

**RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE**  
**MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE**  
**UNIVERSITÉ IBN KHALDOUN DE TIARET.**



**FACULTÉ DES SCIENCES APPLIQUÉES**  
**DÉPARTEMENT GÉNIE CIVIL**

**Mémoire de fin d'études en vue de l'obtention du diplôme de Master**

Spécialité : Génie Civil

Option : Génie de construction

Présenté par :

AMRANE SOUAD

FILLALI DJIHANE KHEIRA

*Sujet du mémoire*

**ANALYSE NUMERIQUE NON-LINEAIRE**  
**DES POUTRES CELLULAIRES MIXTES**

*Soutenu publiquement le .....devant le jury composé de :*

Mr, D.I. KLOUCHE

Président

Mr, B DJEBLI

Rapporteur

Mr, A.B.BENYAMINA

Examineur

Mr, M.MIMOUNI

Examineur

Mr, G.ABADA

Examineur

PROMOTION : 2016/2017

# *Remerciement*

Toute notre grande gratitude, grâce et remerciement à **ALLAH** le plus puissant qui nous a donné la force, le courage et la volonté pour élaborer ce travail.

Nous tenons tout d'abord à notre Encadreur *Dr.DJEBLI Benyagoub*, pour la confiance qu'il nous a accordée en nous proposant ce mémoire. De plus, son enthousiasme, son encouragement, son entière disponibilité au cours de ce travail et ses judicieux conseils.

Nous tenons à remercier les membres de jury.

Nous n'oublions pas aussi de remercier tous les enseignants de l'université IBN Khaldoun ont contribué à notre formation.

Nous tenons enfin à remercier également tous nos collègues pour leur soutien, conseil et aide et tous ceux qui ont participé de près ou loin à l'élaboration de ce modeste travail.



## *Dédicace*

Je dédie ce modeste travail à :

Mes très chers Parents, Vous avez veillé sur moi depuis ma naissance Jusqu'à ce que je suis ; vous m'avez assuré une vie digne ; vous avez manifesté beaucoup de Sacrifices afin de me voir grandir devant vos

Yeux.

Aujourd'hui, vient mon tour pour vous Remercier en vous offrant ce travail qui est le Fruit de vos sacrifices. Ma mère et mon père, je vous dois toute ma vie !

– À mes frères, et Mes sœurs,

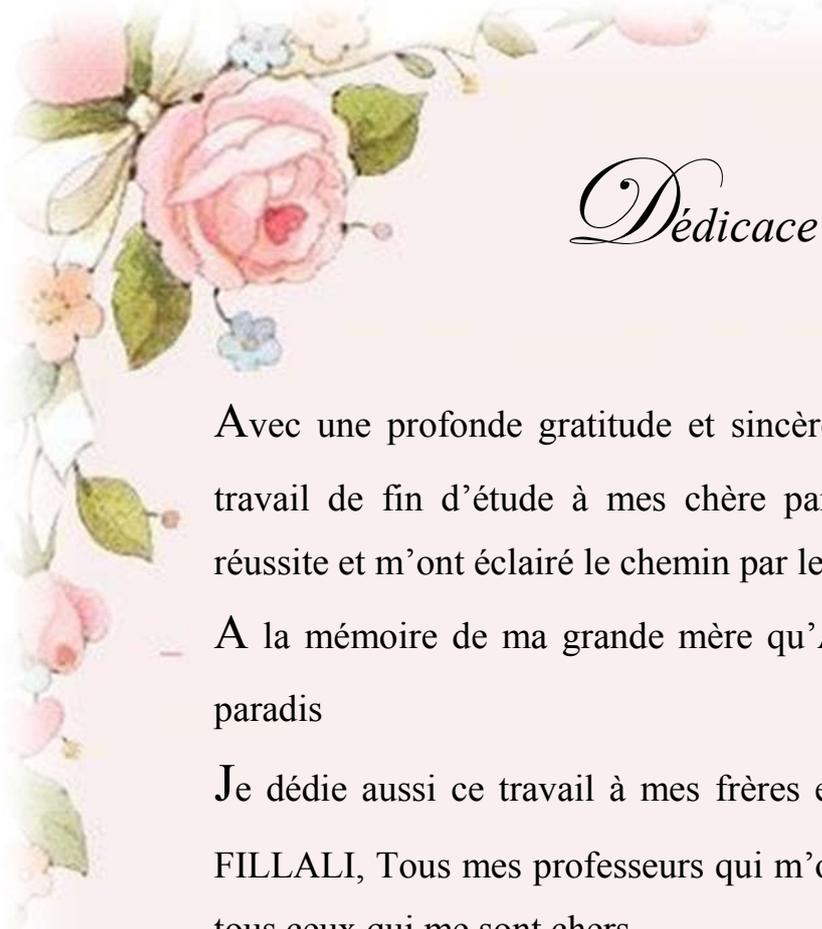
Ainsi à toute LA famille AMRANE et AIT AHMED

– A mes amis, et mes collègues

– A toute la promotion 2017 et en particulier la filière Génie Civil.

– Ceux que j'aime et je respect.

*Souad*



## *Dédicace*

Avec une profonde gratitude et sincère mots, que je dédie ce modeste travail de fin d'étude à mes chère parents ; qui ont leur vie pour ma réussite et m'ont éclairé le chemin par leur conseils judicieux.

A la mémoire de ma grande mère qu'**ALLAH** l'accueil dans son vaste paradis

Je dédie aussi ce travail à mes frères et ma sœur, ainsi toute la famille FILLALI, Tous mes professeurs qui m'ont enseigné et à tous mes amis et tous ceux qui me sont chers.

*Djihane*

## **Résumé**

Le principal objectif de ce travail de mémoire est d'étudier le comportement des poutres cellulaires mixtes. Pour ce faire, un modèle numérique a été proposé afin de prédire la charge ultime ainsi le mode de rupture associé. La modélisation développée prend en compte des non linéarités géométriques et matérielles ainsi que des imperfections géométriques initiales. A des fins de validation, cette modélisation a été appliquée a des poutres cellulaires mixtes testées au laboratoire et dont les résultats sont publiés dans la littérature. La comparaison des résultats expérimentaux et numérique a montré toute la capacité du modèle développé à prédire de manière satisfaisante le comportement réel de ce type de poutres. Par la suite une étude paramétrique a été menée dans le but de prédire la capacité portante et les modes de ruine.

**Mots clés:** poutres cellulaires mixtes ; simulation numérique ; non linéarités ; modes de ruine ; charges de ruine

## ملخص

الهدف الرئيسي من هذه المذكرة هو دراسة السلوك الميكانيكي للروافد المركبة ذات الفتحات الدائرية و هذا من اجل تطوير اساليب تصميم مناسبة لتشغيلها و بسطة عند استعمالها.

و قد تم ذلك باختيار الطريقة الرقمية لاقتراح حلول مناسبة.

و لقد تطرقنا الى الطريقة الرقمية من اجل التنبؤ بالحمولة القصوى اضافة الى نمط الانهيار المقترن به. نمذجة هذه الروافد تأخذ بعين الاعتبار كلا من الالخطية المادية و الهندسية و العيوب الهندسية الاولية

و تم التحقق من صحة و دقة النموذج الرقمي المقترح من خلال تحليل هذه الروافد التي نشرت تفاصيلها في مقالات علمية متخصصة و قد اظهرت المقارنة بين النتائج التجريبية و الرقمية ان النموذج الرقمي يمكن ان يتنبأ بدقة جيدة بالحمولات القصوى و الى حد ما بأنماط الانهيار. ثم اجريت دراسة بارامترية على الروافد المذكورة انفا لدراسة الحمولة القصوى و انماط انهيار الروافد ذات الفتحات.

الكلمات الدالة الروافد المركبة ذات الفتحات الدائرية. الطريقة الرقمية. الالخطية. انماط الانهيار. الحمولة القصوى

## **Abstract**

The main aim of this project is to study the behavior of cellular composite beam. A numerical model has been developed to predict the ultimate load and the associated failure mode. The developed model takes into account material and geometric nonlinearity as well as initial geometric imperfections. The validity and the accuracy of the proposed numerical model have been checked by analyzing cellular beams from two experimental investigations reported in the literature. A comparison between experimental and numerical results has show that the numerical model can predict with good accuracy the ultimate load and the modes of failure.

**Key words:** cellular composite beams, numerical model, nonlinearities, failure modes, loads of failure

## Liste des figures

Introduction générale	
Figure.1.1 Poutres ajourées.....	02
Figure.1.2 Ouvertures rectangulaires isolées dans une poutre mixte.....	03
Figure.1.3 Poutre cellulaire munie d'ouvertures circulaires régulières.....	03
Figure.1.4 Géométrie d'une poutre cellulaire.....	03

### **Chapitre - 1 -** Revue de la littérature

Figure 1.1 Mécanisme de ruine par flexion Vierendeel.....	08
Figure 1.2 Courbe d'interaction.....	10

### **Chapitre - 2 -** Modes de ruine

Figure 2.1 Formation des rotules plastique par flexion Vierendeel.....	23
Figure 2.2 Ruine par flexion transversale de la section perforée.....	25
Figure 2.3 Ruine par cisaillement de la section perforée.....	25
Figure 2.4 Mécanisme de ruine par flexion Vierendeel.....	26
Figure 2.5 Flambement du montant.....	26
Figure 2.6 Déversement d'une poutre cellulaire.....	27
Figure 2.7 Ruine par écoulement du joint de soudure.....	28
Figure 2.8 Flambement du montant d'âme sous compression.....	28

## **Chapitre - 3 -** Modélisation numérique Non-linéaire

Figure 3.1 Organigramme du modèle de calcul.....	31
Figure 3.2 Noyau de calcul, pré et post traitements.....	33
Figure 3.3 Modélisation des sections métalliques.....	34
Figure 3.4 Poutre étudiée expérimentalement.....	35
Figure 3.5 Précision du modèle numériquement.....	35
Figure 3.6 Poutre étudiée expérimentalement.....	36
Figure 3.7 Précision du modèle numériquement.....	36
Figure 3.8 Modélisation du ferrailage en couche d'acier équivalente.....	37
Figure 3.9 Précision du modèle numérique d'une dalle isolée.....	38
Figure 3.10 Précision du modèle numérique d'une dalle en plaque.....	39
Figure 3.11 Loi de comportement de l'acier.....	40
Figure 3.12 Loi de comportement idéalisé de l'acier.....	40
Figure 3.13 Loi de comportement du béton.....	41
Figure 3.14 Loi de comportement idéalisé du béton.....	41
Figure 3.15 Transformation des lois de comportement pour le connecteur.....	43
Figure 3.16 Modélisation des goujons connecteurs.....	43
Figure 3.17 Maillage et schéma de la section du modèle numérique utilisé.....	45
Figure 3.18 Poutres ajourées mixtes testées expérimentalement.....	47
Figure 3.19 Courbe charge – flèche à mi- portée de P2.....	48
Figure 3.20 Courbe charge – flèche à mi- portée de (4m).....	48

## **Chapitre - 4 -**

### Charges ultimes et de modes de ruines associées

Figure 4.1 Modes de ruine globale.....	51
Figure 4.2 Modes de ruine locales.....	51
Figure 4.3 Evolution charges-flèche correspondant au rapport ( $L/h = 15$ ).....	53
Figure 4.4 Charges ultimes des poutres mixtes fabriquées en IPE400.....	53
Figure 4.5 Charges ultimes des poutres mixtes fabriquées en IPE500.....	54
Figure 4.6 Charges ultimes des poutres mixtes fabriquées en IPE600.....	54
Figure 4.7 Charges – flèche de la poutre mixte.....	55
Figure 4.8 Section critique en flexion Vierendeel.....	58
Figure 4.9 Rotule plastique dans la membrure supérieure de la poutre.....	58
Figure 4.10 Comportement charge-déplacement au niveau des ouvertures.....	59
Figure 4.11 Comportement charge-déplacement au niveau des ouvertures.....	59
Figure 4.12 Rotule plastique dans la membrure supérieure de la poutre.....	61
Figure 4.13 Comportement charge-déplacement «poutre avec 8 ouvertures».....	61
Figure 4.14 Comportement charge-déplacement «poutre avec 9 ouvertures».....	61
Figure 4.15 Emplacements des points indiqués dans les graphiques.....	62
Figure 4.16 Section critique dans un montant d'âme.....	63
Figure 4.17 Flambement au niveau de l'âme de la poutre obtenu avec CAST3M.....	63
Figure 4.18 Charge-déplacement hors-plan au niveau du troisième montant.....	63
Figure 4.19 Comportement charge-déplacement hors-plan (point B).....	64

Liste des tableaux :

**Chapitre – 3–**  
Modélisation numérique Non-linéaire

Tableau 3.1 Caractéristiques géométriques.....	35
Tableau 3.2 Caractéristiques géométriques [21].....	36
Tableau 3.3 Caractéristiques mécaniques du béton et de l'acier.....	38
Tableau 3.4 Caractéristiques géométriques des poutres cellulaires mixtes testées.....	47
Tableau 3.5 Caractéristiques mécanique des poutres cellulaires mixtes testées.....	48

**Chapitre - 4 -**  
Charges ultimes et de modes de ruines associées

Tableau 4.1 Propriétés du matériau de base des poutres mixtes considérées.....	52
Tableau 4.2 Caractéristiques géométriques et mécaniques des poutres mixtes considérées .....	55
Tableau 4.3 Capacité portante ultime et mode de ruine du spécimen.....	56
Tableau 4.4 Caractéristiques géométriques et mécaniques des poutres mixtes étudiées .....	57
Tableau 4.5 Valeurs de la flèche pour différentes sections critiques.....	60
Tableau 4.6 Valeurs de la charge ultime pour différentes largeurs du montant.....	65
Tableau 4.7 Charge ultime et mode de ruine de poutre cellulaire mixte (8 ouvertures).....	65
Tableau 4.8 Charge ultime et mode de ruine de poutre cellulaire mixte (9 ouvertures).....	66

### 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
$M_{o, Rd}$	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
$V_{o, Rd}$	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
$\overline{\overline{C}}$	Matrice d'amortissement
$\overline{\overline{M}}$	Matrice de masse
$\overline{\overline{K}}$	Matrice de rigidité
$\overline{F}$	Vecteur force
$\overline{u}$	Vecteur de déplacement
$\overline{\omega}$	Pulsation propre
$\gamma$	Glissement
$\sigma$	Contrainte normale
$\varepsilon$	Déformation
$\nu$	Coefficient de poisson

---

## *Introduction générale*

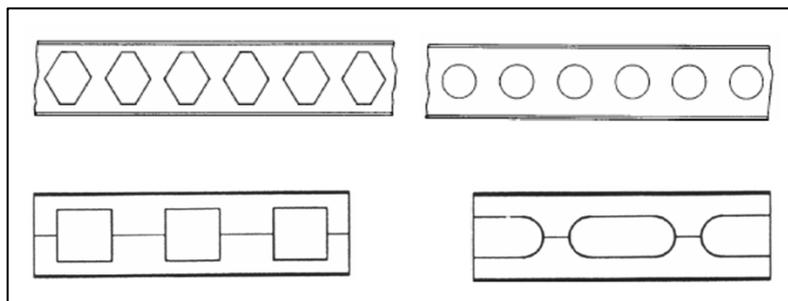
---

### Introduction générale

La spécificité d'une poutre mixte est due à l'association mécanique de deux matériaux de natures et de propriétés différentes, l'acier et le béton, par l'intermédiaire d'une connexion située à l'interface des matériaux et qui permet d'accroître à la fois la résistance à la flexion et encore plus la rigidité. Afin de pouvoir bénéficier d'une flexibilité d'utilisation de la surface de plancher, les concepteurs d'immeubles de bureaux ont recours à des systèmes mixtes incluant des poutres de grande portée présentant nécessairement une grande hauteur, les équipements techniques étant incorporés dans la zone structurale du plancher.

L'espace disponible pour les équipements techniques notamment les conduits de ventilation peut alors se trouver restreint, ce qui génère une augmentation de la hauteur d'étage, et donc du coût de construction. L'usage de poutres en acier présentant des ouvertures d'âme (poutres ajourées) rectangulaires, hexagonales, circulaires, oblongues, sinusoïdales (vois figure I.1) permet de pallier ce problème d'espace [1, 2] : le passage des canalisations à l'intérieur des ouvertures réduit considérablement l'épaisseur des planchers, d'où l'intérêt croissant de la part des concepteurs pour ce type de poutre, en plus de leur aspect esthétique.

Ces poutres en acier sont réalisées soit par découpage d'ouvertures dans l'âme de la poutre (Ouvertures isolées), notamment pour les ouvertures rectangulaires (voir Figure I.2.), soit en découpant et en ressoudant deux poutres en acier laminé à chaud à âme pleine (voir Figure I.3.). Ceci permet d'obtenir une poutre jusqu'à 2 fois plus légère qu'une poutre à âme pleine de même portée sous le même chargement. Elle peut être connectée à une dalle en béton pour constituer une poutre mixte.



☞ *Figure I.1.* Poutres ajourées

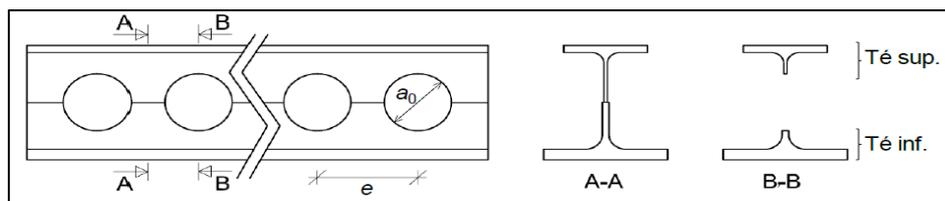


☞ *Figure 1.2.* Ouvertures rectangulaires isolées dans une poutre mixte



☞ *Figure 1.3.* Poutre cellulaire munie d'ouvertures circulaires régulières

Habituellement, la partie comprimée en béton d'une poutre mixte étant très résistante, la semelle supérieure en acier n'est dimensionnée que pour la phase de construction, puisque sa contribution à la résistance globale est faible. Le rôle négligeable de la membrure supérieure permet donc d'optimiser le rendement d'une section mixte en utilisant deux profilés différents dans la poutre ajourée en acier (Figure I.4). L'inertie de la section dissymétrique ainsi formée peut être nettement supérieure à celle des profilés de base [3].



