^2 EI}{L^2}$$

Globalement, on remarque que l'on peut faire intervenir un coefficient μ , placé devant le terme de longueur au dénominateur, et que l'on va appeler coefficient réducteur de la longueur ; le but étant de se ramener à une expression ayant même allure que celle que obtenue pour une barre bi-articulée :

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_k^2}$$

et l'on aura

$$L_k = \mu L$$

Où

L représente la longueur réelle de la barre

L_k représente la longueur de flambement.

Pour les trois cas étudiés, on aura alors :

- Cas a) bi-encastree : $L_k = \frac{L}{2}$
 Cas b) encastree-libre : $L_k = 2L$
 Cas c) encastree-articulée : $L_k = \frac{L}{\sqrt{2}}$

3.3.3. Contrainte critique d'Euler

On utilise parfois une contrainte définie à partir de la force critique d'Euler P_C , c'est la contrainte d'Euler, notée σ_k définie en tant que contrainte normale par la relation :

$$\sigma_k = \frac{P_c}{S}$$

Où P_c : représente la force critique d'Euler,
 S : la surface de la section droite.

Cette contrainte s'écrit encore :

$$\sigma_k = \frac{\pi^2 EI}{L_k^2 \cdot S} = \frac{\pi^2 E}{L_k^2 \cdot \frac{S}{I}}$$

On appelle rayon de giration la quantité i définie par

$$i^2 = \frac{I}{S} ; \quad \frac{S}{I} = \frac{1}{i^2}$$

Si l'on reporte la valeur de i dans l'expression ci-dessus, on obtient :

$$\sigma_k = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{L_k}{i}\right)^2}$$

Où L_k représente ici la longueur de flambement de la barre. On définit l'élancement λ par la relation :

$$\lambda = \frac{L_k}{i}$$

D'où l'expression finale de la contrainte critique d'Euler :

$$\sigma_k = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}$$

Cette contrainte critique d'Euler est utilisée dans le calcul des pièces soumises à la compression.

3.4 Solution analytique

Une étude analytique sur le flambement des montants d'âme des poutres cellulaire métallique a été considérée, il s'agit donc, d'une instabilité locale d'un montant d'âme soumis à la compression.

Dans ce contexte un modèle analytique permettant de calculer la charge ultime provoquant le flambement des montant d'âme par compression dans les poutres cellulaires métalliques.

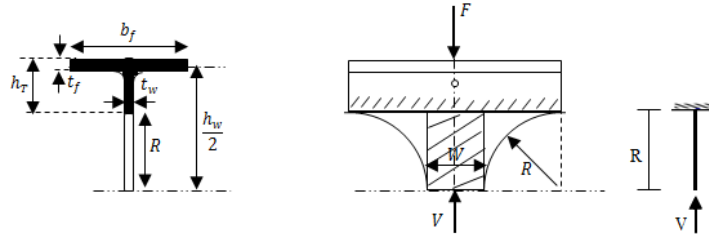


Figure 3.6

Cette charge est obtenue d'après l'expression suivante :

$$F_u = 0,91\chi_F A_w \cdot f_{yw}$$

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

A_w : est l'aire ou section transversale du montant d'âme ($w \cdot t_w$).

χ_F : est le coefficient de réduction correspondant au flambement du montant d'âme sous compression, il est donné par la relation suivante :

$$\chi_F = \frac{0,5}{\bar{\lambda}_F} \leq 1$$

D'où, l'élanement réduit $\bar{\lambda}_F$ peut être déduit de la relation suivante :

$$\bar{\lambda}_F = \frac{\lambda}{\lambda_{cr}}$$

λ : représente l'élanement maximal, il est donné par la relation :

$$\lambda = \frac{R_e}{i}$$

Avec, i : rayon de giration $i = \sqrt{\frac{I}{A_w}}$

I : moment d'inertie du montant d'âme.

A_w : section droite du montant d'âme

R_e : longueur de flambement ($R_e = 2R$)

λ_{cr} : représente l'élanement critique correspondant à la contrainte critique d'Euler (σ_{cr}), définie en tant que contrainte normale par la relation :

$$\sigma_{cr} = \frac{V_{cr}}{A_w} = f_y$$

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{R_e^2 \cdot A_w} = f_y$$

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{R_e^2 \cdot \frac{A_w}{I}} = f_y$$

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{R_e}{i}\right)^2} = f_y$$

$$\sigma_k = \frac{\pi^2 E}{\lambda_{cr}^2}$$

Donc,

$$\lambda_{cr} = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}}$$

D'où,

$$\bar{\lambda}_F = \frac{\lambda}{\lambda_{cr}} = \sqrt{A_w \cdot f_y} \cdot \frac{R_e}{\pi \cdot \sqrt{EI}}$$

Finalement l'élancement réduit $\bar{\lambda}_F$ du montant d'âme et donné selon la relation précédente par :

$$\bar{\lambda}_F = \sqrt{\frac{A_w \cdot f_y}{V_{cr}}}$$

V_{cr} est déterminé à partir du modèle adapté dans cette étude présenté par la Figure 3.6, dont les conditions de liaisons aux extrémités, telles que, encastrée-libre. On se place donc dans le cadre des petites déformations.

La méthode utilisée est la méthode d'Euler. Selon le type des conditions de liaison, l'expression du moment fléchissant va être modifiée, il en sera de même de l'équation différentielle.

On s'intéresse à une barre de longueur R initialement rectiligne, pour laquelle l'effort appliqué est centré (voir Figure 3.7).

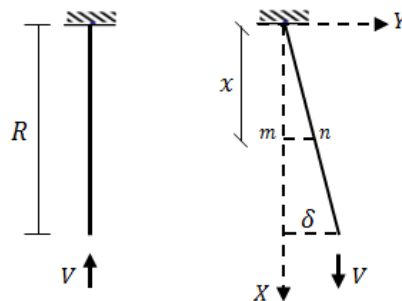


Figure 3.7

Lorsque P croît, à parti de zéro, l'état d'équilibre rectiligne initial évolue vers un état curviligne fléchi.

D'après la loi fondamentale de la flexion, issue de la résistance des matériaux, le moment fléchissant s'écrit :

$$M = -EI \frac{d^2 y}{dx^2}$$

or,

$$M = -V(\delta - y)$$

donc,

$$EI \frac{d^2 y}{dx^2} = V(\delta - y)$$

En posant, $k^2 = \frac{V}{EI}$, on obtient de l'élastique:

$$\frac{d^2 y}{dx^2} + k^2 \cdot y = k^2 \cdot \delta \dots \dots \dots (*)$$

(*) Équations différentielle du second ordre, dont la solution générale est de la forme :

$$y = A \cos kx + B \sin kx + \delta$$

La résolution de cette équations s'opère grâce aux conditions aux limites :

$$x = 0, \quad y = \frac{dy}{dx} = 0$$

Ces deux conditions sont vérifiées si :

$$A = -\delta \quad \text{et} \quad B = 0$$

Et par la suite,

$$y = \delta(1 - \cos kx) \dots \dots \dots (**)$$

Pour $x = R$, $y = \delta$

Celle-ci est vérifiée (voir (**)), si: $y = \delta \cos kx \dots \dots \dots (***)$

D'après l'équation (***), deux cas sont possibles:

- Si $\cos kR \neq 0$, $\delta = 0$ et $y(x) = 0 \quad \forall x$

Dans ce cas, seul l'équilibre rectiligne est possible.

- Si $\cos kR = 0$, $kR = (2n - 1) \frac{\pi}{2} \dots \dots \dots (****)$

Où n est un entier

Cette équation détermine les valeurs de k aux quelles le flambement peut exister.

La valeur minimum de (kR) qui peut satisfaire l'équation (****) est obtenue en prenant n=1

La valeur de V correspondante représente la charge (force) critique V_{cr} , soit :

$$V_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{4 \cdot R^2}$$

$$V_{cr} = 2,465 \frac{EI}{R^2}$$

or, $I = \frac{w \cdot t_w^3}{12}$

Donc, $V_{cr} = 0,2 \cdot E \frac{w \cdot t_w^3}{R^2}$

3.5 Calibrage du modèle théorique par rapport au modèle numérique

Une comparaison de résultats est établie dans les tableaux ci-dessous, entre la valeur obtenue par l’approche analytique proposée F_{Uth} à celle obtenue par la solution numérique F_{Ufe} à partir de la courbe du comportement non-linéaire en utilisant le logiciel Cast3m.

Cette comparaison est effectuée en premier lieu (voir tableau2) sur une poutre comportant 8 ouvertures pour différents profilés en IPE (IPE400, IPE500 and IPE600) et avec différentes largeurs du montant d’âme (w) en gardant la même nuance d’acier (S235). En deuxième lieu (voir tableau3), elle est effectuée pour différentes limites d’élasticité f_y en gardant la même section (profilé en IPE450).

Les caractéristiques géométriques des poutres sont données dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1 : Caractéristiques géométriques des poutres

Section	H _t (mm)	b _f (mm)	t _f (mm)	t _w (mm)	r (mm)	D (m)
IPE400	600	180	13.5	8.6	21	0.45
IPE500	750	200	16	10.2	21	0.5625
IPE600	900	220	19	12	24	0.675

Tableau 3.2 : Comparaison des résultats pour le flambement des montants d’âme sous compression

w (mm)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F _{Ufe}	F _{Uth}	F _{Ufe} /F _{Uth}	F _{Ufe}	F _{Uth}	F _{Ufe} /F _{Uth}	F _{Ufe}	F _{Uth}	F _{Ufe} /F _{Uth}
100	50.00	47.00	1.06	52.20	52.88	0.99	56.21	60.99	0.92
130	60.00	59.46	1.01	65.15	68.74	0.95	74.10	79.28	0.93
150	71.65	70.66	1.01	78.00	79.32	0.98	84.67	91.48	0.92

D’après les résultats obtenus selon le Tableau 3.2, il est bien à remarquer que l’écart de différence en pourcentage le plus élevé entre les valeurs analytiques et numériques est de 8% (cas des deux poutres cellulaires fabriquée en IPE600 de largeurs du montant d’âme de

100mm et 150mm); donc une bonne concordance s’est obtenue entre les deux méthodes analytique et numérique.