☞ *Figure I.4.* Géométrie d'une poutre cellulaire

Cependant, malgré la complexité du comportement mécanique de ces poutres, peu de travaux leur ont été consacrés, surtout que la technologie de fabrication fait évoluer les formes de façon continue. Bien que l'étude des poutres à ouvertures d'âme ait débuté il y a plus d'un siècle, il n'existe à ce jour pas de solution « utile » pour déterminer la résistance et la stabilité d'une poutre dotée d'une âme ajourée, notamment les poutres cellulaires.

L'application de la théorie des poutres Vierendeel à la partie ajourée de la poutre est une méthode très souvent utilisée, bien que l'origine de cette application reste inconnue. La démarche habituelle pour évaluer le comportement mécanique des poutres à ouverture(s) d'âme, se base sur une combinaison des approches numériques et expérimentales [1, 4]. En général, les essais permettent de calibrer les modèles numériques et réduire ainsi les coûts relatifs à des études purement expérimentales.

A ce jour, un tel type de configuration (poutres cellulaires mixtes) sort du domaine codifié, n'étant visé par aucune norme européenne. L'amendement A2 de l'eurocode3 [5], publié par l'Afnor, comporte une annexe N informative qui traite uniquement des poutres en acier avec ouvertures dans les âmes. En revanche, il n'est pas prévu, dans l'immédiat, que l'eurocode4 [6] comporte une annexe de contenu similaire consacrée aux poutres cellulaires mixtes.

La principale motivation du travail présenté dans ce mémoire de master est de développer un modèle d'éléments finis qui sera utilisé pour une analyse non linéaire des poutres cellulaires mixtes.

Dans ce contexte, nous avons utilisé le code de calcul CAST3M [7] qui est un outil général avec de larges possibilités de calcul linéaire (contraintes, déformations) et non linéaire (plasticité, grands déplacements). Ainsi, nous nous limitons à la famille d'éléments et de modèles de matériaux disponibles dans ce code de calcul tout en testant et validant leur application à l'analyse non linéaire des poutres cellulaires mixtes.

La comparaison avec des résultats expérimentaux montre que le modèle MEF permet de représenter d'une façon relativement fidèle le comportement global de poutres cellulaires mixtes à travées simples. Les validations et applications du modèle MEF présentées dans ce document permettent de montrer l'intérêt de l'analyse non linéaire.

Le document est organisé en 4 chapitres :

- Le **chapitre 1** est une présentation générale sur les principales études de recherches consacrées aux problèmes des poutres ajourées connectées à des dalles en béton pour constituer des poutres ajourées mixtes.
- Le **chapitre 2** présente les différents modes de ruines que peuvent subir les poutres

## Introduction générale

---

avec ouvertures d'âmes d'une façon générale.

Le **chapitre 3** est consacré au développement d'un modèle MEF tri dimensionnel pour l'analyse non-linéaire des poutres cellulaires mixtes, ce modèle combine des éléments de coque pour la poutre métallique et la dalle et des éléments de poutre pour la connexion mais avec des lois de comportement non-linéaires.

Le **chapitre 4** présente l'application du modèle MEF développé dans le chapitre3, à l'analyse numérique des poutres cellulaires mixtes dans le domaine non-linéaire, dont le but de prédire le comportement des poutres cellulaires mixtes à l'état élasto-plastique, à savoir l'étude de la charge ultime de la poutre et la prédiction des différents modes de ruptures.

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

---

*Chapitre – 1 –*

*Revue de la littérature*

---

## 1.1. Introduction

Les planchers dans les bâtiments à ossature métallique sont en général constitués à partir d'une poutre en acier connectée à une dalle en béton ou une dalle mixte à bac collaborant. Le fonctionnement mixte permet en effet d'optimiser l'exploitation structurelle des matériaux béton et acier. Dans de nombreuses applications, notamment pour les bâtiments de bureaux à plateaux libres de grandes portées, les concepteurs recherchent pour ces planchers l'épaisseur total 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 mixtes alvéolaires ».

## 1.2. Bilan des premières études menées sur les poutres alvéolaires

D. Kerdal et D.A. Nethercot [8] puis S. Demirdjian [9] et K.D. Tsavdaridis [10] présentèrent les premiers travaux de divers chercheurs datant de l'après-guerre. Les recherches décrites par Kerdal et Nethercot [8] 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'élancement 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) :

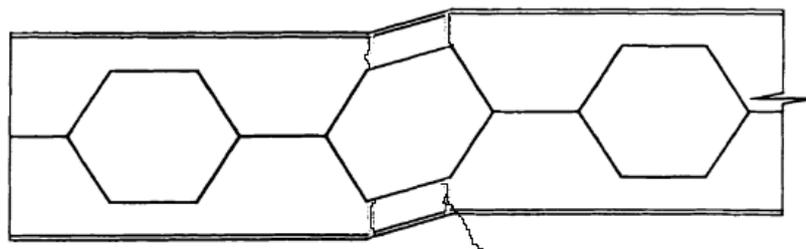
*Modes de ruine locaux* : ces modes mettent en jeu les sections locales autour de l'ouverture.

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 [11] 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 [8].

Les premières études expérimentales citées par Kerdal et Nethercot [8] puis Demirdjian [9] et Tsavdaridis [10] peuvent être attribuées aux chercheurs M.D. Altifillisch, B.R. Cooke et A.A. Toprac [12]. 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

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 [13] 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 [14] 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 [15] et plus tard par K.F. Chung et al. [16][17] 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 [16] (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  $M_{o,Rd}$  et  $V_{o,Rd}$  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 [16]).

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

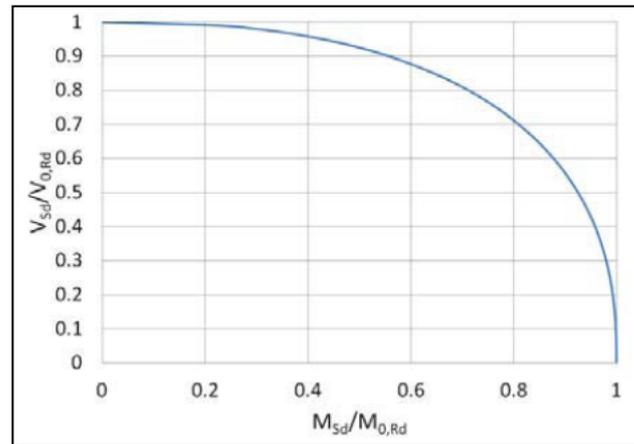


Figure 1.2. Courbe d'interaction[16]

En 1967 P. Halleux [18] proposa des résultats expérimentaux sur 5 poutres alvéolaires. A. Bazile et J. Texieren [19] en 1968 et M.U. Husain et W.G. Speirs [11] 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 [9]. 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).

En 2012 S.durif [20] 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.

En 2013 F.Erdal [21] 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.

### **1.3. Travaux de recherches sur les poutres mixtes avec ouvertures d'âmes**

En 1980, D.M. Todd et P.B. Cooper [22] ont présenté une analyse sur la détermination de la résistance ultime par les diagrammes d'interaction moment - effort tranchant des poutres mixtes avec des ouvertures rectangulaire non renforcées dans l'âme.

Cette analyse est développée pour tout type de poutre comportant une ouverture d'âme isolée, concentrique ou excentrique en faisant varier les dimensions (la hauteur et la longueur) de l'ouverture

Dans cette analyse, seul le mécanisme de ruine par la formation des rotules plastiques au droit de l'ouverture est pris en considération, l'écroutissage et la contribution de la dalle au cisaillement sont considérés comme négligés.

Les résultats analytiques indiquent que la résistance de flexion d'une section mixte avec une ouverture d'âme est plus importante que celle d'une section qui n'est pas mixte, et que la variation des dimensions de l'ouverture ainsi que l'excentricité de cette dernière peuvent avoir un effet significatif sur la résistance ultime.

La comparaison des résultats analytiques avec les résultats expérimentaux disponibles montre que l'évaluation de la charge ultime obtenue analytiquement n'est pas conforme à celle obtenue expérimentalement. Cette anomalie est due du fait que l'écroutissage et de la contribution au cisaillement de la dalle ne sont pas pris en compte dans cette analyse.

En 1982, C. M. Donoghue [23] a développé une méthode générale pour l'analyse et le calcul des poutres mixtes acier-béton avec des ouvertures d'âme à mi-portée. Cette approche est basée sur des calculs de la résistance ultime en tenant compte d'une poutre mixte à connexion partielle avec la présence des renforcements dans l'âme.

En 1982, W.C. Clawson et D. Darwin [24] ont fait une recherche expérimentale sur l'étude des poutres mixtes avec des ouvertures rectangulaires de tailles fixes (avec une hauteur d'ouverture égale à 60% de celle de la section métallique et une longueur d'ouverture égale à deux fois la hauteur de la section métallique) dans l'âme. Les dimensions de la dalle en béton étant constantes.

Les essais ont été effectués sur six poutres mixtes et une seule poutre métallique à sections à larges ailes (W14x34, W18x45 et W18x46) afin d'étudier leur résistance par les diagrammes d'interaction moment - effort tranchant en faisant varier la position des ouvertures allant de 0.9 à 10m.

Les résultats obtenus montrent que :

- Les ouvertures d'âme réduisent la résistance des poutres mixtes.
- Pour des efforts tranchants importants les poutres ruinent par plastification de l'acier au-dessous de l'axe neutre et par fissuration du béton.
- Pour des efforts tranchants d'une moyenne à faible intensité les poutres ruinent par la formation des rotules plastiques dans l'acier au-dessous de l'ouverture, accompagnée d'une fissuration diagonale de traction dans la dalle.
- Le béton contribue non seulement à la résistance à la flexion, mais également à la résistance au cisaillement des poutres mixtes au niveau des ouvertures d'âme.

En 1982, W.C. Clawson et D. Darwin [25] ont présenté un modèle de calcul sur la résistance des poutres mixtes acier-béton avec des ouvertures d'âme de forme rectangulaires concentriques ou excentriques et non renforcées. Ce modèle inclut la contribution de la dalle à la résistance au cisaillement aussi bien qu'à la résistance à la flexion. L'acier (section métallique) est représenté par un modèle de comportement élasto-plastique sans écrouissage. Des comparaisons qui ont été faites avec des résultats d'essai montrent que ce modèle s'avère généralement fiable pour la prédiction de la résistance des poutres dans les essais.

La contribution de la dalle à la résistance au cisaillement au niveau de l'ouverture doit être incluse pour obtenir un modèle fiable.

En 1983, R. G. Redwood et G. Poubouras [26] ont décrit des essais sur des poutres mixtes constituées d'une poutre en acier comportant de grandes ouvertures d'âme connectée à une dalle mixte à bac collaborant. Une attention spéciale est portée au transfert de cisaillement entre la dalle et la poutre métallique tout près de l'ouverture, ainsi qu'aux charges de service (en phase de construction) sur la poutre avant que l'action mixte ne soit atteinte. Pour un rapport d'effort tranchant - moment fléchissant maximum (élevé), la résistance d'une poutre mixte dépend du nombre de connecteurs le long d'une ouverture ; tenant compte de cet aspect

une théorie a été présentée. La résistance d'une poutre mixte est peu affectée lorsque les charges de service (en phase de construction) représentent au plus 60% de la résistance de la section en acier (action non-mixte) à l'ouverture.

En 1988, D. Darwin et R.C. Donahey [27] ont présenté des procédures sur le calcul de la résistance des poutres mixtes avec des ouvertures d'âme non renforcées, assemblées avec des dalles pleines et des dalles à bacs en acier (les nervures des bacs peuvent être parallèles ou perpendiculaires aux poutres).

Ces procédures prévoient une formulation générale pour déterminer la résistance maximale au cisaillement pur et une solution directe pour déterminer la résistance sous l'effet de la flexion et du cisaillement. Elles sont plus faciles à utiliser et donnent des résultats performants. En outre, l'effet combiné de flexion et de cisaillement est estimé par un facteur de résistance égale à 0.85.

En 1988, R.C. Donahey et D. Darwin [28] ont réalisé quinze essais jusqu'à la ruine de poutres mixtes avec ouvertures d'âme assemblées à des dalles à bacs en acier (les nervures des bacs peuvent être parallèles ou perpendiculaires aux poutres). Ils ont étudié les effets du rapport moment-cisaillement, du nombre et de l'endroit des connecteurs, de l'orientation du bac en acier et de son épaisseur.

La dalle en béton contribue de manière significative à la résistance au cisaillement et à la résistance à la flexion des poutres au droit des ouvertures d'âme. Les charges portantes sont déterminées par la ruine de la dalle (la ruine autour des connecteurs se produit dans les dalles avec les nervures transversales, alors que la ruine au cisaillement longitudinal se produit dans les dalles avec les nervures longitudinales). La résistance à l'ouverture est plus grande que celle du connecteur de cisaillement au-dessus de l'ouverture et dans la zone d'appui (entre l'ouverture et l'appui).

En 1990, D. Darwin et W. K. Lucas [29] ont présenté une approche unifiée sur le calcul de la résistance maximale à la flexion et au cisaillement des poutres métallique et mixtes avec des ouvertures d'âme renforcées ou non renforcées. La résistance de la poutre mixte au niveau de l'ouverture d'âme peut être déterminée par un diagramme d'interaction moment – effort tranchant sous l'effet de la flexion et de cisaillement. Une comparaison a été faite avec les résultats expérimentaux de 50 poutres métalliques et de 35 poutres mixtes afin de déterminer les facteurs de résistance. Cette procédure prévoit une équation simple pour déterminer la résistance maximale de cisaillement au niveau des ouvertures d'âme pour tous les types de poutres considérés.

L'exactitude de cette procédure donne des résultats plus performants par rapport à d'autres techniques de calcul existantes. Des facteurs de résistance de 0.90 et de 0.85 sont recommandés pour les poutres métalliques et les poutres mixtes respectivement.

En 1992, le comité de tâche des critères de conception pour les structures mixtes acier – béton (voir l'ASCE) [30] a proposé un commentaire complémentaire aux "spécifications proposées en construction métallique pour le calcul des poutres avec ouvertures d'âme."

Les procédures sont basées sur la méthode de calcul aux états limites\_« LRFD » (load and resistance factor design) afin de déterminer le moment de flexion maximum, l'effort de cisaillement maximum et l'interaction moment-effort tranchant.

Le moment de flexion nominal maximum est calculé en utilisant des procédures conformes de la résistance pour les deux types de sections (mixtes et métalliques), tenant compte de la perte du matériau dans l'âme.

La détermination de l'effort de cisaillement nominal maximum est basée sur le mécanisme de ruine rendu par la formation de quatre rotules aux coins de l'ouverture.

L'approche du calcul est généralement identique pour les deux types de poutres mixtes et métalliques à sections épaisses, comportant des ouvertures d'âme de formes rectangulaires et circulaires avec ou sans renforcement.

En 1992, P.H.Dayawansa [31] a donné une méthode de calcul simplifiée fiable sur la détermination de la flèche élastique des poutres métalliques et des poutres mixtes avec ouvertures d'âme. Cette approche est basée sur des recherches expérimentales indiquant que la flèche différentielle à travers une ouverture d'âme peut être significatif et que la plastification locale débute autour des ouvertures même pour des charges de service.

En 1992, R.M.Lawson, K.F. Chung et A.M. Price [32] ont présenté un résumé sur des résultats obtenus par trois essais de chargement sur des poutres mixtes de 10m de portée.

Ces essais ont été effectués en premier lieu sur une poutre mixte sans ouvertures (dite de contrôle) et en deuxième lieu sur des poutres avec cinq ouvertures rectangulaires de différentes tailles et en différents endroits.

Les résultats obtenus montrent que la ruine des poutres évidées est prise au niveau de chaque ouverture sous l'effet d'un chargement progressif effective. Ces résultats d'essais ont été comparés ensuite avec les résultats obtenus par les recommandations d'application des différentes expressions dans la publication ( SCI publication 068) sur le calcul des poutres mixtes avec ouvertures d'âmes. L'écart entre les essais et la méthode de calcul est estimé par un facteur modèle dans l'ordre de 1.04 à 1.47.

La poutre mixte de contrôle (sans ouvertures) a été également observé à la ruine et des résultats ont été comparés avec ceux obtenus par la méthode de BS59.50 [33]: Partie 3. Ceci a donné un facteur modèle de 1.04.

En 1992, S.H.Cho et R.G.Redwood [34] ont décrit neuf essais importants sur l'étude des poutres mixtes comportant des ouvertures d'âme en considérant des mécanismes de ruine par lesquels la dalle contribué (participe) à la résistance au cisaillement verticale.

En particulier, les essais ont été étudiés en adoptant une analogie à un treillis dans lequel les goujons au cisaillement sont considérés comme étant des membrures verticales de traction, et les pannes diagonales (inclinées) de compression agissent dans le béton.

Les paramètres étudiés incluent les configurations typiques du goujon, la largeur de la dalle et les détails des goujons dans la région de trou.

La prédiction de la résistance faite par cette analogie est également basée sur des analyses publiées précédemment et sur des résultats d'essais résumés pour un total de 44 essais recueillis à partir de plusieurs sources. Une bonne concordance est démontrée pour les deux théories entre les charges de ruine observées expérimentalement et les charges de ruine prédites analytiquement.

Cette analogie permet d'avoir une compréhension plus claire sur le comportement des deux types de dalles « les dalles pleines et les dalles avec bac en acier à nervures ».

En 1993, K.S.Kim, Y.S.Yang, S.H.Choi et P.J.Kim [35] ont fait une étude expérimentale sur la résistance ultime des poutres mixtes avec ouvertures d'âme renforcées (une poutre métallique perforée, une poutre mixte, deux poutres mixtes perforées et deux poutres mixtes perforées avec renforcement d'ouvertures).

Pour un rapport moment-effort tranchant égal à 330 et une hauteur d'ouverture égale à 70% de la hauteur de la poutre métallique. Ils ont déduit les conclusions suivantes :

1. la dalle en béton dans la poutre mixte peut augmenter énormément la résistance de la poutre.
2. pour des ouvertures renforcées, la résistance ultime des poutres mixtes avec ouverture d'âme renforcées peut être assimilée à celle des poutres mixtes sans ouverture d'âme.
3. la résistance ultime des poutres mixtes avec ouverture d'âme est influencée par la longueur d'ouverture.

En effet, en 1993, R. Redwood et Soon Ho Cho [36] se sont limités sur un certain nombre d'études sur des poutres métalliques et des poutres mixtes comportant des ouvertures de grandes dimensions dans les âmes. Ils ont présenté une méthode d'analyse générale appropriée à la conception de ce type de poutres.

Les valeurs théoriques comparent bien avec les résultats expérimentaux. De plus, ils ont fait une étude récapitulée sur les détails du renforcement des ouvertures.

En 1996, E.H. Fahmy [37] a présenté une méthode analytique sur la résistance ultime des poutres mixtes acier-béton avec des ouvertures rectangulaires concentriques ou excentriques non renforcées dans l'âme. Dans cette analyse une connexion complète a été supposée exister entre la poutre métallique et la dalle de béton. Ainsi les ruines par flambement et par instabilité ne sont pas prises en considération.

Les résultats obtenus montrent une bonne concordance suite à une comparaison faite avec les résultats d'essais disponibles dans la littérature.

Il a également présenté une étude sur les effets de l'excentricité, de la hauteur et de la longueur de l'ouverture ainsi que sur la résistance de la poutre mixte.

En 1998, G.S. Veríssimo et R. H. Fakury [38] ont présenté une procédure de calcul les poutres mixtes avec une ou plusieurs ouvertures d'âme. Les ouvertures peuvent être circulaires ou rectangulaires, concentriques ou excentriques.

Cette procédure permet d'identifier les situations dans lesquelles les ouvertures ont besoin d'être renforcé et donc de calculer les dimensions de ce renforcement.

Elle est toujours applicable aux poutres mixtes à connexion complète ou à connexion partielle avec dalle pleine ou dalle avec bac collaborant, en considérant bien sûr la contribution du béton à la résistance au cisaillement.

En 1998, M.A. Benitez, D. Darwin et R.C. Donahey [39] ont présenté des procédures pour le calcul de la flèche des poutres mixtes avec des ouvertures d'âme.

Au début, et afin de vérifier les hypothèses de modélisation, une comparaison a été faite entre les données expérimentales et les recommandations pour l'application pratique de l'analyse matricielle en se servant d'une formulation de la matrice de rigidité.

Les résultats obtenus par cette comparaison ont été utilisés pour développer une méthode de calcul pour estimer la flèche maximale des poutres avec ouvertures d'âme ainsi une expression pour le calcul de la flèche au niveau de l'ouverture.

Cette procédure démontre que, dans la plupart des cas, une seule ouverture d'âme a souvent moins d'influence sur la flèche totale. Cependant, il y a des cas importants où l'effet peut être significatif.

Dans cette procédure, les déplacements dus au cisaillement (l'effet de l'ouverture) ont été pris en compte afin d'éviter toute erreur possible.

La méthode de la matrice de rigidité et toutes formes d'équations appropriées à ce type de calcul donnent des évaluations raisonnables de la flèche totale et de la flèche au niveau de

l'ouverture.

En 1999, des formulations [40] ont été proposées sur le calcul des poutres mixtes et des poutres métalliques comportant des ouvertures de formes rectangulaires et circulaires, avec ou sans renforcement. Les procédures de base de calcul consistent en la détermination du moment de flexion maximum, de l'effort de cisaillement maximum et de l'interaction moment-effort tranchant. En tenant compte du facteur de résistance on peut prévoir si les efforts appliqués seront supportables.

La taille et le positionnement des ouvertures d'âmes peuvent réduire au minimum leurs effets sur la résistance au cisaillement et à la flexion des poutres mixtes.

En 2000, RG Redwood [41] a étudié le comportement des poutres alvéolaires mixtes en décrivant l'effet de l'action mixte par comparaison avec celui des poutres métalliques. Il a démontré que l'exploitation de la résistance à la flexion et de la résistance au cisaillement peut être prévue, mais que l'amélioration de la résistance au cisaillement ne peut être atteinte que si certaines conditions sont remplies.

Le rôle de la connexion partiel a été souligné ainsi le besoin d'un complément d'informations concernant la prédiction du flambement de l'âme dans les poutres alvéolaires mixtes est identifié.

En 2001, K. F. Chung and R. M. Lawson [42] ont présenté une méthode de calcul détaillé pour être utilisée dans l'Eurocode 4 [6] sur les poutres mixtes avec de grandes ouvertures dans l'âme.

D'ailleurs, l'ingénieur et le bureau d'étude sont souvent confrontés aux calculs de ce type de poutres, à cet effet ils ont présenté également des informations générales sur le dimensionnement des ouvertures en fonction de l'utilisation de la résistance au cisaillement et la résistance à la flexion des poutres mixtes. En outre, l'effet de ces ouvertures sur la flèche est estimé par un facteur simple qui dépend de la taille et de la position des ouvertures.

Par conséquent, des tableaux se sont présentés avec des règles générales bien détaillées afin d'aider les ingénieurs à dimensionner des poutres mixtes avec de grandes ouvertures de formes rectangulaires ou de formes circulaires.

En 2002, E.H. Fahmy et A. Hassanein [43] ont élaboré un modèle analytique pour étudier le comportement des poutres mixtes avec des ouvertures d'âme en utilisant la méthode des différences finies. Ces poutres sont assemblées avec des dalles pleines et des dalles à bacs en acier (les nervures des bacs peuvent être parallèles ou perpendiculaires aux poutres). La non-linéarité du matériau, et le glissement à l'interface entre la poutre en acier et la dalle en béton sont prises en compte.

Dans cette analyse la contribution de la dalle à la résistance au cisaillement et la variation de la résistance au cisaillement le long d'ouverture sont inclus. Ainsi le flambement des montants et l'instabilité de la poutre ne sont pas pris en compte dans ce modèle.

Afin de valider la fiabilité du modèle, une comparaison a été faite entre les résultats obtenus avec les résultats expérimentaux disponibles dans la littérature, en considérant l'influence de la longueur, la hauteur ainsi que de l'excentricité de l'ouverture sur le comportement et la résistance de ces poutres. Un bon accord a été obtenu entre les résultats analytiques et expérimentaux.

En 2003, J. W. Park, C. H. Kim et S. C. Yang [44] ont réalisé une série d'essais sur les poutres mixtes avec ouvertures d'âme assemblées avec les dalles à nervures transversales (nervures orientées transversalement par rapport aux poutres). Ils ont étudié l'influence de la largeur de la dalle sur la résistance (diagrammes d'interaction moment - effort tranchant) et le mode de ruine.

Le mode de ruine des dalles en béton dépend de leurs largeurs. Dans les poutres avec une dalle de grande largeur la ruine se produit autour des connecteurs à l'extrémité où le moment fléchissant est prédominant, alors que la fissure diagonale de traction se produit dans une dalle qui a une largeur étroite.

Un modèle de résistance a donc été développé sur la base des résultats d'essai. La résistance maximale au cisaillement est égale approximativement à la somme de la résistance au cisaillement de la poutre métallique et de celle de la dalle en béton. La contribution au cisaillement de la dalle en béton est prise égale à la plus petite valeur calculée entre la résistance au cisaillement de la dalle et la résistance d'arrachement des goujons.

Le modèle de la résistance proposé est comparé aux résultats d'essai ainsi qu'avec d'autres modèles de résistance. Les résultats obtenus montrent que le modèle proposé est facile à utiliser et donne une prédiction satisfaisante de la résistance.

En 2005, K.F Chung, Ko CH et AJ Wang [45] ont proposé une approche unifiée d'un calcul basée sur l'analyse plastique pour les poutres métalliques et les poutres mixtes avec grandes ouvertures rectangulaires dans l'âme.

En outre, un choix des modèles éléments finis a été établi après avoir effectué des essais, et une comparaison a été menée entre cette méthode « modèles éléments finis » et la méthode de calcul proposée.

Il a été démontré que cette méthode de calcul a été proposée pour prédire d'une manière satisfaisante les charges ultimes des poutres mixtes avec des ouvertures rectangulaires dans l'âme tout en considérant le mécanisme de ruine «Vierendeel ».

En 2006, D. Bitar et al [1-46] ont développé un nouveau modèle analytique de calcul permettant d'une part, de mieux appréhender la résistance à l'instabilité des montants de poutres cellulaires et mixtes acier-béton et d'autre part, d'évaluer correctement la flèche de telles poutres. Ce modèle analytique couvre un domaine très large de variation de paramètres géométriques (diamètre et espacement) et mécanique (acier de haute limite d'élasticité). Une étude d'évaluation du nouveau modèle par rapport aux modèles existant [47-48] permet en fin de ce travail de mettre en évidence l'impact des améliorations apportées.

Des règles de conception ont été élaborées par Lawson et al [2] pour le Fonds de Recherche pour le charbon et l'acier 2006 pour aider au dimensionnement des poutres en acier laminées à chaud munies d'ouvertures utilisées en construction mixte.

Parmi ces méthodes, une approche unifiée a été développée pour le calcul de la flèche maximale des poutres en acier et mixtes comportant des ouvertures circulaires et rectangulaires ; valable aussi pour les poutres cellulaires possédant une section symétrique.

L'expression de cette flèche s'exprime comme combinaison de deux termes : le premier terme correspond à la flèche due à la flexion globale (pure) de la poutre mixte non ajourée et le deuxième terme correspond à la flèche due à l'effet Vierendeel. Ce deuxième terme comporte un facteur représentant l'effet combiné de la répartition de moment et de cisaillement sur la longueur de la poutre.

En 2006, R.M. Lawson, J. Lim, S.J. Hicks et W.I. Simms [3] ont fait une étude sur la conception des poutres cellulaires mixtes non symétriques et les poutres avec grandes ouvertures d'âme. Ils ont montré que l'asymétrie de la section transversale des poutres cellulaires mixtes développe un moment de flexion additionnel dans le montant dû à l'interaction entre les ouvertures quand l'espacement entre ces dernières est petit. En outre, le développement des efforts internes locaux influence sur la distribution des contraintes (résistance) dans chaque Té. Une méthode de calcul a été présentée en tenant compte d'une asymétrie importante dans la section transversale ainsi de l'influence du type d'ouvertures ovales ou rectangulaires.

Le montant flambe suite au développement d'un moment de flexion local sous l'effet du cisaillement quand l'espacement entre ces ouvertures est petit. Des équations simplifiées ont été présentées pour la détermination du flambement du montant, cette dernière a été calibrée ensuite avec les résultats d'analyse par éléments finis. Cette analyse par éléments finis a été également développée pour le cas des sections asymétriques avec des ouvertures renforcées. Des solutions fiables sont présentées afin de permettre au concepteur de calculer l'effort de cisaillement maximum agissant sur la poutre quand sa résistance est limitée par la

flexion ou le flambement du montant.

Pour le cas des ouvertures longues, des efforts d'arrachement (décrochage « pull-out ») importants peuvent se produire dans les connecteurs au bord de l'ouverture. Une fois combiné avec des effets de second ordre possibles dus au déplacement produit par l'effet de cisaillement à travers l'ouverture, il est nécessaire de limiter la valeur des efforts mixtes locaux dus au moment de vierendeel qui peut être considéré dans le calcul.

En outre, ils ont présenté une expression approximative [3] pour le calculer de la flèche maximale des poutres cellulaires mixtes sous l'effet des charges transversales concentrées ou uniformément réparties. L'augmentation de la flèche représente l'effet combiné de la flexion et du cisaillement dû à l'influence des ouvertures. Généralement, pour les poutres cellulaires mixtes, l'influence de la variation de la rigidité à la flexion de la section mixte perforée est dominante.

En 2006, W. Ramm et C. Kohlmeyer [49] ont étudié la résistance au cisaillement portant « shear-bearing » de la dalle en combinaison avec les connecteurs. Quatre modes de ruine différents ont été observés d'après dix-sept essais effectués sur les poutres mixtes avec grandes ouvertures d'âmes sous l'effet d'un grand cisaillement vertical. La résistance à la traction des goujons dans la région de l'ouverture montre qu'une grande partie de cisaillement vertical est reprise par la dalle à l'aide des trois goujons les plus proches de l'extrémité de l'ouverture où le moment fléchissant est prédominant et qu'une quantité considérable de cisaillement vertical est transmise au-dessus de l'ouverture à l'aide des têtes des goujons puisqu'elles agissent comme une sorte d'un renforcement au cisaillement.

En 2011, M. Gizejowski et W. Salah [50] ont étudié des poutres alvéolaires (crénelées) mixtes par différentes techniques de la méthode des éléments finis en décrivant le comportement dans le plan en utilisant l'analyse géométrique linéaire et le comportement de distorsion hors-plan en utilisant l'analyse géométrique non linéaire, les deux techniques se sont appliquées pour tracer la performance de poutres mixtes continues.

En 2013, P.O. Martin, M. Couchaux, O. Vassart et A. Bureau [51] ont fait une étude sur le comportement statique des poutres Angelina. Dans ce contexte, ils ont présenté des résultats de 4 essais (3 en acier et 1 mixte) et d'environ 280 simulations numériques par éléments finis (en acier et mixte) conduits pour déterminer les modes et charges de ruines sous l'effet combiné d'une flexion et d'un cisaillement. Ils présentent ensuite le modèle de calcul analytique en détail permettant la vérification de la résistance des poutres en tenant compte de l'effet Vierendeel, ce modèle pouvant être utilisé dans les limites géométriques et mécaniques du domaine d'application défini en préambule. Finalement, une comparaison des

charges maximales issues de ce nouveau modèle avec celles provenant des essais ou des calculs par élément finis permet d'évaluer la sécurité et la précision des formulations proposées.

#### **1.4 Conclusion**

Dans ce chapitre une présentation chronologique des études menées sur les poutres métalliques alvéolaires ainsi les poutres mixtes avec ouvertures d'âmes a été présentée.

Dans le chapitre qui suit, différents modes de ruine que peuvent subir ce type de poutres, ont été décrits afin de mener une analyse numérique dans le domaine non linéaire pour prédire le comportement mécanique (à savoir la résistance) des poutres mixtes cellulaires.

---

*Chapitre – 2 –*

*Modes de ruine*

---

## 2.1. Introduction

Les poutres avec ouvertures isolées de formes rectangulaires sont relativement courantes dans le domaine de la construction. Elles ont permis de passer des gaines techniques et des équipements dans des zones

Limitées des planchers. Les larges ouvertures ont en règle générale des tailles comprises entre 30 et 75% de la hauteur de la poutre. Compte tenu de la distribution des efforts internes le long des poutres, le mode de ruine autour des ouvertures dépend de la position de l'ouverture sur cette longueur. En effet, il a été observé expérimentalement, que les ouvertures non renforcées, situées dans des zones soumises à un moment fléchissant pur, atteignent leur ruine par plastification en compression et traction des deux membrures, supérieure et inférieure, qui entourent l'ouverture.

Par contre, les mêmes ouvertures situées dans une zone de fort cisaillement, montrent un comportement plus complexe dû à la flexion locale des membrures engendrée par le transfert de cisaillement aux quatre coins de l'ouverture[RED,78], Les observations expérimentales ont montré un mode de ruine s'apparentant à celui d'un cadre de poutre échelle (ou poutre Vierendeel) avec la formation des 4 rotules plastiques (comme présenté sur la Figure 2-1).



☞ *Figure 2-1.* Formation des rotules plastique par flexion Vierendeel

## 2.2 : Modes de ruine

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

Les différents modes de ruine pouvant survenir au niveau ou à proximité des ouvertures. Certains modes de ruine sont dus aux effets locaux se produisant autour d'ouvertures uniques, tandis que d'autres sont dus à la ruine du montant d'âme entre les ouvertures rapprochées.

Les principaux modes de ruine sont les suivants [2] :

- Flexion globale de la section transversale perforée;
- Cisaillement pur de la section transversale perforée;
- Flexion Vierendeel autour de l'ouverture d'âme;
- Flambement du Té comprimé.

Pour les poutres comportant des ouvertures d'âme multiples, des modes de ruine supplémentaires doivent être considérés :

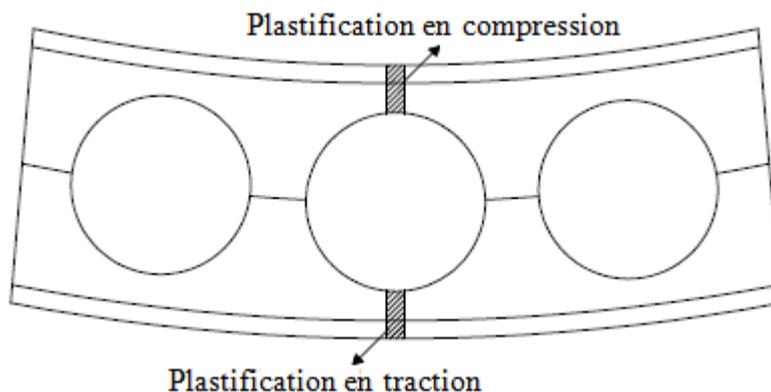
- Flambement du montant d'âme entre deux ouvertures adjacentes;
- Flexion du montant d'âme;
- Ruine par cisaillement du montant d'âme ou de la soudure du montant d'âme;
- Flambement par compression de l'âme;
- Instabilité globale de la poutre provoquée par le déversement;

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 et les appuis latéraux prévus.

### 2.2.1. Ruine par flexion de la section perforée

La ruine par flexion de la section ajourée correspond à un mode de rupture global. Il se produit dans les sections perforées soumises à la flexion pure ou lorsque l'effet de l'effort tranchant est négligeable devant celui de la flexion. Dans ce cas la ruine survient par

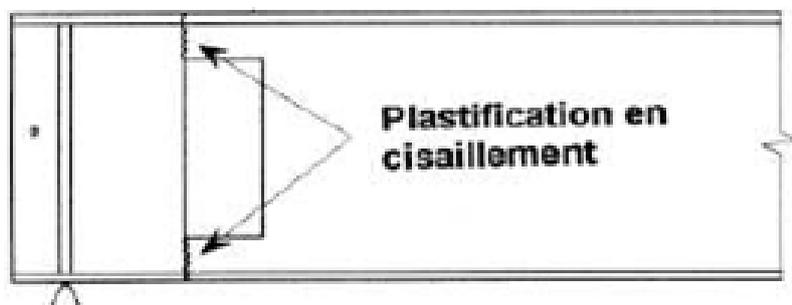
apparition de deux rotules plastiques dans les Tés supérieur et inférieur de la section perforée [3, 4], comme illustré sur la figure 2.2.