Tableau 3.3 : Comparaisons des résultats pour différentes limites d’élasticité

limites d’élasticité f_y (Pa)	ultimate load (kN)		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
235.10^6	68.12	74.85	0.91
275.10^6	74.94	80.97	0.92
335.10^6	81.24	89.36	0.92

Il est à constater selon le Tableau 3.3 que l’écart de différence en pourcentage maximum entre les valeurs analytiques et numériques est de 9% ; donc une bonne concordance s’est obtenue entre les deux méthodes analytique et numérique.

Pour une meilleure analyse sur le calibrage du modèle théorique par rapport au modèle numérique, nous illustrons l’allure du comportement non-linéaire obtenue numériquement comparée avec la valeur de la charge ultime obtenue théoriquement.

A cet effet une configuration d’une poutre cellulaire fabriquée en un profilé IPE450 comportant 6 ouvertures (voir Figure 3.8) a été étudiée.

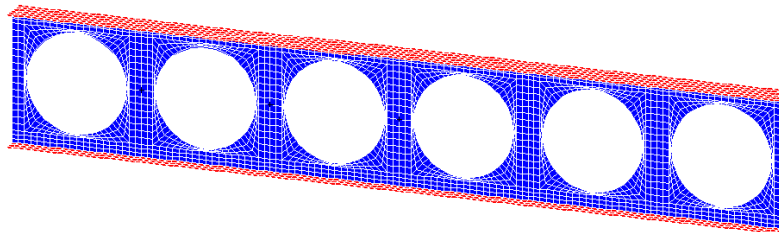


Figure 3.8 : discrétisation de la poutre étudiée

Les caractéristiques mécaniques sont définies par un coefficient de Poisson ν de 0,3 et un matériau bi-linéaire avec un module de Young de 210 GPa et une limite d’élasticité f_y égale à 275 MPa.

Les caractéristiques géométriques de la poutre sont données dans le Tableau 3.4.

Tableau 3.4 : Caractéristiques géométriques

Cellular beam	h	b_f	t_f	t_w	d_o	S	w	h_T	h_w
IPE450	675	190	14.6	9.4	506.25	656.25	150	84.375	660.4

La valeur de la charge ultime provoquant le flambement du montant d’âme sous compression est :

$$F_u = 0,91 \chi_F A_w \cdot f_{yw} = \mathbf{81,16 kN}$$

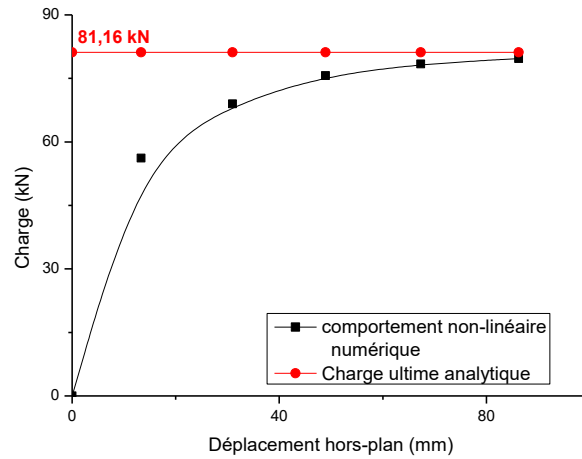


Figure 3.9 : Comparaison des résultats entre la solution analytique et solution numérique

On peut conclure d'après les résultats obtenus selon la Figure 3.9, que la solution analytique proposée est proche de celle donnée par solution numérique.

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, un modèle analytique a été développé ci-dessus dont le but de déterminer la charge ultime provoquant l'instabilité locale (flambement des montants d'âme) dans telle poutre métallique fabriquée en profilé IPE, soumise à l'effet d'une charge transversale concentrée à mi portée.

Ce modèle est basé sur l'étude du flambement d'une barre comprimée, sollicitée par un effort axial (problème d'Euler).

Les résultats obtenus par la méthode analytique sont ensuite comparées avec ceux obtenus numériquement ; d'où une bonne concordance s'est obtenue entre les deux méthodes.

CHAPITRE 4

**ANALYSE NON-LINEAIRE
VIS-A-VIS LE FLAMBEMENT DES
MONTANTS D'AME PAR COMPRESSION**

4.1 Introduction

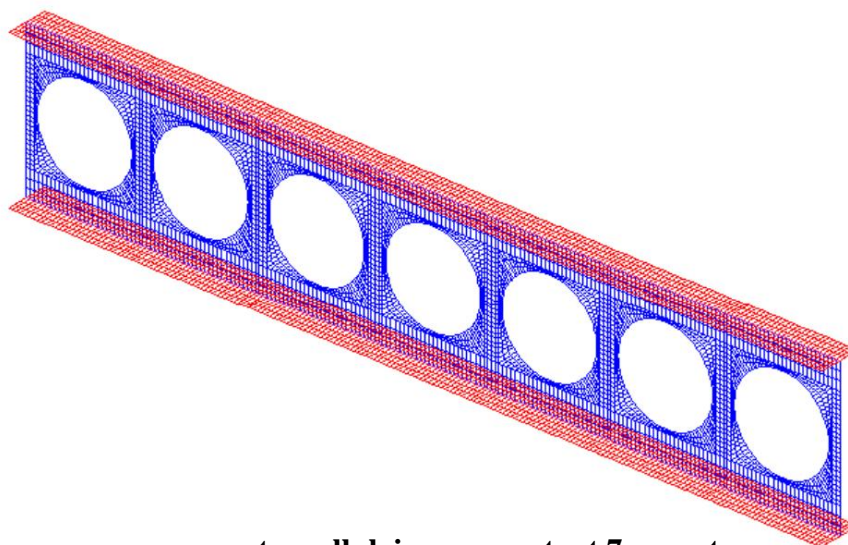
Dans le chapitre précédent (Chapitre3) nous avons développé une approche analytique permettant le calcul de la charge ultime engendrant le flambement du montant d'âme par compression des poutres métalliques fabriquées en profilé IPE, ensuite nous avons calibré ce modèle théorique par rapport au modèle numérique développé en éléments finis coques minces à quatre nœuds (*COQ4*), décrits dans le chapitre précédent (Chapitre2).

Après avoir validé le modèle numérique avec la méthode analytique proposée ci-dessus, des applications sont menées dans ce chapitre en vue d'une analyse dans le domaine non-linéaire pour prédire la charge ultime des poutres métalliques cellulaires sur appuis simples vis-à-vis le flambement des montants d'âme par compression.

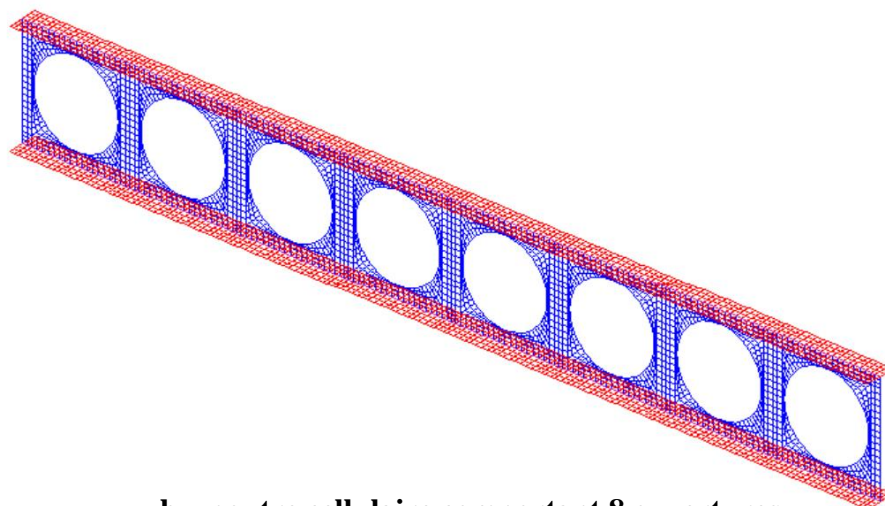
A cet effet, une étude paramétrique est menée à savoir l'influence de la section, de la portée, de l'espacement et de la nuance de la poutre sur le comportement de celle-ci dans le domaine non-linéaire.

4.2 Influence de la section de la poutre

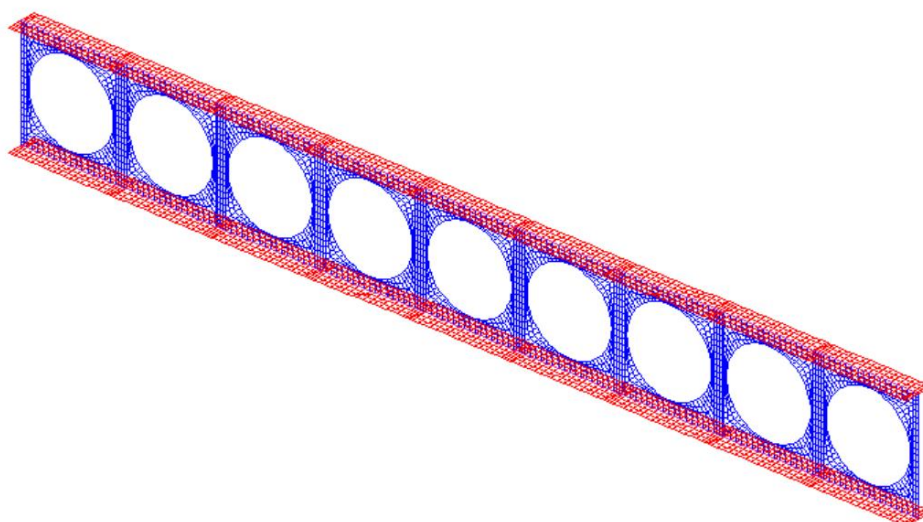
Nous allons montrer l'influence de la section de la poutre sur son comportement vis-à-vis le flambement des montants d'âme par compression, à savoir l'estimation de la charge ultime associée, en faisant varier la section et garder la même portée (8 et 10 ouvertures pour le cas d'un nombre d'ouvertures pair 7 et 9 ouvertures pour le cas d'un nombre d'ouvertures impair) pour une largeur des montants d'âmes égale à 15cm.