☞ *Figure 2.2.* Ruine par flexion transversale de la section perforée

### 2.2.2. Ruine par cisaillement pur de la section perforée

La ruine par cisaillement pur de la section transversale ajourée correspond également à une ruine dite globale, où la section perforée se plastifie sous l'effet d'un effort tranchant élevé, comme illustré sur la figure 2.3.



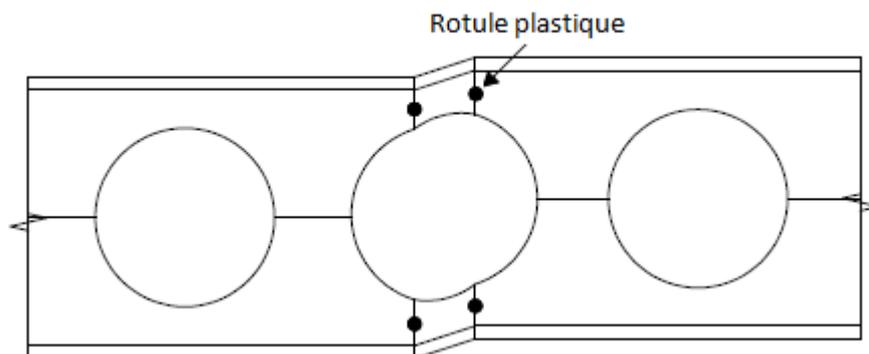
☞ *Figure 2.3.* Ruine par cisaillement de la section perforée

### 2.2.3. Ruine par flexion Vierendeel de la section perforée

Ce mode de ruine a été décrit pour la première fois par Altifillisch [12] et Toprac et Cook [13].

La ruine par mécanisme Vierendeel est de type local. Elle correspond à la ruine par formation de quatre rotules plastiques aux quatre angles de l'ouverture, comme illustré sur la figure 2.4. Ce mode de ruine peu survenir à proximité des ouvertures de grande hauteur ou très rapprochées sollicité essentiellement à l'effort tranchant. Chaque Té est soumis à une

combinaison de cisaillement qui a pour effet de réduire leur capacité axiale et leur moment résistant.



☞ *Figure 2.4.* Mécanisme de ruine par flexion Vierendeel

#### 2.2.4. 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 2.5). 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 [6]. Les premiers cas de flambement de montant dans les poutres ajourées ont été rapportés dans les références [7, 4,8]. La résistance du montant au flambement dépend de plusieurs paramètres : l'espacement des ouvertures, l'élanement de l'ouverture, la nuance de l'acier et enfin la symétrie ou dis symétrie de la section.



☞ *Figure 2.5.* Flambement du montant

### 2.2.5. Ruine par déversement

Dans la zone des moments positifs, les poutres en acier sont plus sensibles au déversement que les poutres composites si celles-ci sont convenablement connectées à la dalle, qui offre un appui latéral pour la poutre. Les travaux de Nethercot et Kerdal [8] ont conclu que les ouvertures d'âme ont peu d'effet sur le déversement des poutres ajourées. De ce fait, ils ont proposé d'utiliser les mêmes méthodes pour l'analyse du déversement des poutres à âme pleine en considérant une section adéquate de l'âme. Des travaux plus récents ont abouti aux mêmes conclusions [10].



☞ *Figure 2.6.* Déversement d'une poutre cellulaire

### 2.2.6. Ruine par écoulement du joint de soudure

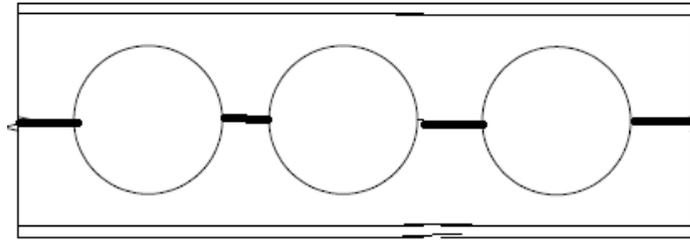
L'effort longitudinal de cisaillement est susceptible de produire l'écoulement du joint de soudure à mi-hauteur du montant d'âme (figure 2.7). Cette ruine peut survenir lorsque l'épaisseur de l'âme ou la largeur du montant d'âme est faible. Ce mode de ruine a été étudié pour la première fois par Husain et Spiers [11] qui ont effectué des essais sur six poutres ajourées ayant des montants d'âme étroits. Comme il a été mentionné au paragraphe 1.2.3, la ruine par flexion Vierendeel, contrairement à la ruine par écoulement du joint de soudure, survienne lorsque les montants d'âme sont larges. Pour réaliser un équilibre raisonnable entre ces deux modes de ruine, Dougherty [52] suggère pour les ouvertures hexagonales de satisfaire les relations suivantes entre les dimensions des ouvertures et celles des montants :

- largeur du montant d'âme :  $w = \frac{h_0}{4}$  ; et pour les poutres ajourées avec des ouvertures de 60° sans plaques intercalaires

– Largeur du côté incliné  $s = 0.289h_0$ ;

– Pas des ouvertures d'âme  $p = 1.1h_0$ .

$h_0$  étant la hauteur des ouvertures hexagonales



☞ *Figure 2.7.* Ruine par écoulement du joint de soudure

### 2.2.7. 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 2.8). 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. Les premières publications ayant décrits ce mode de ruine sont ceux de Toprac et Cook [13] et Husein et Speirs [11]. 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 2.8.* Flambement du montant d'âme sous compression

**2.3. Conclusion**

Dans ce chapitre nous avons présenté les différents modes de ruine locaux pouvant survenir au niveau ou à proximité des ouvertures et les différents modes de ruine globaux dont l'impression de faire une étude sur leurs charges ultimes associées des poutres cellulaires mixtes, celle-ci fait objet dans le chapitre 4

---

*Chapitre – 3 –*

*Modélisation numérique non-linéaire*

---

### 3.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous allons apporter une attention particulière au choix du maillage et des lois de comportement afin de pouvoir élaborer un modèle numérique non linéaire fiable, représentatif de la réalité et suffisamment souple pour une étude numérique à l'état plastique.

En premier lieu, nous allons commencer par une présentation générale du logiciel en donnant un aperçu global sur l'organisation d'un calcul mécanique (mené sur ce logiciel), en deuxième lieu, une analyse sur le comportement plastique (non-linéaire) sera traitée afin de présélectionner le type d'élément finis à utiliser dans la modélisation

En troisième lieu, nous justifions le choix des éléments finis en trois dimensions (3D) résultant d'une analyse comparative entre des éléments coques et des éléments massifs (*volumiques*). Dans ce contexte, nous donnons des résultats obtenus par des programmes réalisés en étudiant la flèche afin de choisir l'élément convenable à retenir pour notre étude. Enfin, et en quatrième lieu, nous procédons à la validation du modèle pour le cas non linéaire.

### 3.2. Présentation du logiciel :

#### 3.2.1. 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 Castem2000, est de permettre à l'utilisateur d'adapter ses calculs selon les problèmes qu'il doit résoudre.

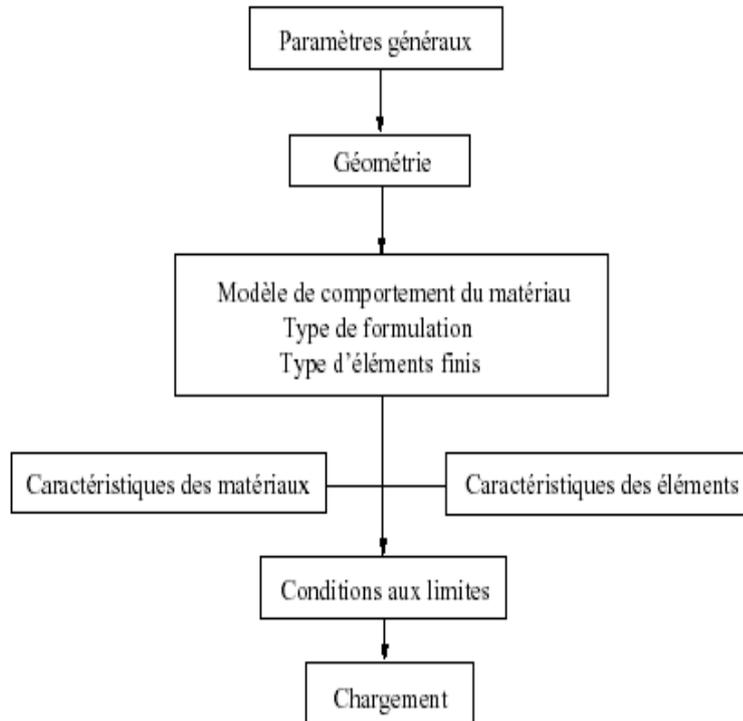
Ce code de calcul présente un système complet intégrant non seulement des fonctions de calculs proprement dites mais également des fonctions de construction de modèle (pré-processeur) et de traitement de résultats (post- processeur). Il traite différents problèmes à savoir :

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

### 3.2.2. Organisation d'un calcul :

#### 3.2.2.1. 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 3.1:



☞ *Figure.3.1:* 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 associe 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.

### 3.2.2.2. Résolution du système d'équations :

Une fois réalisée la préparation du modèle de calcul, on peut constituer le système  $\overline{\overline{M}} \cdot \overline{\overline{u}} + \overline{\overline{C}} \cdot \overline{\overline{u}} + \overline{\overline{K}} \cdot \overline{\overline{u}} = \overline{\overline{F}}$  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 :

$$\overline{\overline{K}} \cdot \overline{\overline{u}} = \overline{\overline{F}}.$$

Pour une analyse modale (calcul des modes propres), le système à résoudre devient :

$$\overline{\overline{K}} - \omega^2 \overline{\overline{M}} = 0.$$

### 3.2.2.3. 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 Fig.3.2), 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 une boîte noire 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.

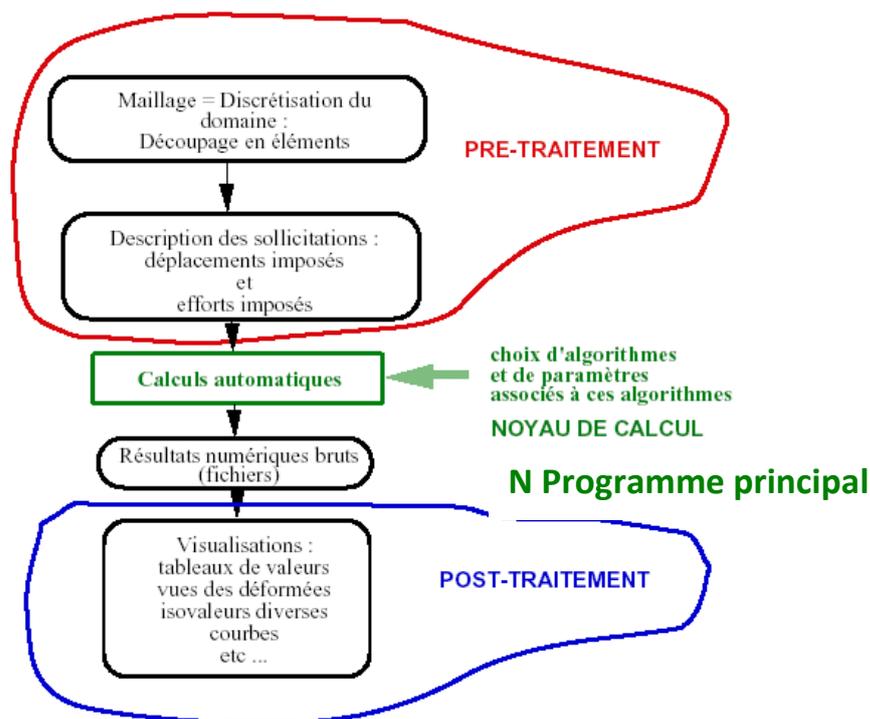


Figure.3.2. : Noyau de calcul, pré et post traitements du noyau de calcul.

### 3.3. Utilisation d'un modèle numérique

Dans ce contexte, nous proposons un modèle éléments finis développé par C. Donneux [53] utilisant le code Cast3M [7]. Le maillage de la poutre métallique du modèle Cast3M est réalisé avec des éléments de type coque mince à 4 nœuds COQ4.

Le maillage de la dalle est réalisé avec des éléments coques mince multicouches (COQ4). Il s'agit d'une dalle mixte, dont la contribution du béton des ondes à la résistance de la dalle est totalement négligée. Par conséquent, seule la partie de béton située au-dessus du bac est représentée. De plus, la dalle étant sollicitée en compression, le ferrailage n'est pas représenté. Les goujons sont représentés par des éléments POUT.

Les lois de comportement élasto-plastiques de l'acier et du béton sont conformes à celles de l'EN 1994-1-1 [6]. Les modèles numériques ont pu reproduire le mode de ruine expérimental et la flèche mesurée. La loi de comportement des connecteurs doit donc être définie de façon à reproduire le comportement réel du connecteur, qui lui est défini par une loi force glissement.

### 3.3.1. Modèle géométrique (Développement d'un modèle numérique)

Le modèle élaboré sous Cast3M a été validé pour des poutres cellulaires, en acier et mixtes.

Dans cette partie, nous proposons les validations des éléments choisis pour représenter la poutre métallique, la dalle en béton et la connexion. Avant de procéder à la validation du modèle de poutre mixte, nous testons chacun des composants séparément. Le modèle de la poutre métallique est testé en flexion. En ce qui concerne la dalle en béton, nous effectuons une série d'essais numériques avec pour le but de choisir le type d'éléments qui convient le mieux à la modélisation. Pour les éléments de connexion, nous décrivons les principes utilisés pour le développement des lois de comportement des poutres courtes qui représentent les goujons connecteurs.

### 3.3.2. Modélisation de la poutre métallique

Les parois (métalliques) des poutres et de la colonne sont modélisées à l'aide d'éléments coques. Les sections droites sont modélisées en plaçant les éléments coques à la fibre moyenne de chaque plat formant la section (voir figure 3.3).

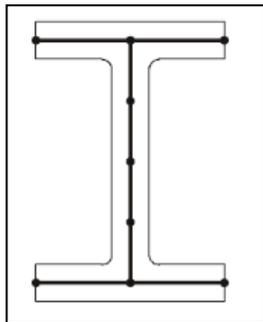


Figure 3.3. Modélisation des sections métalliques

Ce type de modélisation est envisagé pour représenter la géométrie de la poutre métallique. Cette approche consiste à définir le maillage de la coque dans le plan moyen des semelles. Pour l'exemple, deux sections différentes sont représentées par un modèle dont la hauteur est  $(h-t_f)$ .

Nous avons étudié l'évolution de la flèche à mi-portée de deux poutres comportant des ouvertures circulaires régulières testée expérimentalement [1, 21] (voir figure 3.4 et figure 3.6). La première poutre est soumise à l'effet de deux charges concentrées symétriques (voir figure 3.4) et la seconde poutre est sous l'effet d'une charge concentrée à mi-portée (voir figure 3.6).

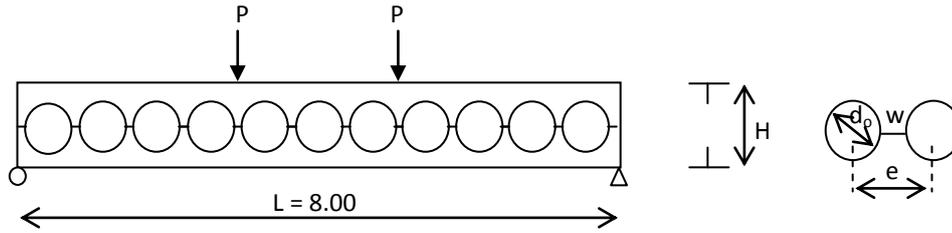


Figure 3.4. Poutre étudiée expérimentalement

Les caractéristiques géométriques de la section et des ouvertures sont données dans le tableau3.1.

Section	Hauteur finale après découpage H (mm)	$d_o$ (mm)	e (mm)	w (mm)
IPEA 450	709	560	700	140

Tableau3.1. Caractéristiques géométriques

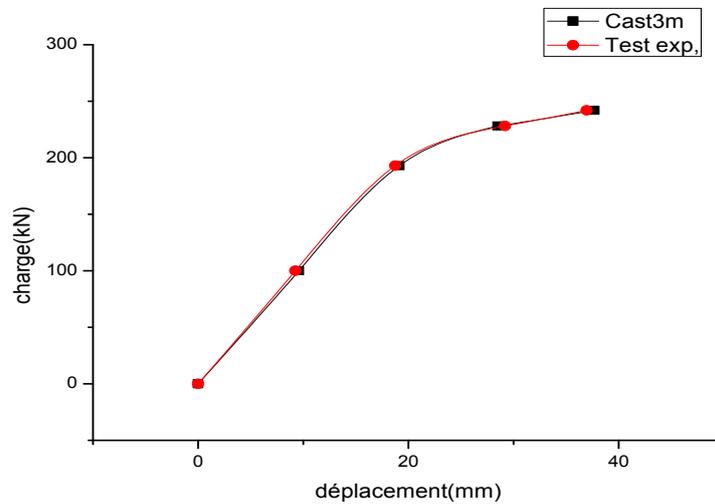


Figure 3.5. Précision du modèle numérique

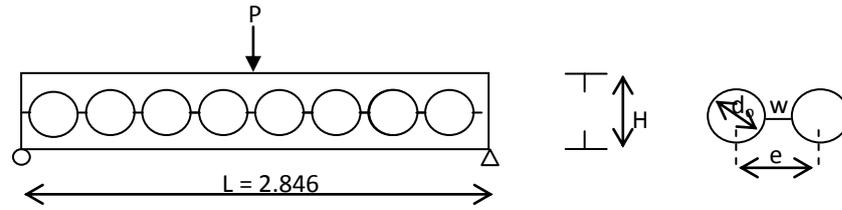


Figure 3.6. Poutre étudiée expérimentalement

Les caractéristiques géométriques de la section et des ouvertures sont données dans le tableau 3.2.

section (mm)	Hauteur finale après découpage H (mm)	$d_o$ (mm)	e (mm)	w (mm)
$b_f = 106$ $t_f = 13.1$ $t_w = 8.7$	355.6	251	345	94

Tableau 3.2. Caractéristiques géométriques [21]

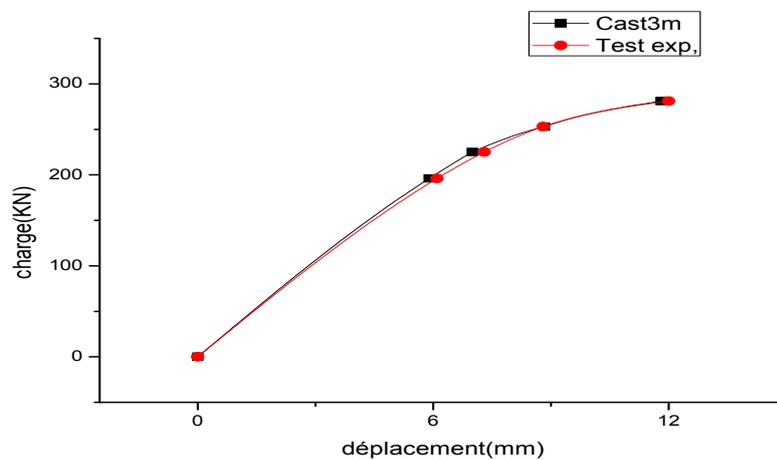


Figure 3.7. Précision du modèle numérique

D’après les deux courbes (figures 3.5 et 3.7), la comparaison montre une bonne concordance entre les résultats obtenus numériquement et expérimentalement. Il est à remarquer donc, que la valeur de la hauteur ( $h-t_f$ ) du modèle convient mieux pour ce type de poutre.