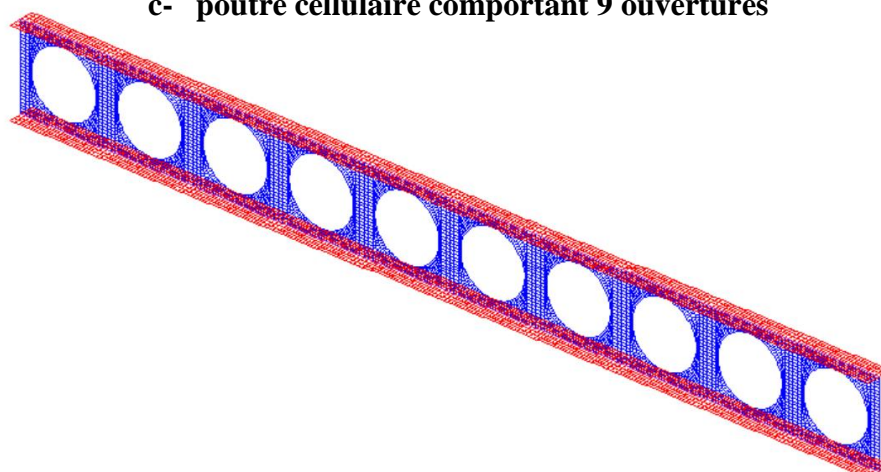
a- poutre cellulaire comportant 7 ouvertures



b- poutre cellulaire comportant 8 ouvertures



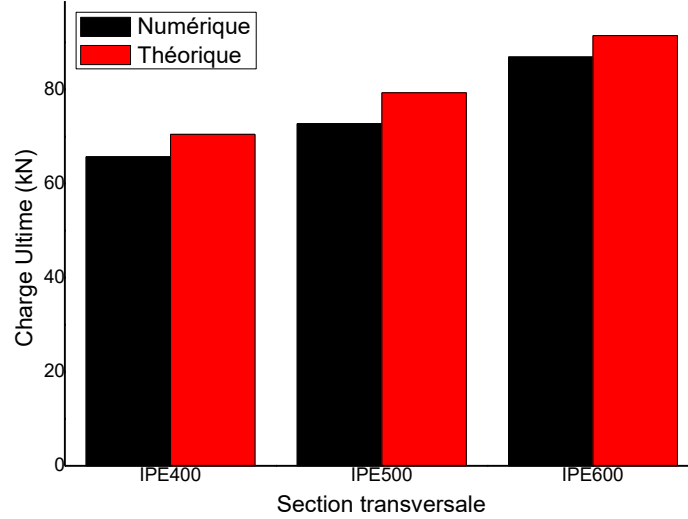
c- poutre cellulaire comportant 9 ouvertures



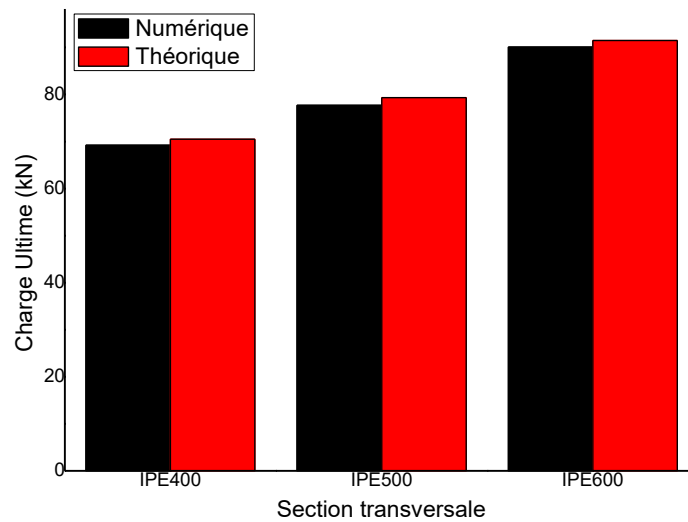
d- poutre cellulaire comportant 10 ouvertures

Figure 4.1 : Configuration des poutres cellulaires étudiées

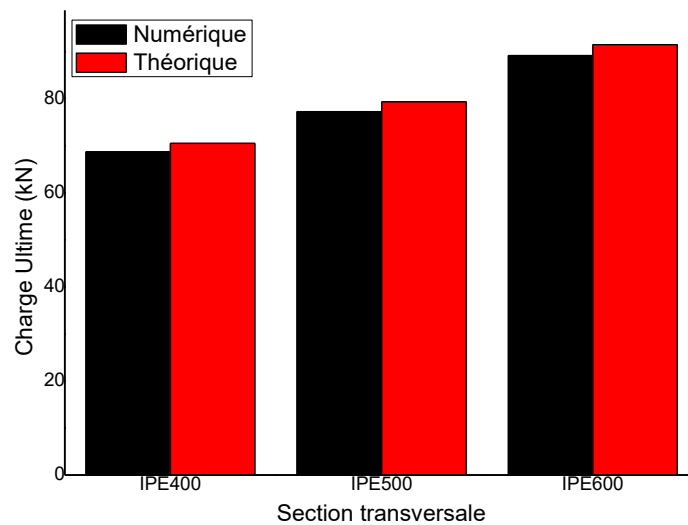
Les graphes de la figure ci-dessous (Figure 4.2) représentent la variation de la charge ultime produisant le déplacement hors plan du montant intermédiaire d'âme de la poutre en fonction de différents profilés en IPE.



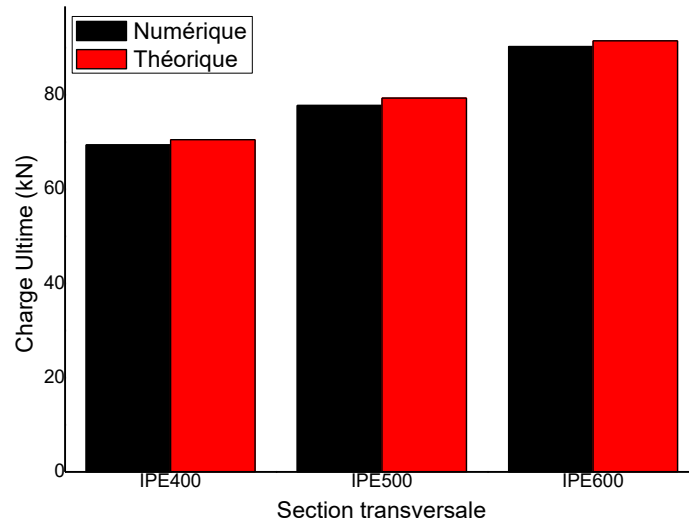
a- cas d'un nombre d'ouvertures impair (7ouv)



b- cas d'un nombre d'ouvertures pair (8ouv)



c- cas d'un nombre d'ouvertures impair (9ouv)



d- cas d'un nombre d'ouvertures pair (10ouv)

Figure 4.2 : Variation de la charge ultime produisant le flambement du montant d'âme

On peut conclure donc d'après les résultats obtenus selon les graphes de la figure 4.2 représentée ci-dessus, que plus la section augmente et plus la stabilité au flambement des montants d'âme par compression augmentent.

Il est également à constater que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux poutres cellulaires :

- Comportant 7 ouvertures, fabriquées en profilés (IPE400), (IPE500) et (IPE600) sont analytiquement d'ordre 70,48kN, 79,32kN et 91,48kN respectivement et numériquement d'ordre 65,73kN, 72,77kN et 86.93kN respectivement.
- Comportant 8 ouvertures fabriquées en profilés (IPE400), (IPE500) et (IPE600), il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes sont analytiquement d'ordre 70,48kN, 79,32kN et 91,48kN respectivement et numériquement d'ordre 69,20kN, 77,72kN et 86,67kN respectivement.
- Comportant 9 ouvertures fabriquées en profilés (IPE400), (IPE500) et (IPE600), il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes sont analytiquement d'ordre 70,48kN, 79,32kN et 91,48kN respectivement et numériquement d'ordre 68,70kN, 77,26kN et 89,17kN respectivement.

- Comportant 10 ouvertures fabriquées en profilés (IPE400), (IPE500) et (IPE600), il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes sont analytiquement d'ordre 70,48kN, 79,32kN et 91,48kN respectivement et numériquement d'ordre 67,89kN, 76,63kN et 90,26kN respectivement.

4.3 Influence de la portée de la poutre

Nous allons montrer l'influence de la portée de la poutre sur son comportement vis-à-vis le flambement des montants d'âme par compression, en faisant varier la portée et garder la même section pour une largeur des montants d'âmes égale à 15cm.

Les graphes des figures ci-dessous (figure 4.3, figure 4.4 et figure 4.5) montrent les valeurs obtenus de la charge ultime (F_u) en fonction des hauteurs croissantes (L/H).