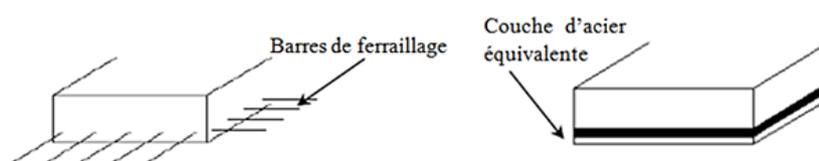
### 3.3.3. Modélisation de la dalle [56]

Dans la modélisation par éléments finis, la dalle en béton armé est généralement modélisée soit par des éléments solides (massifs) ou par des éléments coques.

Le modèle non linéaire prend en compte la plasticité (ductilité et écrouissage) du matériau ainsi que la redistribution des contraintes. Le modèle ne doit pas cependant être trop complexe au détriment du temps de calcul.

Dans le cas, où la dalle est modélisée à l'aide de coques minces multicouches, permettant de prendre en compte le comportement flexionnel de la dalle par l'utilisation d'une seule géométrie à laquelle est associé un ensemble de couches excentrées sollicitées en état plan de contrainte. La couche d'armatures est traitée dans la même coque avec une loi de matériau plastique unidirectionnelle.

Un des avantages de ce type de modélisation est qu'il suffit de créer un seul maillage de la dalle pour ensuite définir plusieurs couches. Ce type de définition permet de simuler la variation des contraintes à travers la hauteur de la section ainsi qu'une éventuelle différence des caractéristiques matérielles dans différentes couches de la dalle. En l'occurrence, dans le cas d'une dalle en béton armé, elle permet de définir le ferrailage de la dalle en tant qu'une couche d'une épaisseur équivalente (figure 3.8) avec une loi de comportement autre que celle du béton.



☞ *Figure 3.8.* Modélisation du ferrailage en couche d'acier équivalente

Dans ce contexte, nous avons réalisé une étude numérique comparative (coques « COQ4 » et massifs « CUB8 ») (voir figures 3.9 et 3.10) afin de confirmer le choix d'éléments coques. Les essais numériques ont été réalisés sur une dalle isolée simplement appuyée : 12 cm d'épaisseur, 2.4 m de portée ainsi que sur une dalle sous forme d'une plaque carrée simplement appuyée le long de son contour de 12 cm d'épaisseur et d'une portée de 1.2 m.

Le béton est considéré comme un matériau élasto-plastique, cette approche permet de traiter les deux structures en chargement monotone ou cyclique.

La dalle est modélisée en utilisant les deux approches suivantes :

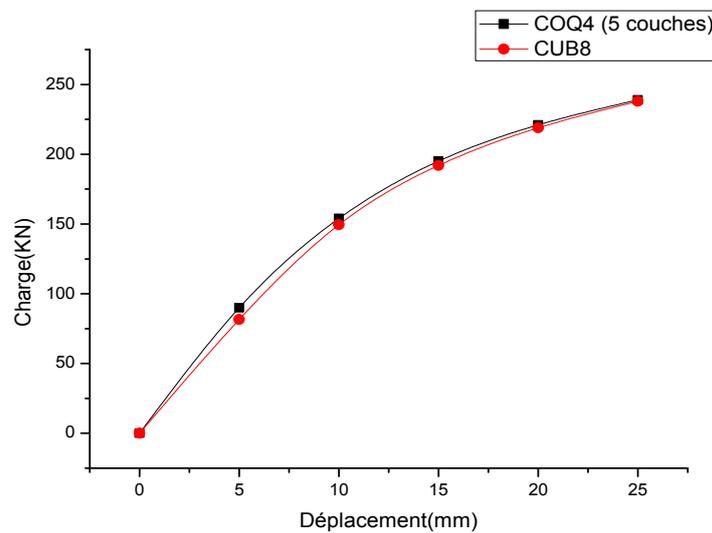
- Modèle COQ4 multicouches avec deux couches acier et trois couches béton,
- Modèle CUB8 où la dalle béton est modélisée par des éléments cubiques à 8 nœuds,

Les caractéristiques mécaniques du béton et de l’acier des armatures sont données dans le tableau 3.3.

Béton	Résistance en compression	47.70 MPa
	Résistance en traction	3.80 MPa
	Module d’élasticité	40000 MPa
	Coefficient de Poisson	0.
Acier	Limite d’élasticité	303.38 MPa
	Module de Young	206850 MPa
	Coefficient de Poisson	0.3

☞ **Tableau 3.3.** Caractéristiques mécaniques du béton et de l’acier.

• **Dalle isolée**



☞ **Figure3.9.** Précision du modèle numérique d’une dalle isolée

D’après le graphe de la figure ci-dessus, il est à remarquer qu’une concordance de résultats est obtenue pour les deux modèles (COQ4 multicouches et CUB8).

- Dalle en plaque carré

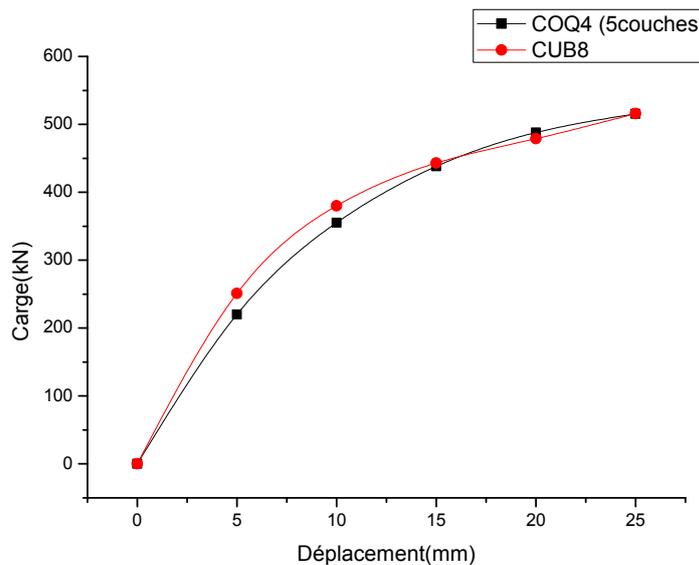


Figure 3.10. Précision du modèle numérique d'une dalle en plaque

Il est à remarquer que les deux courbes de la figure 3.10 sont presque coïncidentes et donc les éléments coques ont été choisis pour modéliser la dalle en béton armé et ceci pour utiliser le même type d'éléments que la poutre en acier.

### 3.3.4. Modélisation du connecteur

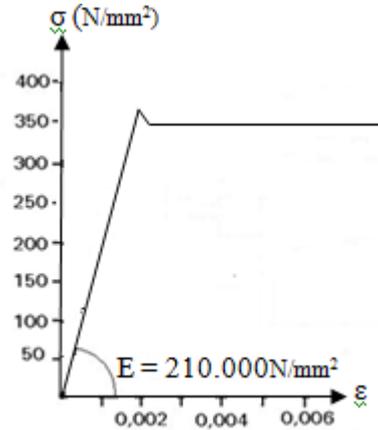
Dans le modèle Cast3M, les goujons sont représentés par des éléments POUT qui sont des éléments de type poutre de Bernoulli à 2 nœuds. Chaque connecteur part du plan moyen de la semelle supérieure en acier au plan moyen de la partie pleine de la dalle en béton. Des nœuds doubles sont créés aux deux extrémités, pour y éviter une concentration de contraintes pouvant générer des problèmes numériques : ainsi, bien que les nœuds d'un connecteur appartiennent aux plans moyens de la semelle supérieure et de la dalle, ils ne font pas partie de leur maillage.

### 3.4. Modèles de comportement des matériaux

Comme la poutre mixte est formée à partir de trois composants (acier, béton et connecteurs), il est nécessaire de revoir brièvement le comportement de chacun d'eux avant que nous puissions décrire le comportement général de la combinaison.

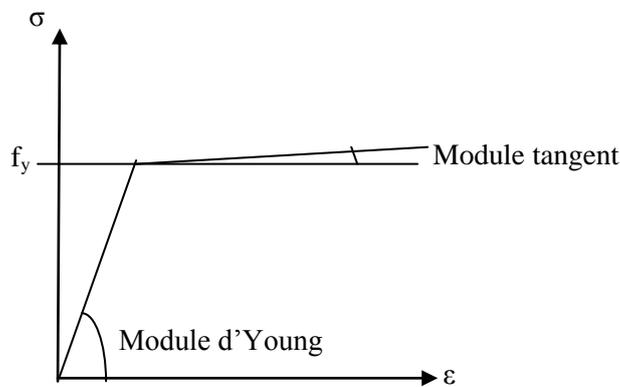
**3.4.1. Lois de comportement de l'acier**

Sous sollicitations de tension et de compression, l'acier se comportera linéairement et élastiquement jusqu'aux premières plastifications. Ensuite, il se déformera d'une manière parfaitement plastique jusqu'à apparition des contraintes d'écrouissage. Ce comportement est présenté sur le diagramme de la figure 3.11.



☞ *Figure 3.11.* Loi de comportement de l'acier

D'où le tracé de l'idéalisation du comportement de l'acier tel qu'il est supposé pour le dimensionnement des poutres représente une loi de type bilinéaire élastique plastique (figure 3.12) : module de Young  $E_a = 210\ 000$  MPa.



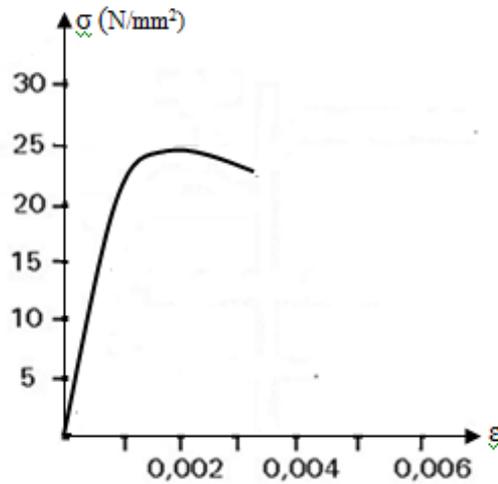
☞ *Figure 3.12.* Loi de comportement idéalisé de l'acier

**3.4.2. Lois de comportement du béton :**

Le comportement du béton est plus complexe et deux situations sont à considérer.

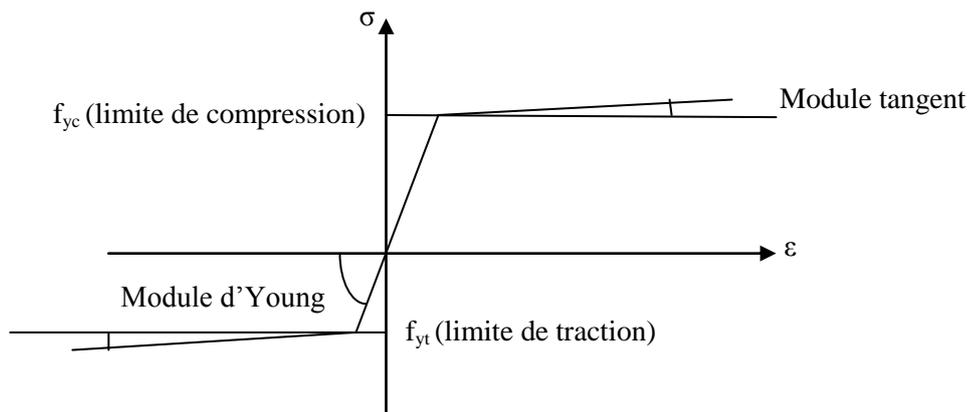
Pour le béton soumis à compression la courbe contrainte/déformation est non linéaire. Cela est représenté sur la figure 3.13. Le comportement non linéaire du matériau induit une réponse non élastique de la structure. Le béton tendu va se fissurer pour une sollicitation très

faible et l'on suppose en général dans le dimensionnement que le béton n'a pas de résistance en traction.



☞ *Figure 3.13.* Loi de comportement du béton

L'idéalisation du comportement utilisée dans le dimensionnement pour les constructions mixtes est une loi de type bilinéaire élastique plastique, avec une limite d'élasticité en traction différente de celle en compression (figure.3.14). Le module de Young  $E_b$  est pris égal aux valeurs mesurées sur un échantillon du béton utilisé. Compte tenu du fonctionnement de la poutre (dalle en compression), cette loi simplifiée constitue une approximation réaliste du comportement du béton.



☞ *Figure 3.14.* Loi de comportement idéalisé du béton

### 3.4.3. Lois de comportement des connecteurs

Les connecteurs entre une dalle et un profilé métallique jouent un triple rôle :

- Transférer les efforts de cisaillement longitudinal entre la dalle et le profilé métallique ;
- Empêcher le glissement entre la dalle et la poutre
- - Empêcher le soulèvement de la dalle;

Le calcul de la résistance des connecteurs se fait sur les tronçons de poutre entre sections de moment nul et de moment maximal, en s'appuyant sur l'effort rasant. En calcul plastique, l'effort de cisaillement longitudinal à transférer entre les points de moment nul et maximal d'une poutre mixte devrait être égal au minimum de la résistance en compression de la section en béton et de la résistance en traction de la section en acier. On parle de connexion complète lorsque la résistance totale des connecteurs satisfait cette exigence. Dans ce cas, la section mixte peut développer sa pleine résistance plastique sans ruine par cisaillement longitudinal. Dans le cas où le nombre de connecteurs est inférieur à celui requis, le moment plastique de la poutre ne peut pas atteindre sa valeur ultime : il s'agit d'une connexion partielle [4].

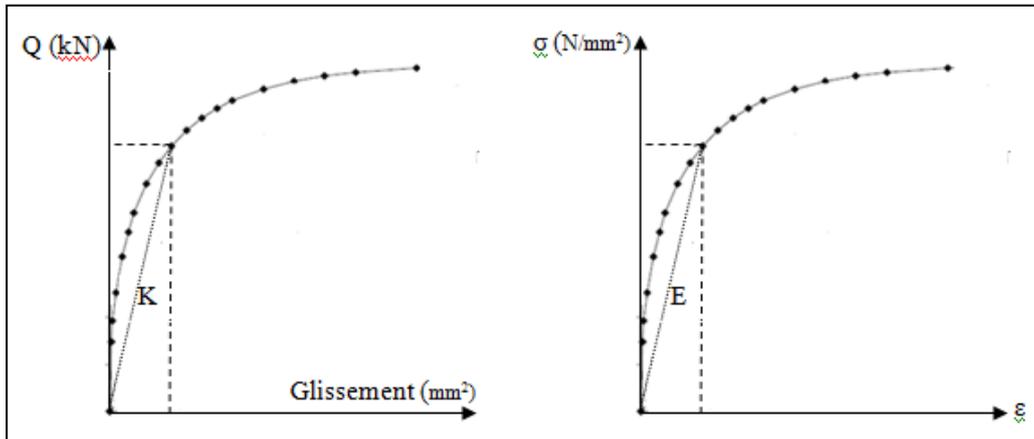
Parmi les connecteurs les plus utilisés à l'heure actuelle, on peut citer les goujons à tête, disposés en une ou plusieurs files, espacés régulièrement ou non. Les dimensions ainsi que les caractéristiques des matériaux de la poutre sont connues. Toutefois, on ne dispose pas de résultats d'essais push-out pour les connecteurs. La résistance du goujon est donc prise à partir des formules de calcul de l'Eurocode 4. Ainsi, un goujon est caractérisé par une loi force – glissement. Les recherches effectuées par Ollgaard et al. [65] propose le modèle analytique (loi exponentielle) suivant :

$$Q = Q_u(1 - e^{-0.7\gamma c})^{0.4} \quad (3.1)$$

La raideur linéaire du connecteur est estimée selon l'Eurocode4 [6] ( $k_{sc} = 0,7Q_u / \gamma$ , où  $\gamma$  est le glissement qui correspond à un effort de cisaillement  $0,7Q_u$ ).

Dans la modélisation des goujons connecteurs sur la poutre longitudinale parallèle à la sollicitation, l'équivalence est double : une raideur équivalente et une résistance ultime équivalente du goujon, déterminée en fonction du nombre de goujons modélisés par rapport à leur nombre réel. On fait l'hypothèse que les distributions de déformations dans le béton et dans la section métallique sont parallèles, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de séparation à l'interface béton acier et que les courbures sont égales dans le béton et dans le profilé. Cette hypothèse est traduite au niveau du modèle par l'imposition que les rotations des extrémités des goujons soient égales.