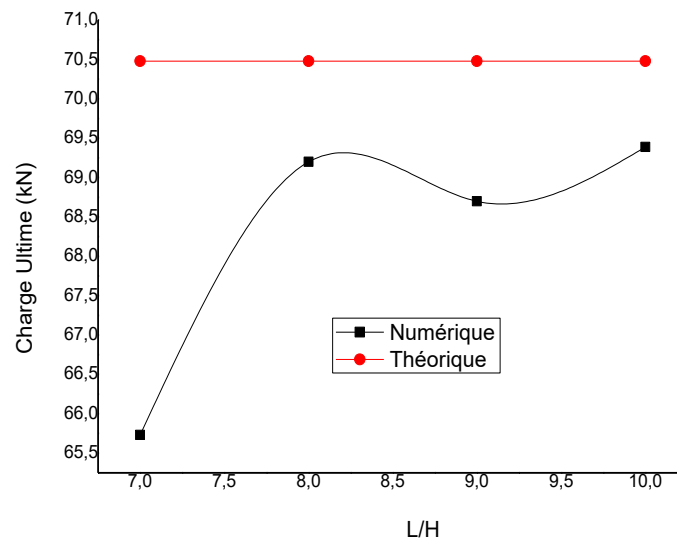


Figure 4.3 : Charge ultime (F_u) en fonction des hauteurs croissantes (IPE400).

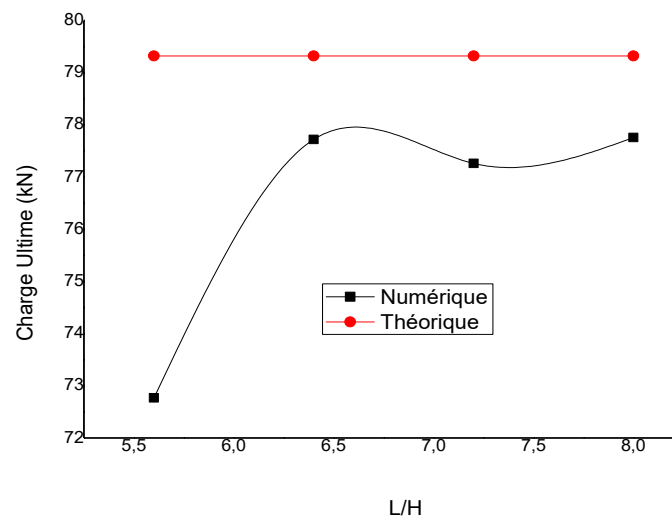


Figure 4. 4 : Charge ultime (Fu) en fonction des hauteurs croissantes (IPE500).

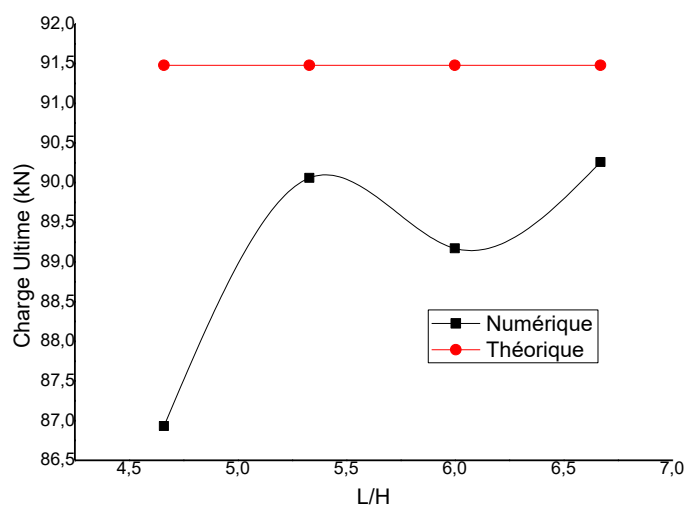


Figure 4. 5 : Charge ultime (Fu) en fonction des hauteurs croissantes (IPE600).

Selon les courbes de l'évolution de la charge en fonction des hauteurs croissantes (L/H) pour différents profilés représentées dans les figures ci-dessous (figure 4.3, figure 4.4 et figure 4.5) , il est à remarquer que la longueur a une influence remarquable sur le comportement non-linéaire vis-à-vis la stabilité des montants d'âmes par compression, c'est-à-dire plus la portée de la poutre est importante et plus les montants d'âmes des poutres cellulaires sont stables à la compression.

4.4 Influence de l'espacement entre les ouvertures

Dans ce paragraphe une étude a été faite en faisant une comparaison entre les valeurs de la charge ultime obtenues produisant le flambement des montants d'âme, pour différentes largeurs des montants d'âmes (étroites, larges) variant entre 100 à 150mm, des poutres cellulaires au niveau du point (B).

Les mesures de comparaison entre les valeurs de la charge ultime pour différentes poutres cellulaires sont données dans les tableaux suivants :

- Le cas d'une poutre cellulaire comportant 7 ouvertures

Tableau 4.1 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 7 ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	44.06	46.99	0.94	48.01	52.88	0.91	55.74	60.99	0.91
0,130	56.51	61.08	0.93	62.75	68.74	0.91	79.00	79.29	0.99
0,150	65.73	70.48	0.93	72.77	79.32	0.92	86.93	91.48	0.95

Tableau 4.2 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 7 ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	48.97	50.83	0.96	53.17	57.20	0.93	61.93	65.98	0.94
0,130	62.91	66.08	0.95	69.30	74.36	0.93	80.78	85.77	0.94
0,150	73.36	76.24	0.96	81.00	85.80	0.94	96.58	98.96	0.98

Tableau 4.3 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 7 ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	54.94	57.75	0.95	60.34	64.99	0.93	69.91	74.96	0.93
0,130	71.83	75.08	0.96	76.67	84.49	0.91	90.93	97.45	0.93
0,150	85.06	86.63	0.98	95.15	97.49	0.92	105.71	112.44	0.94

D'après les valeurs de la charge ultime obtenues par les deux méthodes (analytique et numérique) dans les tableaux (4.1, 4.2 et 4.3), nous remarquons que pour le cas des poutres cellulaires comportant 7 ouvertures fabriquées en différents profilés (IPE400, IPE500 et IPE600) de largeurs du montant d'âme étroites, la charge ultime est plus significative que celle pour le cas des mêmes poutres de largeurs du montant d'âme larges.

- Le cas d'une poutre cellulaire comportant 8 ouvertures

Tableau 4.4 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 8 ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	43.45	46.99	0.92	52.20	52.88	0.99	56.21	60.99	0.92
0,130	58.13	61.08	0.95	65.15	68.74	0.95	74.10	79.29	0.93
0,150	69.20	70.48	0.98	77.72	79.32	0.98	90,06	91.48	0.99

Tableau 4. 5 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 8 ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	47.46	50.83	0.93	52.85	57.20	0.92	64.13	65.98	0.97
0,130	63.47	66.08	0.96	70.28	74.36	0.95	80.60	85.77	0.94
0,150	72.18	76.24	0.95	84.08	85.80	0.98	98,07	98.96	0.99

Tableau 4. 6 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 8 ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	54.27	57.75	0.94	61.94	64.99	0.95	69.53	74.96	0.93
0,130	68.27	75.08	0.91	78.63	84.49	0.93	96.77	97.45	0.99
0,150	79.00	86.63	0.91	93.71	97.49	0.96	110,71	112.44	0.98

De même selon les valeurs de la charge ultime obtenues par les deux méthodes (analytique et numérique) dans les tableaux (4.4, 4.5 et 4.6), nous constatons que pour le cas des poutres cellulaires comportant 8 ouvertures fabriquées en différents profilés (IPE400, IPE500 et IPE600) de largeurs du montant d'âme étroites, la charge ultime est plus significative que celle pour le cas des mêmes poutres de largeurs du montant d'âme larges.

- Le cas d'une poutre cellulaire comportant 9 ouvertures

Tableau 4. 7 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 9 ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	44.91	46.99	0.96	51.24	52.88	0.97	57.10	60.99	0.94
0,130	58.16	61.08	0.95	65.53	68.74	0.95	75.37	79.29	0.95
0,150	68.70	70.48	0.97	77.26	79.32	0.97	89.17	91.48	0.97

Tableau 4. 8 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 9 ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	47.63	50.83	0.94	55.69	57.20	0.97	62.06	65.98	0.94
0,130	61.92	66.08	0.94	69.26	74.36	0.93	80.21	85.77	0.94
0,150	74.25	76.24	0.97	84.09	85.80	0.98	96.46	98.96	0.97

Tableau 4. 9 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 9ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	53.99	57.75	0.93	59.81	64.99	0.92	69.4	74.96	0.93
0,130	71.28	75.08	0.95	79.60	84.49	0.94	94.3	97.45	0.97
0,150	85.34	86.63	0.99	95.55	97.49	0.98	110.13	112.44	0.98

Il en va de même pour le cas des poutres cellulaires comportant 9ouvertures fabriquées en différents profilés (IPE400, IPE500 et IPE600) de largeurs du montant d'âme étroites, la valeur de la charge ultime obtenue par les deux méthodes (analytique et numérique) selon les tableaux (4.7, 4.8 et 4.9) est plus significative que celle obtenue pour le cas des mêmes poutres de largeurs du montant d'âme larges.