La modélisation équivalente d'un seul goujon est représentée par un élément de poutre (poutre d'Euler-Bernoulli) où le champ de déplacement transversal est de degré 3. La déformée d'effort tranchant n'est pas prise en compte. On établit l'équivalence entre le comportement flexionnel de l'élément poutre et le comportement force-glissement réel d'un goujon (figure 3.15).

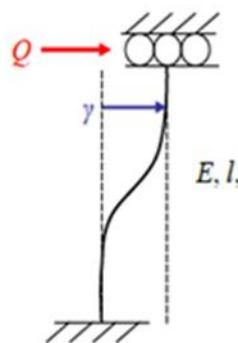


a) Loi de comportement de type force- glissement

b) Loi de comportement de type  $\sigma$ - $\epsilon$

**Figure 3.15.** Transformation des lois de comportement pour le connecteur

On impose que les rotations aux extrémités des goujons soient égales, ce qui revient à étudier la poutre « bi-encastée » à appui dénivelé (Figure 3.16).



**Figure 3.16.** Modélisation des goujons connecteurs

En partant de la loi force-glissement, le goujon est représenté par une poutre en flexion avec un matériau fictif dont les caractéristiques sont déterminées pour obtenir la même réponse que le goujon.

Le calcul théorique du glissement  $\gamma$  (déformée flexionnelle uniquement) et le moment maximal à l'encastrement sont donnés par :

$$\gamma = \frac{L^3}{12EI} Q \quad (3.2)$$

$$M = \frac{QL}{2} \quad (3.3)$$

Et

On connaît la raideur  $K_{goujon}$  ainsi que sa résistance  $Q_u$  ( $P_{Rd}$ ). On assure l'équivalence en imposant un module de Young  $E_{goujon}$  ainsi qu'une limite élastique  $f_{ygoujon}$  tels que

$$K_{goujon} = \frac{Q}{\gamma} = \frac{12EI}{L^3} \quad (3.4)$$

$$E_{goujon} = \frac{K_{goujon} \cdot L^3}{12I} \quad (3.5)$$

$$f_{ygoujon} = \frac{M_{max}}{\frac{I}{V}} = \frac{Q_u \cdot L}{2 \frac{I}{V}} \quad (3.6)$$

Pour le cas de la modélisation équivalente d'un groupe de goujons, on ne cherche pas à modéliser chaque goujon à son emplacement réel.

On s'assure qu'un ensemble de goujons disposés sur une certaine longueur ait un comportement global équivalent au groupe de goujons réels disposés de manière uniforme sur cette même longueur. On veut la même raideur de connexion (raideur par mètre) et la même résistance "par mètre" par tronçon.

Soit un tronçon d'une longueur  $l$  (m) avec des goujons espacés de  $x_i$  (cm), on a  $n_{réel}$  goujons. Si la modélisation n'en modélise que  $n_{modèle}$ , on doit modifier les raideurs et résistances de telle manière que la raideur de connexion et la résistance totale soient équivalentes à celles dans la poutre réelle.

Les formules à appliquer sont :

$$K_{goujon}^{mdèle} = \frac{n_{réel}}{n_{modèle}} K_{goujon}^{réel} \quad (3.7)$$

$$Q_u^{mdèle} = \frac{n_{réel}}{n_{modèle}} Q_u^{réel} \quad (3.8)$$

Où  $n$  est le nombre de goujons.

Cette technique suppose que les goujons d'un groupe sont tous sollicités de manière égale au même moment, ce qui n'est pas le cas. Cependant, la méthode est globalement bonne et l'on estime que c'est suffisant en comparaison des difficultés énormes qu'engendrerait la modélisation individuelle de chaque goujon, surtout dans le cadre d'une étude paramétrique [53].

Pour le cas de la modélisation des goujons connecteurs sur la poutre transversale perpendiculaire à la sollicitation, aucune étude n'existe sur le comportement des goujons situés sur une poutre transversale et sollicités perpendiculairement à la poutre. On n'a à priori aucune raison d'imposer des rotations égales aux extrémités des goujons ainsi que les mêmes lois de comportement que les goujons de la poutre longitudinale.

A défaut de données scientifiques sur le comportement des goujons situés sur la poutre transversale et sollicités perpendiculairement à la poutre, on impose les mêmes lois de comportement que celles des goujons de la poutre longitudinale sans imposer l'égalité des rotations aux extrémités des goujons.

### 3.5. Modélisation de base résultante

Pour développer le modèle MEF en 3D de la poutre mixte cellulaire utilisée dans notre étude non linéaire, nous assemblons les modèles partiels décrits ci-dessus.

Le maillage du modèle MEF utilisé est présenté sur la figure suivante :

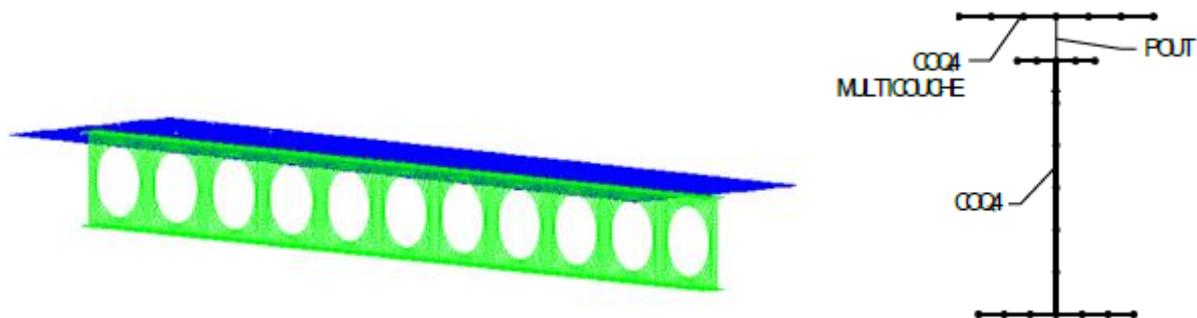


Figure 3.17. Maillage et schéma de la section du modèle numérique utilisé

Le maillage des coques est réalisé dans le plan moyen du profilé métallique et de la dalle. La dalle est divisée en cinq couches. Les éléments de connexion sont définis entre les nœuds adjacents de la dalle et de la poutre métallique.

### 3.6. Conditions aux limites et chargement mécanique

Les appuis sont représentés par des conditions aux limites sur toute la largeur de la semelle.

L'appui simple des poutres est modélisé en bloquant les déplacements verticaux de la semelle inférieure en acier à la section correspondante. Par ailleurs, pour éviter un déversement de la poutre, un maintien latéral « continu » est appliqué le long de la jonction âme – semelle (supérieure et inférieure) en bloquant les déplacements latéraux au droit de chaque montant.

Les efforts ponctuels sont introduits dans les nœuds de la structure et le chargement du modèle est réalisé par un déplacement imposé à mi-portée de la poutre, ce qui évite les perturbations de répartitions d'efforts dans la dalle. Le calcul élasto-plastique s'effectue par la procédure incrémentale PAS A PAS de Cast3M [7].

En général, la symétrie de la géométrie, et des conditions de chargement mécanique, nous permet de représenter seulement la moitié d'une poutre. Les conditions aux limites doivent être appliquées aux nœuds du plan de symétrie, situé à mi-portée :

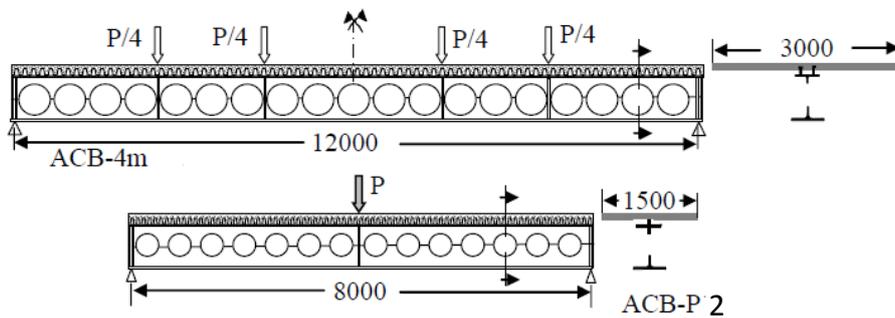
- Blocage des déplacements longitudinaux ;
- Blocage des rotations autour des deux axes de la section de mi-portée.

En vue de mener des calculs en non linéarité géométrique (grands déplacements) pour prédire le flambement du montant d'âme de la poutre, une imperfection géométrique initiale ayant la forme du 1<sup>er</sup> mode de flambement sera introduite pour la poutre lors des simulations numériques.

### 3.7. Validation du modèle numérique

Afin de nous assurer du bon fonctionnement de ce modèle, nous l'appliquons à des cas de poutres cellulaires mixtes testées expérimentalement ou numériquement [46].

Dans ce contexte, nous avons étudié le comportement non-linéaire en présentant les résultats de calcul de deux poutres cellulaires mixtes différentes avec bacs collaborant, la première poutre de 8m de portée dénommée P2 testée expérimentalement et la deuxième poutre de grande portée (12 m) dénommée 4m testée expérimentalement et numériquement [46], en les comparant à ceux obtenus avec le programme Cast3m.



☞ **Figure 3.18.** Poutres ajourées mixtes testées expérimentalement[46].

Dans les 2 poutres, le bac collaborant de la dalle mixte, perpendiculaire à la poutre en acier, est de type Cofraplus 60, soit une longueur d’onde de 207 mm, et une hauteur de nervures  $h_p$  de 58 mm.

Le ferrailage est constitué d’un treillis P385R S500. Les (autres) caractéristiques géométriques et mécaniques sont données aux Tableaux 3.4 et 3.5 respectivement.

La résistance nominale ultime à la traction de l’acier des goujons est de  $f_u = 450$  MPa, ce qui nous permet de déterminer leur résistance de calcul  $Q_u = P_{Rd}$ , en considérant une plaque nervurée perpendiculaire au profilé.

Poutre	P2	4m
Té-Sup	IPE 300 S235	IPE 500 S460
Té-inf	HEA 400 S235	IPE 500 S460
$d_0$	345	550
W	130	75
W/ $d_0$	0.38	0,14
$t_{wi}/t_{ws}$	1.55	1
$A_{fi}/A_{fs}$	3.55	1
Portée	7866	12000
Largeur dalle	1500	3000
Epaisseur dalle/bac	130/58	140/58
Connexion $n_r d_c/h_c$ /Nonde	1x22/125/1	2x19/125/1

☞ **Tableau 3.4.** Caractéristiques géométriques des poutres cellulaires mixtes testées

Poutre		P2	4m
Membrure Supérieure	$f_{ay, f}$ (MPa)	298	525
	$f_{ay, w}$ (MPa)	312	413
Membrure Inférieure	$f_{ay, f}$ (MPa)	307	525
	$f_{ay, w}$ (MPa)	357	413
Dalle	$f_{ck}$ (MPa)	28.4	46
	$E_b$ (GPa)	34	38.3
Goujons	$Q_u$ (kN)	82,1	98

Tableau 3.5. Caractéristiques mécaniques des poutres cellulaires mixtes testées

Les courbes charge- flèche à mi portée obtenues par Cast3m et par les essais expérimentaux et/ou numérique [46] respectivement sont données aux deux figures (3.19 et 3.20) ci-dessous.

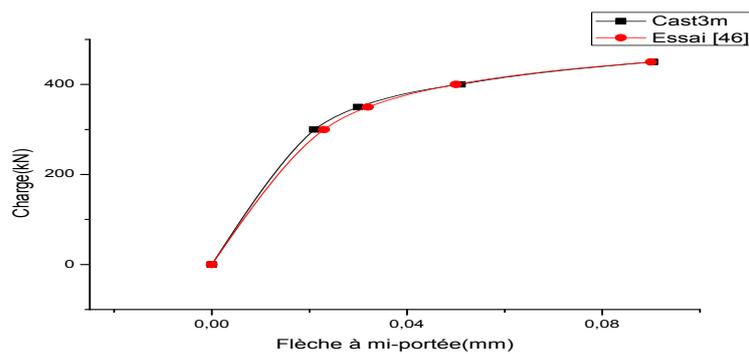


Figure 3.19. Courbe charge – flèche à mi-portée de P2

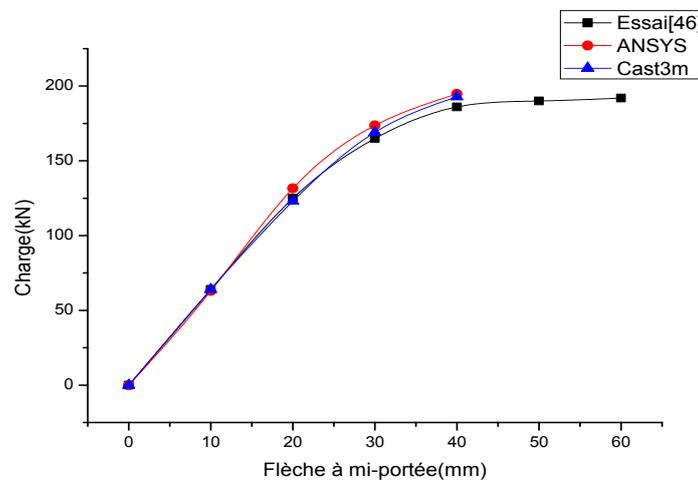


Figure 3.20. Courbe charge – flèche à mi-portée de (4m)

D'après ces courbes de comportement, il est à constater que les comparaisons montrent la bonne concordance entre les résultats expérimentaux [46] et les calculs numériques.

### **3.8. Conclusion**

Les modèles éléments finis que nous venons d'appliquer à des cas simples (acier seul, béton) montrent des résultats cohérents du point de vue de valeurs calculées. Le modèle de connexion formulé avec des poutres courtes permet de représenter le comportement d'une connexion sollicitée par des efforts de cisaillement.

Ce modèle permet de respecter les hypothèses habituelles relatives aux poutres cellulaires mixtes telles que la compatibilité des déplacements verticaux et des rotations entre l'acier et le béton.

Finalement, au travers de ces différentes comparaisons entre les résultats expérimentaux et numériques il ressort que le modèle MEF fournit des résultats fiables. Ce modèle va donc servir d'outil numérique pour étudier des poutres cellulaires mixtes en flexion positive. Toutefois, lors de ces applications, nous nous sommes contentés d'étudier le comportement de poutres isolées. A cet effet des applications sont menées en vue d'une analyse numérique non linéaire des poutres mixtes cellulaires sur appuis simples dans le chapitre suivant.

---

*Chapitre – 4 –*

*Charges ultimes et modes de ruines associées*

---

#### 4.1 Introduction

Un modèle numérique non linéaire a été défini et validé dans le chapitre précédent par une comparaison avec des résultats expérimentaux et numériques. Ce modèle va nous permettre d'étudier le comportement des poutres cellulaires mixtes à l'état ultime.

La présence des ouvertures provoque l'apparition de modes de ruine au type de poutre cellulaires qui sont la flexion globale, le diversement, la formation de rotule par flexion Vierendeel et l'instabilité locale du montant intermédiaire (voir Figures 4.1 et 4.2).



*Flexion d'une poutre cellulaire [57]*



*Diversement d'une poutre cellulaire [21]*

☞ *Figure 4.1. Modes de ruine globales*



*Effet « Vierendeel » [1]*



*Flambement du montant d'âme [21]*

☞ *Figure 4.2. Modes de ruine locales*

Dans ce contexte une étude a été présentée en estimant les charges ultimes et modes de ruine associés des poutres cellulaires mixtes.

## 4.2. Résistance globale

### 4.2.1. Résistance globale à la flexion

Dans ce paragraphe, Nous avons étudié la résistance globale, en estimant la charge ultime des poutres cellulaires mixtes par rapport à celle des poutres mixtes à âmes pleines de profilés différents (IPE400, IPE500 et IPE600) sous l'effet d'un déplacement imposé à mi portée.

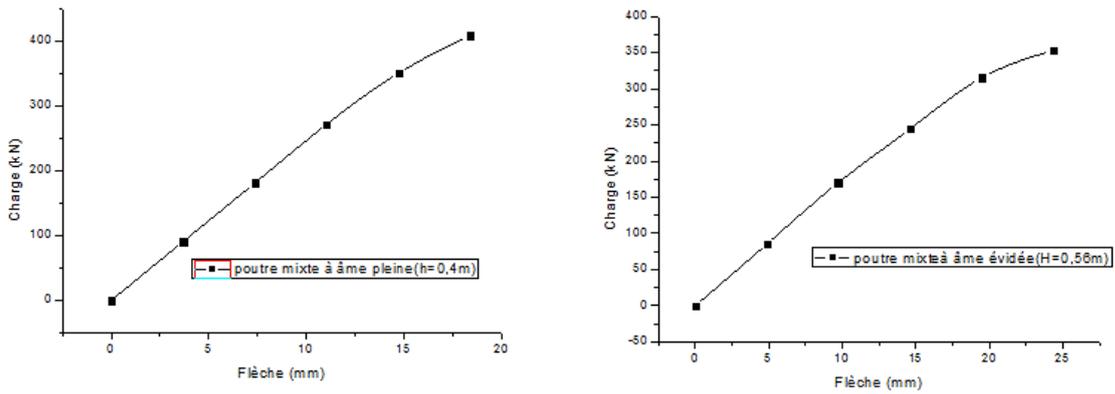
Les hauteurs des poutres cellulaires après découpage correspondantes aux poutres mixtes à âmes pleines étant égales à 560 mm, 700 mm et 840 mm respectivement.

Les caractéristiques mécaniques du béton, de la poutre en acier et des goujons utilisées dans cette étude sont données dans le Tableau 4.1.

Béton	Résistance en compression	40 MPa
	Résistance en traction	4 MPa
	Module d'élasticité	37620 MPa
	Coefficient de Poisson	0.
Poutre en Acier	Limite d'élasticité	355 MPa
	Module de Young	210000 MPa
	Coefficient de Poisson	0.3
goujon	Limite d'élasticité	450 MPa
	Module de Young	210000 MPa
	Coefficient de Poisson	0.3

**Tableau 4.1.** Propriétés du matériau de base des poutres mixtes considérées

Afin de déterminer la charge ultime, nous avons étudié l'évolution de la charge en fonction de la flèche d'une poutre mixte (avec 9 ouvertures et sans évidement) telle qu'elle est représentée dans la figure 4.3 pour le cas d'un IPE400 correspondant au rapport ( $L/h = 15$ ), où la hauteur  $h$  correspond à la hauteur totale ( $H$ ) de la section cellulaire en I.

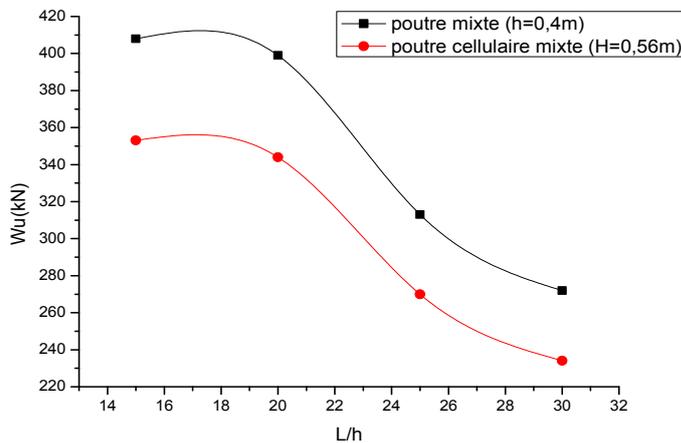


☞ **Figure 4.3.** Evolution charges-flèche correspondant au rapport ( $L/h = 15$ ).

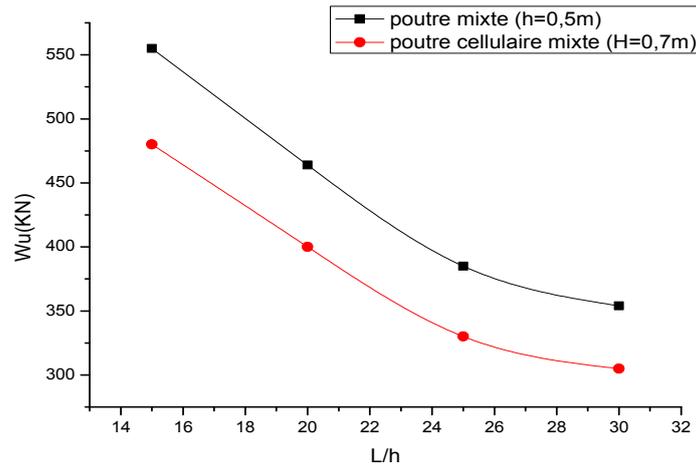
D’après les deux graphes de la figure 4.3, la valeur de la charge ultime est égale à 408kN pour le cas de la poutre mixte sans évidement, alors qu'elle est égale à 353kN pour le cas de la même poutre mixte avec évidement d’âme (poutre cellulaire mixte).

De façon similaire nous avons déterminé pour chaque rapport ( $L/h$ ) les autres charges ultimes appropriées.

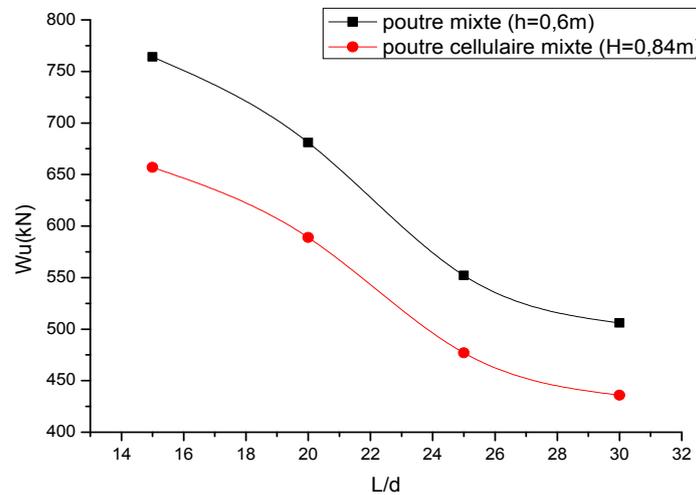
Les figures 4.4, 4.5 et 4.6 montrent les valeurs obtenus de la charge ultime ( $W_u$ ) en fonction des hauteurs croissantes ( $L/h$ ) des IPE.



☞ **Figure 4.4.** Charges ultimes des poutres mixtes fabriquées en IPE400



☞ *Figure 4.5.* Charges ultimes des poutres mixtes fabriquées en IPE500



☞ *Figure 4.6.* Charges ultimes des poutres mixtes fabriquées en IPE600

D’après les graphes des figures (4.4, 4.5 et 4.6) ci-dessus, il est à constater que la charge ultime des poutres cellulaires mixtes peut être estimée en multipliant d’environ 86% celle obtenue avec des poutres mixtes simples.

#### 4.2.2 Résistance globale au diversement

Dans ce paragraphe, une poutre cellulaire mixte avec quatorze ouvertures a été étudiée afin d’estimer la capacité portante ultime et prédire le mode de ruine associé en occurrence le diversement.

Les mesures numériques prises sur ce spécimen représentent l’évolution : charge-déplacement latéral (la flèche latérale) au niveau de la partie médiane de la semelle supérieure et les charges-déplacements verticaux aux niveaux des semelles supérieure et inférieure respectivement (figures 4.7)

Dans ce cas, la poutre est simplement appuyée, soumise à des déplacements imposés au niveau de la mi-portée, ainsi elle est dépourvue du maintien latéral afin de se permettre de déplacer librement dans le sens latéral.

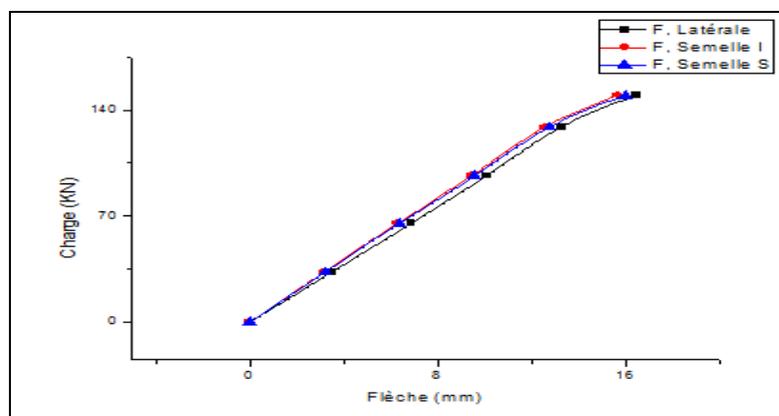
La symétrie de la géométrie, et des conditions de chargement mécanique, nous permet de représenter seulement la moitié de la poutre.

Les caractéristiques géométriques et mécaniques des poutres étudiées sont données dans le tableau 4.2.

Spécimens	PCM1
H (mm)	355.6
b <sub>f</sub> (mm)	106
t <sub>f</sub> (mm)	13.1
t <sub>w</sub> (mm)	8.7
d <sub>0</sub> (mm)	251
e (mm)	345
w (mm)	94
Portée (m)	4.83
épaisseur dalle/bac (mm)	120/58
largeur de la dalle (mm)	1207.5
Connexion n <sub>c</sub> d <sub>c</sub> /h <sub>c</sub> *	1x19/50
Limite d'élasticité du profilé (MPa)	390
Résistance à la compression(MPa)	46
Limite d'élasticité du goujon (MPa)	450

) \* nombre de goujons par filet, diamètre du goujon/hauteur du goujon

☞ **Tableau 4.2.** Caractéristiques géométriques et mécaniques des poutres mixtes considérées



☞ **Figur4.7.** Charges – flèche de la poutre mixte

Selon les deux graphes ci-dessus, les résultats obtenus à partir du test numérique montrent évidemment que la flèche latérale au niveau de la semelle supérieure dans la partie médiane de la poutre est de même ordre de valeur (elle pourrait être même très élevée) en comparaison avec les déplacements verticaux de la poutre. Ceci signifie que le mode de ruine développé sur cette poutre s’agit d’un déversement en raison d’un manque de support latéral. Ces résultats sont illustrés d’une manière explicite en fonction de la charge ultime dans le tableau 4.3

Spécimen (PCM)	Test
Charge ultime (kN)	149.63
Flèche (mm) Semelle supérieure	16.00
Flèche (mm) Semelle inférieure	15.71
Flèche (mm) Latérale	16.5
Type de ruine	Déversement

☞ **Tableau 4.3.** Capacité portante ultime et mode de ruine du spécimen

D’après les valeurs du tableau 4.3, on constate que pour le cas de déversement les flèches verticales aux niveaux des semelles supérieure et inférieure ont été mesurées de 16 mm et 15.71 mm respectivement alors que la mesure de la flèche latérale est de 16.5 mm. Ces résultats se sont produits en raison de l’instabilité latérale de la poutre cellulaire mixte. Il est également observé que le déversement de cette poutre s’est produit sous l’effet d’un chargement appliqué de valeur 149.63 kN.

### 4.3 Résistance locale

L’objectif de cette étude est de prédire le comportement de ruine de deux configurations des poutres cellulaires, l’une comportant un nombre impair d’ouverture (9 ouvertures) et l’autre comportant un nombre pair d’ouverture (8 ouvertures), sous l’effet d’un chargement transversal. A cet effet trois analyses non-linéaires ont été effectuées ; la première sur la plastification locale par effet Vierendeel, la deuxième sur l’influence des nombre de

connecteurs à l'ouverture sur la plastification locale par effet Vierendeel et la troisième traitera le flambement d'âme.

Il est à noter que le chargement du modèle est réalisé par un déplacement imposé à mi-portée des poutres.

Les caractéristiques géométriques et mécaniques des poutres étudiées sont données dans le tableau 4.4.

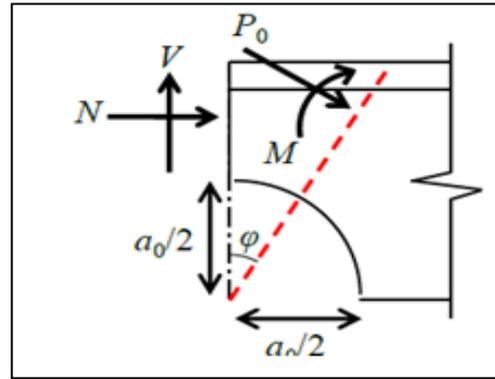
Spécimens	PCM (8ouvertures)	PCM (9ouvertures)
H (mm)	560	
$b_f$ (mm)	180	
$t_f$ (mm)	13.5	
$t_w$ (mm)	8.6	
$d_0$ (mm)	420	
w (mm)	225	
Portée (m)	5.16	5.805
largeur de la dalle (mm)	1290	1451.25
épaisseur dalle/bac (mm)	120/58	
Connexion $n_c d_c / h_c$ *	1x19/100	
Limite d'élasticité du profilé (MPa)	413	
Résistance à la compression (MPa)	46	
Limite d'élasticité du goujon (MPa)	450	

\*) nombre de goujons par filet, diamètre du goujon/hauteur du goujon

☞ **Tableau 4.4.** Caractéristiques géométriques et mécaniques des poutres mixtes étudiées

#### 4.3.1. Plastification locale par effet Vierendeel

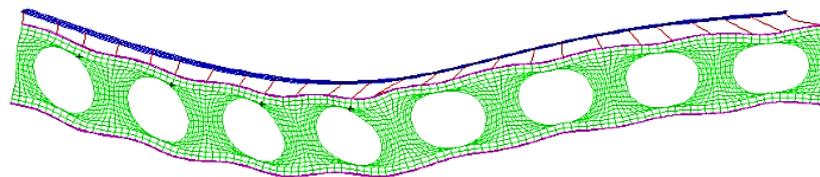
Le mécanisme « Vierendeel » est toujours critique dans la section la plus sollicitée au niveau de l'ouverture où le développement d'une rotule plastique est entraîné par ces sollicitations. Cette section critique est localisée au niveau des Tés inclinés d'un angle  $\emptyset$  ( $15^\circ < \emptyset < 25^\circ$ ) [55] par rapport à l'axe vertical de l'ouverture (figure 4.8).



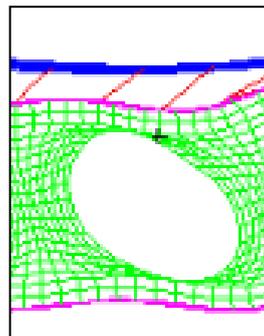
☞ **Figure4.8.** Section critique en flexion Vierendeel

Dans ce contexte, nous avons étudié le comportement de ruine à savoir la plastification locale par effet Vierendeel (figure4.8) des deux configurations de poutres comportant deux goujons dans l'emprise de l'ouverture en interprétant les courbes de l'évolution charge-déplacement.

Les graphes des figures ci-dessous représentent la variation de la charge en fonction du déplacement (figures 4.10 et 4.11) au niveau d'un Té inclinés d'un angle  $\phi = 20^\circ$



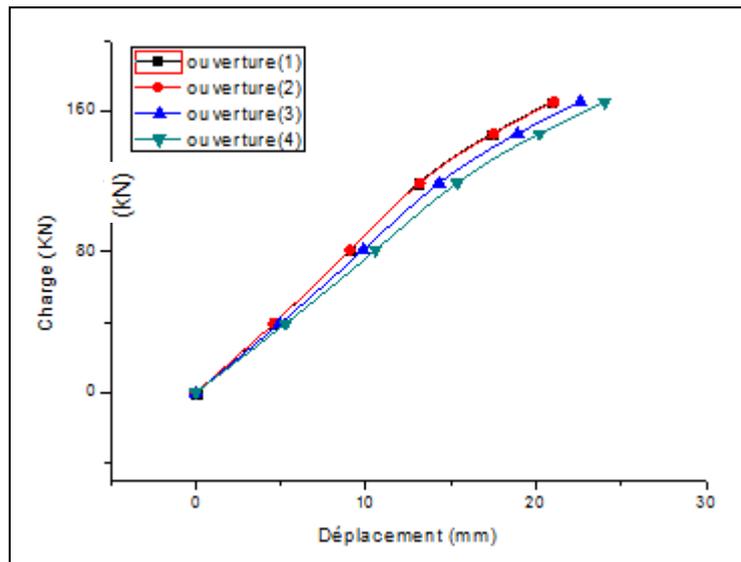
a- mécanisme « Vierendeel » au niveau des ouvertures



b- Rotule plastique au niveau de l'ouverture n°4

☞ **Figure4.9.** Rotule plastique dans la membrure supérieure de la poutre

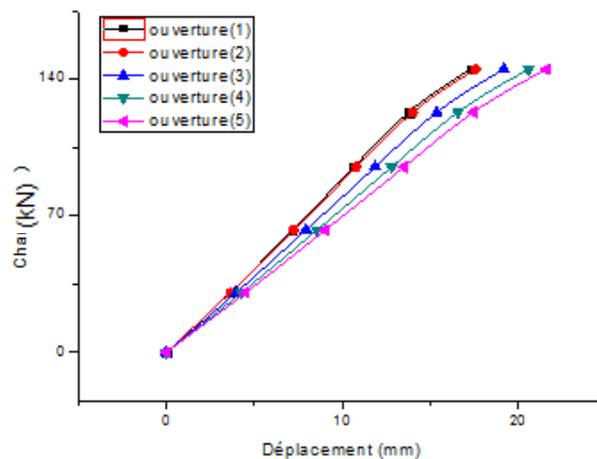
Cas de la poutre cellulaire mixte comportant 8 ouvertures



☞ *Figure 4.10.* Comportement charge-déplacement au niveau des ouvertures

D’après les résultats obtenus des courbes de la figure représentée ci-dessus, il est à remarquer pour le cas de la poutre avec un nombre pair d’ouvertures (8 ouvertures) que, le déplacement de la section critique augmente au niveau d’une ouverture à un autre vers celle qui se trouve à mi-portée de la poutre.

▀ **Cas de la poutre cellulaire mixte comportant 9 ouvertures**



☞ *Figure 4.11.* Comportement charge-déplacement au niveau des ouvertures

De même pour le cas de la poutre avec un nombre impair d’ouvertures (9 ouvertures), il est à remarquer d’après les résultats des courbes de la figure représentée ci-dessus que, le déplacement de la section critique augmente au niveau d’une ouverture à une autre vers celle à mi-portée de la poutre. C'est-à-dire que l’effet Vierendeel est plus marquant dans la section critique de l’ouverture qui se trouve vers la mi-portée de la poutre.

Pour une meilleure analyse, et afin de confirmer localisation de la section critique ( $\emptyset$  variant entre  $15^\circ$  et  $25^\circ$ ) au niveau de laquelle l'effet Vierendeel est marquant, une comparaison a été faite pour trois valeurs d'angle d'inclinaison du Té ( $\emptyset = 16^\circ$ ;  $\emptyset = 20^\circ$  et  $\emptyset = 24^\circ$ ) pour les deux configurations des poutres cellulaires mixtes étudiées précédemment sous l'effet d'un chargement progressif (voir tableau 4.5).

Poutres	charge ultime (kN)	Angle d'inclinaison ( $\emptyset$ )		
		$16^\circ$	$20^\circ$	$24^\circ$
Poutre avec 8 ouvertures	165	24.0	24.1	24.0
Poutre avec 9 ouvertures	145	21.45	21.5	21.45

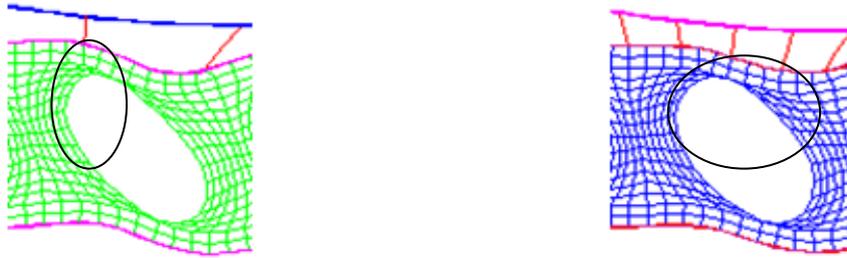
☞ **Tableau 4.5.** Valeurs de la flèche pour différentes sections critiques

D'après les valeurs obtenues dans le tableau 4.5, on remarque que pour les deux configurations des poutres cellulaires mixtes, au niveau de la section critique localisée pour des valeurs d'angle d'inclinaison  $\emptyset$  ( $15^\circ < \emptyset < 25^\circ$ ), la résistance au cisaillement est de 165 kN pour le cas où le nombre d'ouvertures est pair et elle est de 145 kN pour le cas où le nombre d'ouvertures est impair ; cela veut dire que les poutres sans ouverture à mi portée sont plus résistantes que celles avec ouverture à mi portée.