- Le cas d'une poutre cellulaire comportant 10ouvertures

Tableau 4. 10 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 10ouvertures ($f_y=235.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	45.38	46.99	0.97	48.94	52.88	0.93	56.81	60.99	0.93
0,130	57.86	61.08	0.95	66.24	68.74	0.96	78.38	79.29	0.99
0,150	69,39	70.48	0.98	77.76	79.32	0.98	90,26	91.48	0.99

Tableau 4. 11 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 10ouvertures ($f_y=275.106\text{MPa}$)

w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	47.65	50.83	0.94	53.95	57.20	0.94	62.39	65.98	0.95
0,130	61.67	66.08	0.93	71.46	74.36	0.96	82.67	85.77	0.96
0,150	73.49	76.24	0.96	83.6	85.80	0.97	96,17	98.96	0.97

Tableau 4. 12 Valeurs de la charge ultime pour le cas d'une poutre comportant 10ouvertures ($f_y=355.106\text{MPa}$)

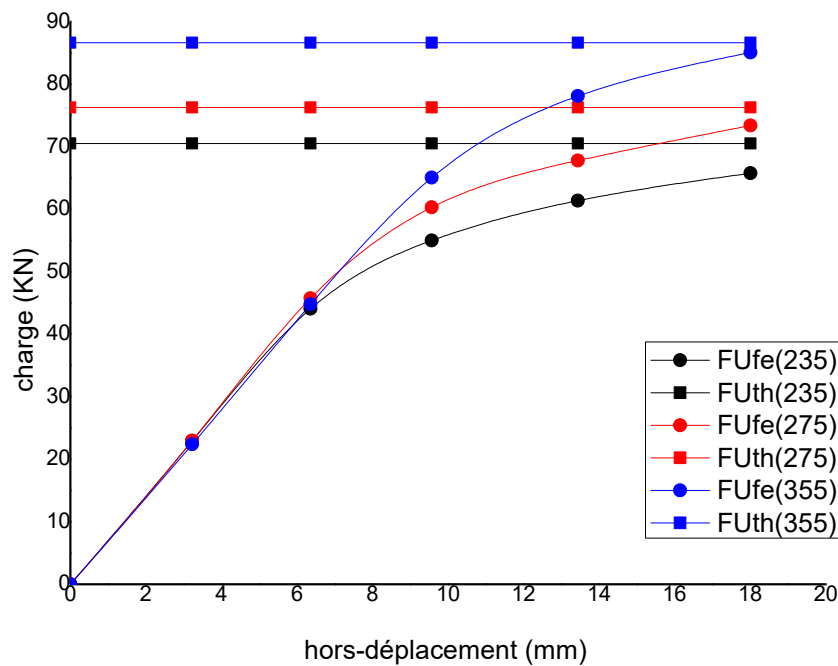
w (m)	Charge ultime (kN)								
	IPE400			IPE500			IPE600		
	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}	F_{Ufe}	F_{Uth}	F_{Ufe}/F_{Uth}
0,100	54.12	57.75	0.94	61.84	64.99	0.95	72.33	74.96	0.96
0,130	71.47	75.08	0.95	80.46	84.49	0.95	89.59	97.45	0.92
0,150	84.39	86.63	0.97	94.97	97.49	0.97	110,35	112.44	0.98

Il a été aussi observé d'après les valeurs de la charge ultime obtenues par les deux méthodes (analytique et numérique) dans les tableaux (4.10, 4.11 et 4.12), que pour le cas des poutres cellulaires comportant 10 ouvertures fabriquées en différents profilés (IPE400, IPE500 et IPE600) de largeurs du montant d'âme étroites, la charge ultime est plus significative que celle obtenue pour le cas des mêmes poutres de largeurs du montant d'âme larges.

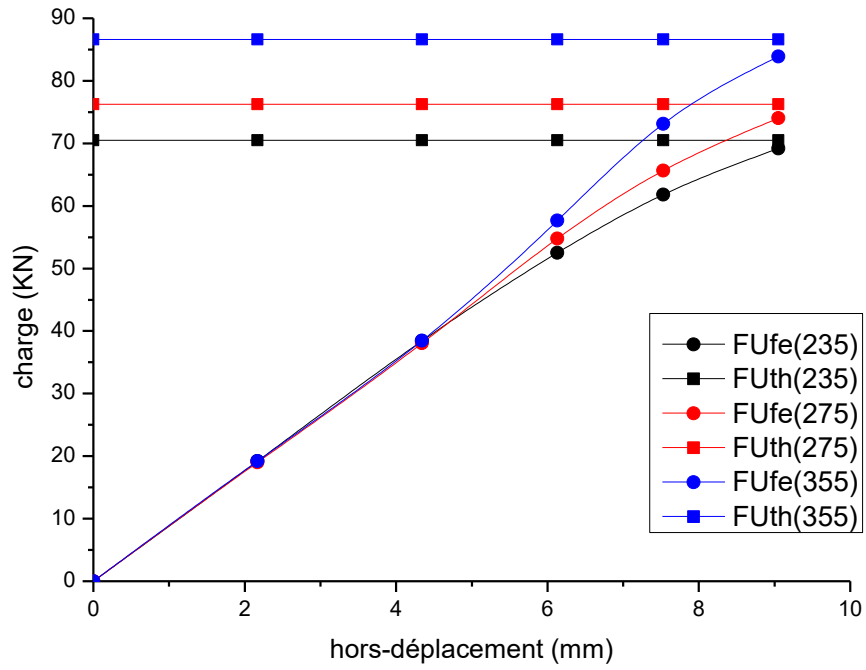
4.5 Influence de la nuance de l'acier

Dans ce paragraphe il s'est avéré utile de donner une impression sur l'influence de la nuance de l'acier utilisé de la poutre sur son comportement vis-à-vis le flambement des montants d'âme par compression, en faisant varier la nuance de l'acier et garder la même portée et la même section de la poutre.

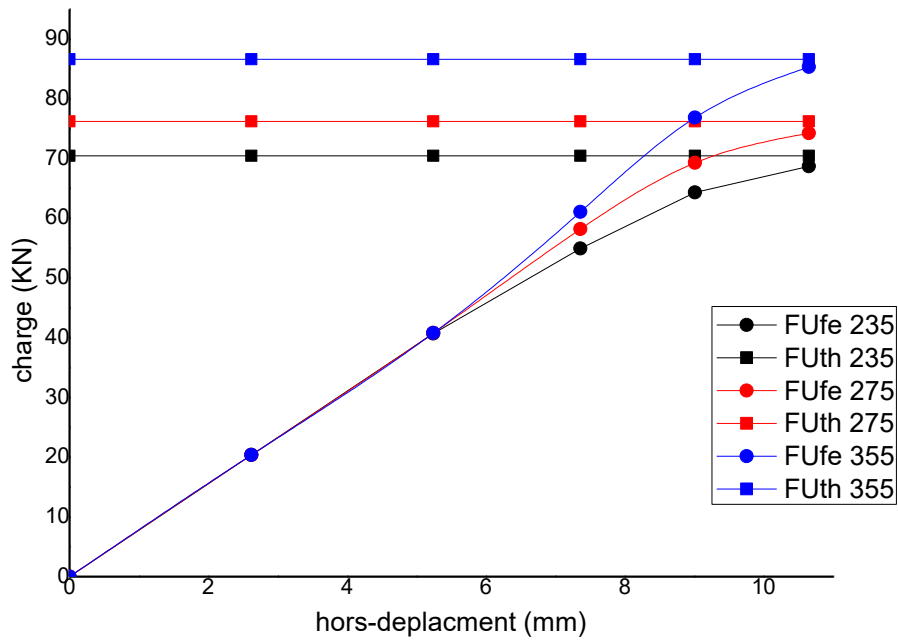
Les graphes des figures ci-dessous (figure 4.6, figure 4.7 et figure 4.8) représentent la valeur de la charge ultime en fonction du déplacement hors plan du montant intermédiaire d'âme de la poutre cellulaire.



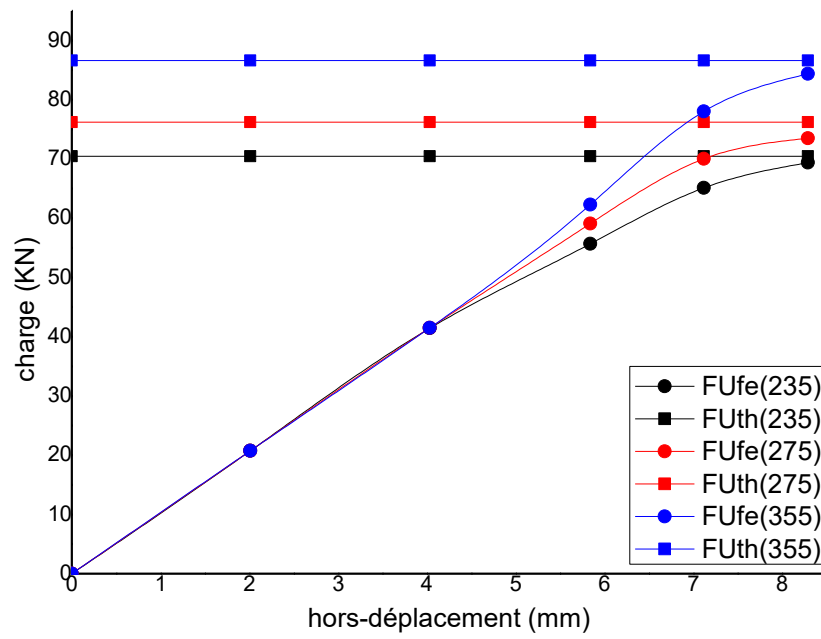
a- Poutre cellulaire comportant 7 ouvertures



b- Poutre cellulaire comportant 8 ouvertures

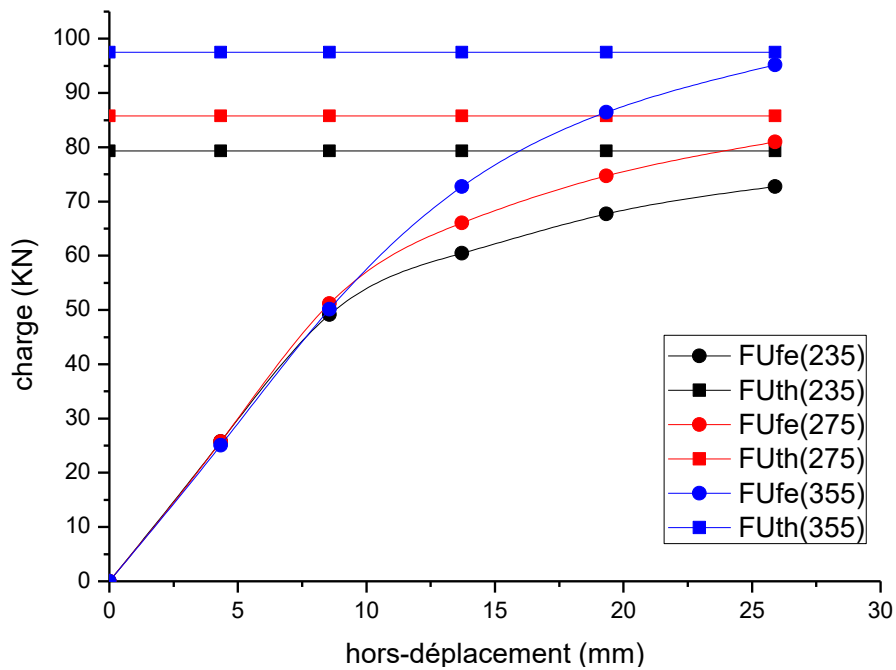


c- Poutre cellulaire comportant 9 ouvertures

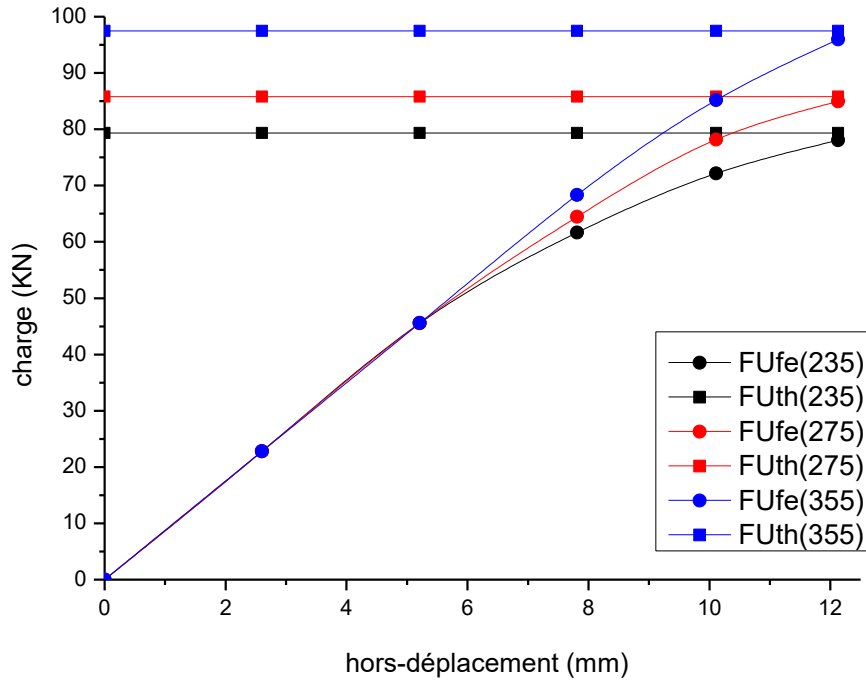


d- Poutre cellulaire comportant 10 ouvertures

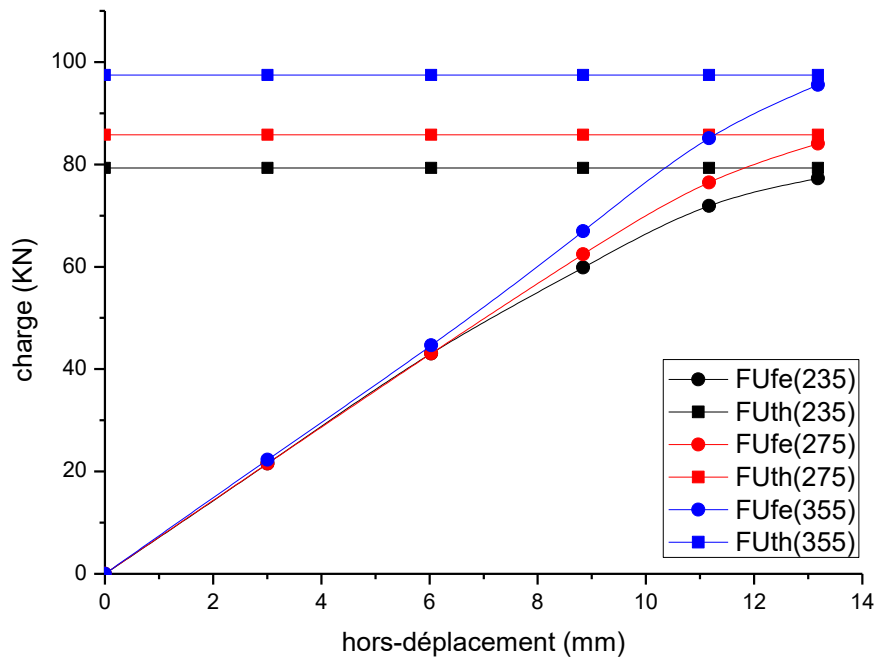
Figure 4.6 : Comportement élasto-plastique des poutres fabriquées en IPE400



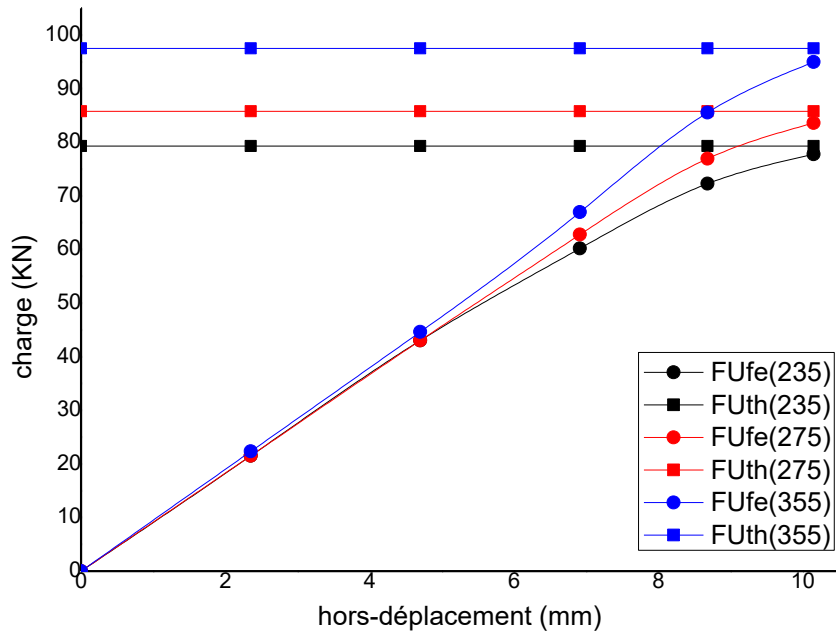
a-Poutre cellulaire comportant 7 ouvertures



b- Poutre cellulaire comportant 8 ouvertures

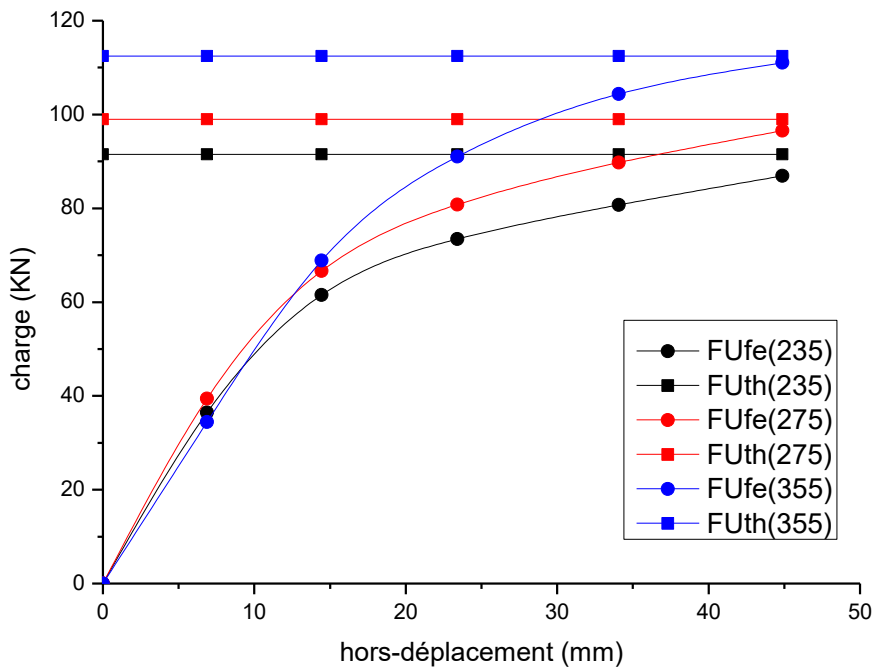


c- Poutre cellulaire comportant 9 ouvertures

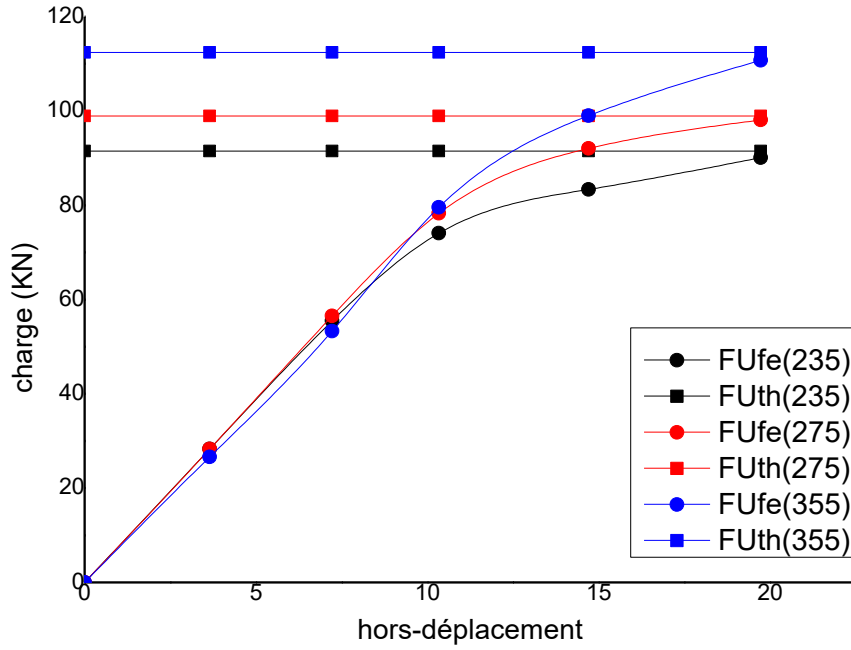


d- Poutre cellulaire comportant 10 ouvertures

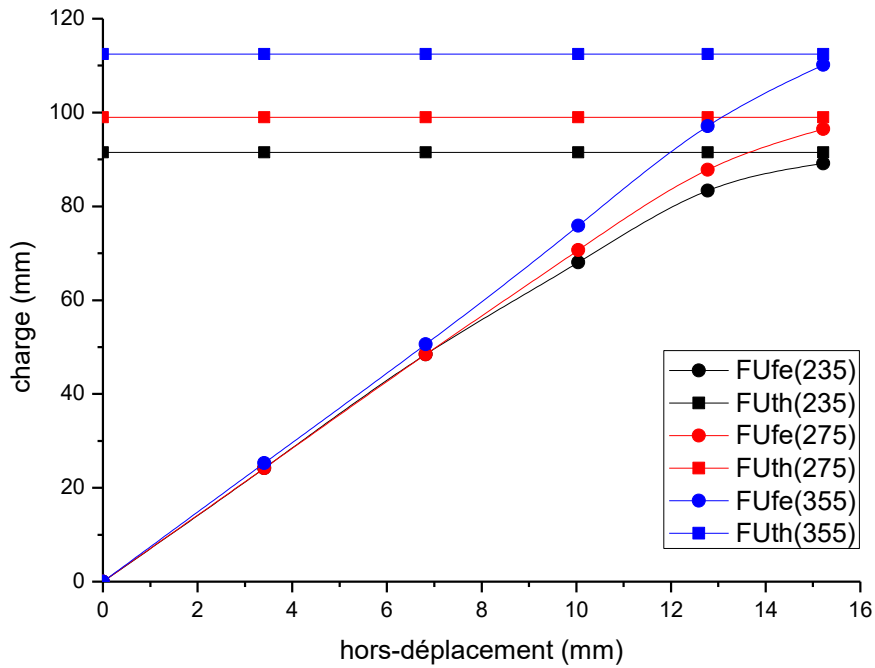
Figure 4.7 : Comportement élasto-plastique des poutres fabriquées en IPE500



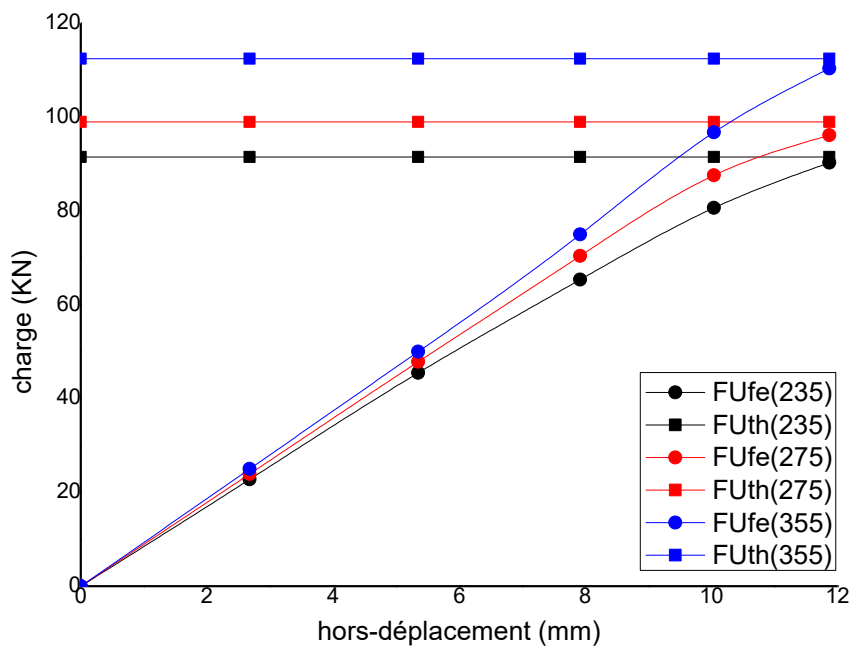
a- Poutre cellulaire comportant 7 ouvertures



b- Poutre cellulaire comportant 8 ouvertures



c- Poutre cellulaire comportant 9 ouvertures



d- Poutre cellulaire comportant 10 ouvertures

Figure 4. 8 : Comportement élasto-plastique des poutres fabriquéees en IPE600

D'après les courbes du comportement élasto-plastique d'une poutre cellulaire pour différentes nuances de l'acier voir (figures 4.6,4.7 et 4.8), il est à remarquer qu'à l'état élastique, le comportement de la poutre représente presque les mêmes valeurs de grandeur quel que soit la nuance de l'acier par contre à l'état plastique, il est à constater que plus la nuance de l'acier augmente, et plus la stabilité des montants d'âme est élevée, en d'autres mots la charge ultime augmente au fur et à mesure avec l'augmentation de la nuance de l'acier.

- Il est également à constater que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances de l'acier aux poutres cellulaires fabriquéees en profilé IPE400 comportant 7 ouvertures (S235), (S275) et (S355) sont analytiquement d'ordre 70,48KN, 76,24KN et 86,63kN respectivement (les valeurs analytiques son constante quel que soit le nombre d'ouvertures supposé) et numériquement d'ordre 65,73kN, 73,36kN et 85,09kN respectivement.

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE400 comportant 8 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 69,20kN, 72,18kN et 79kN respectivement.

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE400 comportant 9 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 68,70kN, 74,25kN et 85,34KN respectivement.

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE400 comportant 10 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 69,39kN, 73,49kN et 84,39KN respectivement.

- Il est également à constater que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances de l'acier aux poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE500 comportant 7 ouvertures (S235), (S275) et (S355) sont analytiquement d'ordre 79,32KN, 85,8KN et 97,49kN respectivement (les valeurs analytiques son constante quel que soit le nombre d'ouvertures supposé) et numériquement d'ordre 72,77kN, 81kN et 95,15kN respectivement.

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE500 comportant 8 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 77,72kN, 84,08kN et 93,71KN respectivement

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE500 comportant 9 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 77,26kN, 84,09kN et 95,55KN respectivement

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE500 comportant 10 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 77,76kN, 83,6kN et 94,97KN respectivement

- Il est également à constater que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances de l'acier aux poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE600 comportant 7 ouvertures (S235), (S275) et (S355) sont analytiquement d'ordre 79,32KN, 85,8KN et 97,49kN respectivement (les valeurs analytiques son constante quel que soit le nombre d'ouvertures supposé) et numériquement d'ordre 72,77kN, 81kN et 95,15kN respectivement

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE600 comportant 7 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 86,93kN, 96,58kN et 105,72KN respectivement

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE600 comportant 8 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 90,06kN, 91,82kN et 111,04KN respectivement

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE600 comportant 9 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 89,17kN, 96,46kN et 110,13KN respectivement

De même pour le cas des poutres cellulaires fabriquées en profilé IPE600 comportant 10 ouvertures, il est à remarquer que les valeurs de la charge ultime correspondantes aux nuances sont numériquement d'ordre 90,26kN, 96,17kN et 110,35KN respectivement

4.6 Conclusion

Dans ce chapitre, une analyse non linéaire a été menée afin de prédire le comportement à l'état élasto-plastique à savoir l'estimation de la charge ultime provoquant le flambement des montants d'âme par compression dans les poutres métalliques cellulaires simplement appuyées. Cette analyse montre l'application possible des deux modèles en l'occurrence le modèle analytique et le modèle numérique par élément fini en 3D à l'étude du comportement non linéaire des poutres métalliques cellulaires à sections en profilé IPE, ainsi elle permet de représenter l'influence de certains paramètres à savoir la section, la portée, l'espacement entre les ouvertures ainsi la nuance de l'acier utilisée sur le comportement des poutres métalliques cellulaires vis-à-vis le flambement des montants d'âme par compression

CONCLUSION GENERAL

CONCLUSION GÉNÉRALE

Les objectifs principaux de notre travail étaient, d'une part d'élaborer un modèle couplé modélisation analytique-numérique permettant le calcul de la charge ultime produisant le flambement du montant d'âme par compression dans les poutres cellulaires métalliques sous l'effet d'un chargement transversal appliquée à mi-portée et d'autre part de mener une analyses dans le domaine non-linéaire pour prédire le comportement de ce type de poutres vis-à-vis le flambement des montants d'âme par compression.

Le modèle analytique a été présenté (développé) dans la première partie de ce mémoire pour prédire le flambement des montants d'âme par compression et la charge ultime associée dans les poutres métalliques fabriquées en profilé IPE, puis calibrer par rapport à un modèle numérique développé en éléments finis coques minces à quatre nœuds (*COQ4*) décrit ci-dessus (Chapitre2), reposant sur les résultats d'essais expérimentaux évoqués en littérature.

Le modèle numérique basé sur le logiciel d'éléments finis en 3D Cast3m a été développé en tenant en compte des imperfections géométriques initiales pour étudier le comportement des poutres cellulaires métalliques à l'état élasto-plastique. Les poutres cellulaires en acier ont été modélisées à l'aide d'éléments coques. Une attention particulière a été apportée au choix du maillage et de la loi de comportement utilisée. Le modèle numérique qui a été validé par des études comparatives avec des essais expérimentaux disponibles a permis de faire les conclusions suivantes:

- le flambement des montants d'âme par compression est importante quant la section est élevée (la charge ultime est proportionnelle à la section du profilé), quel que soit le profilé IPE choisi.
- les poutres à courte portée sont plus sujettes au flambement d'âme par compression, autrement dit : que plus la portée de la poutre est importante ; plus les montants d'âmes des poutres cellulaires sont stables à la compression.
- la charge ultime produisant le flambement sous compression au niveau du montant d'âme, est plus significative quand la largeur de celui-ci est étroites tandis qu'elle est moins significative quand la largeur du montant d'âme est large.
- à l'état élastique, le comportement de la poutre représente les mêmes valeurs de grandeur quel que soit la nuance de l'acier , par contre à l'état plastique, il est à constater que plus la nuance de l'acier augmente, et plus la résistance de la poutre est élevée, en d'autres mots la charge ultime augmente au fur et à mesure avec l'augmentation de la nuance de l'acier.

CONCLUSION GÉNÉRALE

En résumé, le travail entrepris a permis de prouver que l'approche analytique proposée peut être facile à appliquer pour prédire la charge ultime produisant le flambement du montant d'âme par compression à la base d'une étude du comportement mécanique à l'état élasto-plastique des poutres cellulaires métalliques symétriques de différentes sections et portées avec diverses caractéristiques géométriques, soumises à une charge transversale appliquée à mi-portée.

Ainsi, il a permis de montrer la fiabilité du modèle numérique en trois dimensions, représentatif de la réalité et suffisamment souple, élaborer dans le sens de permettre à bien mener des analyses numériques dans le domaine non linéaire pour prédire le comportement mécanique des poutres cellulaires métalliques vis-à-vis le flambement des montants d'âme par compression.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] **REDWOOD. R.G.** (1968). "Plastic behavior and design of beams with web openings", Proceeding, 1st Canadian Structural Engineering. Conference, Canadian Steel Industry Construction Council, 127- 138.
- [2] **REDWOOD. R.G. ET UENOYA. M.** (1979). "Critical loads for webs with holes", Proceedings of American Society of Civil Engineering, Journal of the Structural Division, 105(ST10), 2053-2067.
- [3] **D. BITAR,P.O. MARTIN, Y. GALEA, T. DEMARCO**, « Poutres cellulaires acier et mixtes : Partie 1, proposition d'un modèle pour la résistance des montants », Revue Construction Métallique (CTICM), n°1, pp.15-39, 2006
- [4] **F. ERDAL et M. POLAT SAKA**, « Ultimate load carrying capacity of optimally designed cellular beams », Journal of Constructional Steel Research 80 (2013) 355–368, 2013.
- [5] **F. ERDAL et M. POLAT SAKA**, « Ultimate load carrying capacity of optimally designed cellular beams », Journal of Constructional Steel Research 80 (2013) 355–368, 2013.
- [6] **D. E. KERDAL,D.A. NETHERCOT**, « Failure modes of castellated beams », Journal of constructional steel research, vol.4, pp.295-315, 1984.
- [7] **S. DEMIRDJIAN**, « Stability of Castellated Beam Webs », Thèse de master, McGill University, Monreal, 1999.
- [8] **K.D. TSAVDARIDIS**, « 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.
- [9] **M.U. HUSAIN, W.G. SPEIRS**, « Failure of castellated beams due to rupture of welded joints », Acier-Stahl-Steel, No. 1, 1971.
- [10] **M.D. ALTIFILLISCH, B.R. COOKE, A.A. TOPRAC**, « An investigation of open web expanded beams », Welding Research Council Bulletin, Series No.47. pp 77s-88s, 1957.
- [11] **A.A. TOPRAC, B.R. COOKE**, « An experimental investigation of open-web beams. Welding Research Council Bulletin, New York. Series No.47, pp 1 – 10, 1959.

- [12] **A.N. SHERBOURNE**, «The plastic behavior of castellated beams », Proc. 2nd Commonwealth Welding Conference. Inst. Of Welding, No. C2, London. pp 1-5, 1966
- [13] **R.G. REDWOOD**, « Analyse et dimensionnement des poutres ayant des ouvertures dans les âmes », Revue Construction métallique, n°3, pp.15-27, 1978.
- [14] **K.F. CHUNG, TCH. LIU, ACH KO**, « Investigation on Vierendeel Mechanism in steel beams with circular web openings », Journal of Constructional Steel Research, vol.5, pp. 467-490, 2001.
- [15] **K.F. CHUNG, TCH. LIU, ACH KO**, « Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design method using a generalized moment shear interaction curve », Journal of Constructional Steel Research, vol.59, pp. 1177-1200, 2003.
- [16] **P. HALLEUX**, « Limit analysis of castellated steel beams », Acier-Stahl-Steel, 325, 133-144, 1967
- [17] **A. BAZILE, J. TEXIER**, « Essais de poutres ajourées (Tests on castellated beams) », Constr. Métallique, Paris, France, Vol.3, pp 12-25, 1968.
- [18] **S. Durif et al**, “Modèle mécanique pour les poutres à larges ouvertures d’âmes de section variable” XXIXe Rencontres Universitaires de Génie Civil. Tlemcen, 29 au 31 Mai 2011.
- [19] **S. Durif**, “Comportement mécanique des poutres cellulaires à ouvertures sinusoïdales-développement d’un modèle analytique adapté -”. Laboratoire : Institut Pascal, Clermont Ferrand, France, Thèse de doctorat, 2012
- [20] **K.D. Tsavdaridis and C. D’Mello**. “Vierendeel Bending Study of Perforated Steel Beams with Various Novel Web Opening Shapes, through Non-linear Finite Element Analyses” Journal of Structural Engineering, 138 (10). 1214-1230. 2012
- [21] **P. Panedpojaman et T. Rongram** “Buckling analysis for web post of cellular beams” The 10th International PSU Engineering Conference, May 14-15, 2012
- [22] **F. ERDAL et M. POLAT SAKA**, “Ultimate load carrying capacity of optimally designed cellular beams”, Journal of Constructional Steel Research 80 (2013) 355–368, 2013
- [23] **P. Panedpojaman and T. Rongram** “Design Equations for Vierendeel Bending of Steel Beams with Circular Web Openings” Proceedings of the World Congress on Engineering 2014 Vol II, WCE 2014, July 2 - 4, 2014, London, U.K.
- [24] **P.D. Pachpor et al**, “analysis and design of cellular beam and its verification” International Conference on Applied Computing, Computer Science, and Computer Engineering. 2013. IERI Procedia 7 (2014) 120 – 127

- [25] **British Standards Institution BS5950:** « Structural use of steelwork in building », Part 3 Section 3.1: Code of practice for design of composite beams, 1990
- [26] **A.S. Shaikh et H.R. Aher**, “Structural Design of Circular Cross-Section Beam” International Journal on Recent Technologies in Mechanical and Electrical Engineering (IJRMEE) Volume: 2 Issue: 7. July 2015
- [27] **K. KUCHTA et M. MAŚLAK.** “Failure modes determining the resistance and the stability of steel cellular beams” Journal of Civil Engineering, Environment and Architecture. pp 263-280, 2015.
- [28] **S. Saju et M. George.** “Buckling Analysis of Cellular Beams” International Journal of Engineering Development and Research. Volume 3, Issue 4. 2015.
- [29] **S. A. Patil et P. D. Kumbhar.** “STUDY OF CASTELLATED BEAM USING STIFFENERS: A REVIEW” International Journal of Research in Engineering and Technology. Volume: 04 Issue: 11, Nov-2015.
- [30] **P. Panedpojaman.** “INVESTIGATION ON LATERAL TORSIONAL BUCKLING RESISTANCE OF EC3 FOR CELLULAR BEAM” International Journal of Advances in Mechanical and Civil Engineering. Volume 2, Issue 4, Aug-2015.
- [31] **A.S. Shaikh et P.B. Autade.** “Structural Analysis and Design of Castellated Beam in Fixed Action” International Journal of Innovative Research in Advanced Engineering. Volume 3, Issue 8, Aug-2016
- [32] **K. P. Nimmi et V.N. Krishnachandran** “Buckling Analysis of Cellular Steel Beams with and without Stiffeners” International Journal for Research in Applied Science & Engineering Technology. Volume 4, Issue 8, Aug-2016
- [33] **F. ERDAL et al,** “Nonlinear finite element analysis of optimally designed steel cellular beams”. Res. Eng. Struct. Mat. Vol. 2 Iss. 2 (2016) 59-66. Feb 2016.
- [34] **B. Djebli,** “Vierendeel failure mechanisms of composite cellular beams: Non-linear finite element analysis” International Conference on Advanced in Science and Arts. ICASA'17, March 29-31, 2017
- [35] **A.S. Shaikh et H.R. Aher,** “Review on Study of Castellated Beam with & without Stiffeners” International Journal of Science Technology & Engineering. Volume 3, Issue 09. March 2017

- [36] CEA (Commissariat à l'Energie Atomique) « CAST3M Web site », <http://wwwcast3m.cea.fr>
- [37] **F. SASA et H.N. ZAIR**, «Analyse numérique des poutres cellulaires prediction de la charge ultime engendrant le flambement d'âme», Mémoire de fin d'étude pour l'obtention du diplôme de Master en Génie civil option Structures (2018)
- [38] **Tsavdaris, KD and Cedric, D(2011)**«Web Buckling Study of the Behaviour and Strength of Perforated Steel Beams with Different Novel Web Opening Shapes», Journal of constructional steel Research ,67(10) .1605-1620 .ISSN 0143-974X