#### 4.3.2 Influence du nombre de connecteurs à l'ouverture sur l'effet Vierendeel

Dans cette section nous avons étudié la plastification locale par effet **vierendeel** due à l'influence d'un certain nombre de connecteurs dans l'emprise de l'ouverture (figure 4.12) des deux configurations des poutres cellulaires mixtes précédentes.

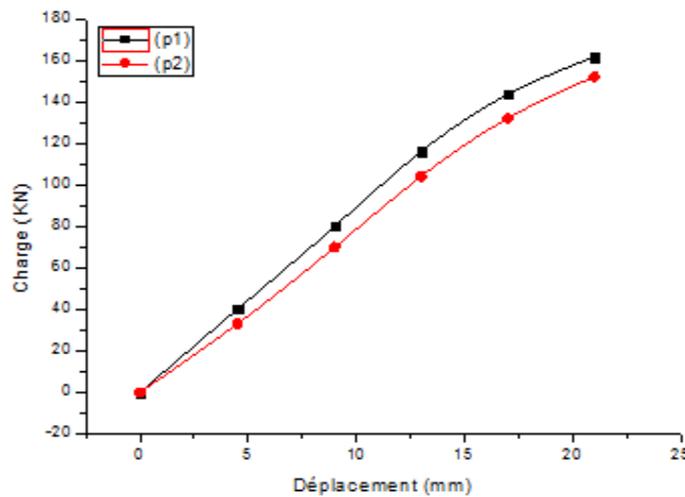
Les deux configurations des poutres ont les mêmes caractéristiques géométriques et propriétés physiques mais avec un nombre de connecteurs différent dans l'emprise de l'ouverture. Une comparaison a été faite entre les poutres (p1) comportant un seul goujon dans l'emprise de l'ouverture et les poutres (p2) comportant trois goujons dans l'emprise de l'ouverture (voir figures et 4.14).



a-Ouverture n°4 des poutres p1

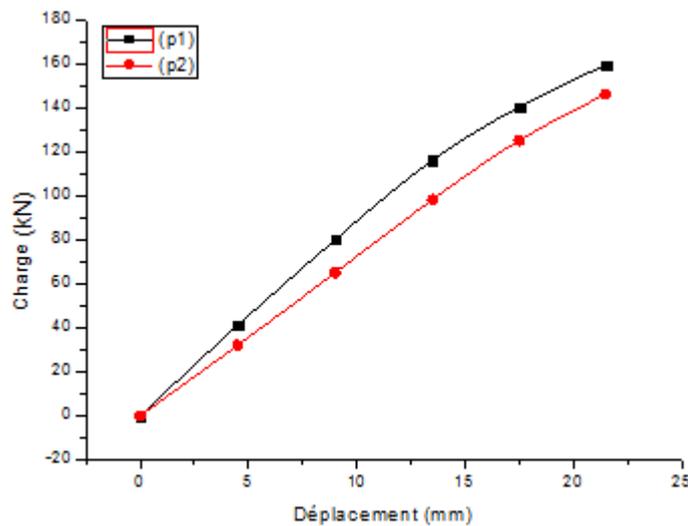
b- Ouverture n°4 des poutres p2

☞ *Figure 4.12.* Rotule plastique dans la membrure supérieure de la poutre



☞ *Figure 4.13.* Comportement charge-déplacement «poutre avec 8 ouvertures»

Selon la figure 4.13, on remarque que, pour la poutre (p1) l'effet **Vierendeel** s'est produit sous un chargement ultime de valeurs 161 kN, alors que Pour la poutre (p2), l'effet **Vierendeel** s'est produit sous un chargement ultime de valeurs 152 kN.



☞ *Figure 4.14.* Comportement charge-déplacement «poutre avec 9 ouvertures»

Selon la figure 4.14, on remarque que, pour la poutre (p1) l'effet **Vierendeel** s'est produit sous un chargement ultime de valeurs 159.5 kN, alors que Pour la poutre (p2), l'effet **Vierendeel** s'est produit sous un chargement ultime de valeurs 147 kN.

En résumé, nous remarquons d'après les résultats obtenus selon les deux graphes des figures ci-dessus (figures 4.13 et 4.14), que la résistance à la flexion **Vierendeel** des poutres (p1) est plus grande que celle des poutres (p2); l'écart de différence entre les deux résultats de résistance à la flexion **Vierendeel**, signifie qu'une influence du nombre d'ouvertures a eu lieu par l'effet de la présence des trois goujons dans l'emprise de l'ouverture.

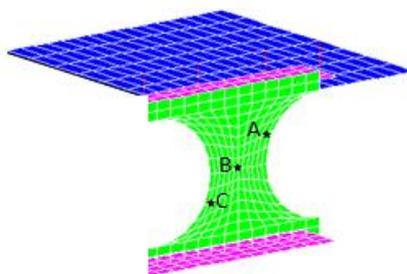
### 4.3.3. Flambement du montant d'âme

Sous l'effet du cisaillement longitudinal et de la flexion locale induite, la partie entre deux ouvertures, appelée «montant», risque d'être instable et de subir des déformations hors plan. Cette instabilité s'apparente surtout à un phénomène de voilement local et/ou de déversement local, mais l'usage, qui sera respecté ici, veut que l'on parle globalement de «flambement» du montant.

Dans ce contexte, une étude a été faite afin de prédire le comportement de ruine à savoir le flambement des montants de deux configurations des poutres cellulaires mixtes précédentes en interprétant les courbes de l'évolution charge- déplacement hors-plan.

Les graphes des figures ci-dessous (figure 4.18) représentent la variation de la charge en fonction du déplacement hors-plan (flambement des montants) au niveau du troisième montant.

Les déplacements hors-plan sont représentées graphiquement au niveau des endroits suivants: les parties supérieure (point A), au milieu (point B), et inférieure (point C) du montant d'âme (figure 4.15). Les emplacements des points indiqués dans les graphiques sont identifiés sur le modèle de la poutre associée.



**Figure 4.15.** Emplacements des points indiqués dans les graphiques

Les parties supérieure (point A) et inférieure (point C) représentent les points (section critique) de déformation maximale hors plan [1], ces points sont situés à une distance approximative de la ligne de soudure des membrures (figure 4.15); cette distance ( $d_w$ ) repérant la section critique en fonction des caractéristiques géométriques de l'ouverture, elle est donnée par l'expression suivante :

$$d_w = \frac{a_0}{2} \sqrt{\frac{\sqrt{\alpha^4 + 8\alpha^2 - \alpha^2 - 2}}{2}}$$

$$1.08 < \alpha = e/a_0 < 1.75$$

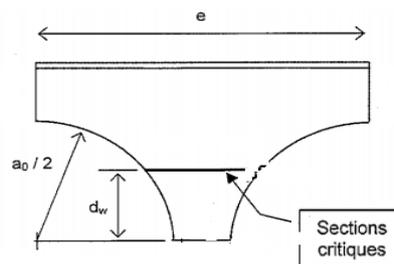


Figure 4.16. Section critique dans un montant d'âme

Le flambement d'âme obtenu avec Cast3M est visualisé par la figure suivante :

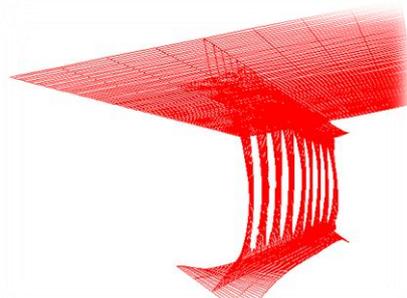


Figure 4.17. Flambement au niveau de l'âme de la poutre obtenu avec Cast3M

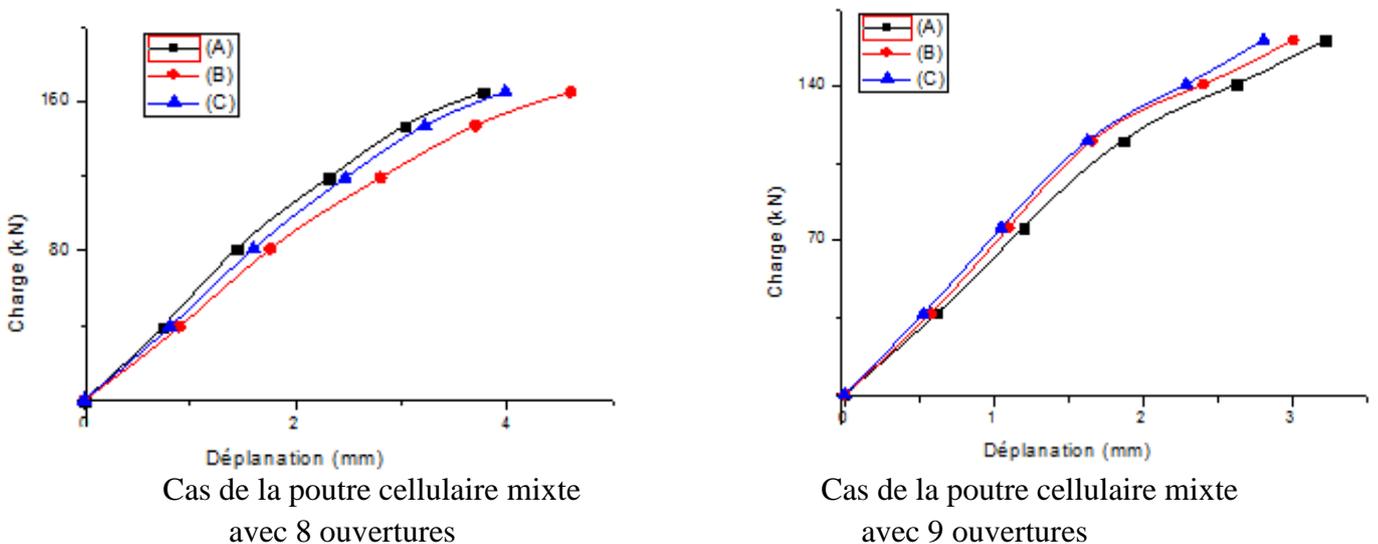


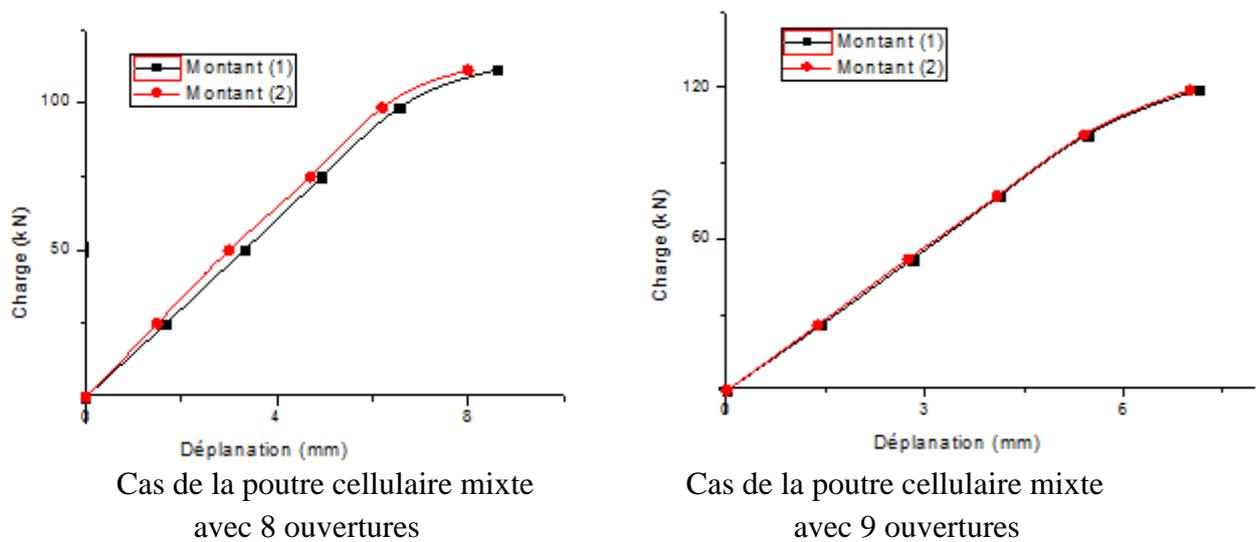
Figure 4.18. Charge-déplacement hors-plan au niveau du troisième montant

D’après les graphes représentés de la figure 4.18, il est à constater que les déplacements hors-plan au niveau des points (A, B et C) du troisième montant sont presque de même ordre de grandeur.

Il est également à observer que le flambement des montants d’âme, s’est produit sous l’effet d’un chargement ultime d’une valeur égale à 165 kN pour le cas de la poutre cellulaire mixte avec 8 ouvertures et d’une valeur égale à 161 kN pour le cas de la poutre cellulaire mixte avec 9 ouvertures.

Pour une meilleure analyse, nous avons fait une étude sur le flambement d’âme au niveau du point (B) dans le premier et le deuxième montant des deux configurations des poutres cellulaires mixtes mais avec une largeur du montant d’âme ( $w$ ) égale à 0.1m (figure 4.19), en suite nous avons comparé la valeur de la charge ultime trouvée avec celle obtenue précédemment pour le cas ( $w = 0.225$ ).

Les mesures de comparaison entre les valeurs de la charge ultime sont données dans le tableau 4.6.



☞ **Figure 4.19.** Comportement charge-déplacement hors-plan (point B)

Selon les graphes représentés ci-dessus (figure 4.19), il est à constater pour les poutres cellulaires mixtes comportant 8 ouvertures, le flambement d’âme se produit sous l’effet d’une charge ultime de valeur égale à 111kN, tandis que pour les poutres cellulaires mixtes comportant 9 ouvertures, le flambement d’âme se produit sous l’effet d’une charge ultime de valeur égale à 119kN.

Largeur du montant d'âme w (mm)	Poutre Cellulaire Mixte avec 8 ouvertures) (kN)	Poutre Cellulaire Mixte avec 9 ouvertures) (kN)
100	111	119
225	165	161

☞ **Tableau 4.6.** Valeurs de la charge ultime pour différentes largeurs du montant

D'après les valeurs de la charge ultime obtenues dans le tableau 4.6, nous remarquons que pour le cas des poutres cellulaires mixtes de largeurs du montant d'âme étroites ; la charge ultime est plus significative que celle pour le cas des poutres cellulaires mixtes de largeurs du montant d'âme larges.

#### 4.3.4. Résultats récapitulatifs sur la charge ultime et mode de ruine

Dans ce paragraphe, nous allons présenter les valeurs de la charge ultime pour chaque mode de ruine (voir tableaux 4.7 et 4.8) des poutres cellulaires mixtes étudiées précédemment.

Mode de ruine	Charge Ultime (kN)			Déplacement (mm)		
	Ouv.1	Ouv.2	Ouv.4	Ouv.1	Ouv.2	Ouv.4
effet Vierendeel	165	165	165	20.91	21.02	24.02
flambement des montants d'âme	Point A	Point B	Point C	Point A	Point B	Point C
	165	165	165	3.77	4.6	3.98

☞ **Tableau 4.7.** Charge ultime et mode de ruine de poutre cellulaire mixte (8 ouvertures)

D'après les valeurs du tableau 4.7, il à constater que pour le cas des poutres cellulaires mixtes avec un élancement du montant ( $\alpha = 1.54$ ), les valeurs de la charge ultime qui se produisent par l'effet Vierendeel sont de même ordre de grandeurs que celles qui se produisent par le flambement d'âme, donc il s'agit d'un mode associe (flexion Vierendeel plus flambement d'âme).

Mode de ruine	Charge Ultime (kN)			Déplacement (mm)		
	Ouv.1	Ouv.2	Ouv.4	Ouv.1	Ouv.2	Ouv.5
effet Vierendeel	145	145	145	17.29	17.57	21.58
flambement des montants d'âme	Point A	Point B	Point C	Point A	Point B	Point C
	161	161	161	4.35	4.23	3.92

☞ **Tableau 4.8.** Charge ultime et mode de ruine de poutre cellulaire mixte (9 ouvertures)

D'après les valeurs du tableau 4.8, il à constater que, les valeurs de la charge ultime qui se produisent par l'effet Vierendeel sont plus petites que celles qui se produisent par flambement d'âme, ceci signifie que la plastification locale par effet vierendeel au niveau de l'ouverture est le mode dominant par rapport au flambement des montants d'âme.

#### 4.4. Conclusion

Dans ce chapitre, une analyse numérique non linéaire a été menée afin de prédire le comportement à l'état élasto-plastique des poutres cellulaires mixtes.

Cette analyse numérique montre l'application possible du modèle MEF 3D à l'étude du comportement non linéaire, ainsi elle permet de représenter l'influence de l'ouverture sur le comportement global de la poutre cellulaire mixte en étudiant la capacité portante ultime et prédire les différents modes de ruine.

---

## *Conclusion générale*

---

## Conclusion générale

Les objectifs principaux de notre travail étaient, d'une part d'élaborer un modèle numérique simple et fiable pour l'étude du comportement des poutres cellulaires mixtes sous l'effet d'un chargement transversal et d'autre part de mener une analyse numérique dans le domaine non linéaire pour prédire la charge ultime ainsi le mode de rupture associé.

Le modèle numérique basé sur le logiciel d'éléments finis en 3D CAST3M a été développé pour étudier le comportement des poutres cellulaires mixtes à l'état plastique. Les poutres en acier ont été modélisées à l'aide d'éléments coques, la dalle en béton armé a été modélisée par des éléments coques multicouches et les connecteurs de type goujons ont été modélisés par des éléments POUTRE. 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:

- Une perte de résistance à la flexion simple globale d'environ 14% de la résistance des poutres cellulaires par rapport à celle des poutres à âmes pleines de différents profilés a été mise en évidence.
- Le déversement, se produit lorsque la poutre cellulaire est dépourvue du maintien latéral
- La plastification locale par « effet Vierendeel » est plus marquant dans la section critique de l'ouverture qui se trouve à mi-portée de la poutre.
- L'effet « Vierendeel » est le mode dominant par rapport au flambement du montant d'âme dans les poutres cellulaires mixtes.
- Une capacité portante ultime a été mesurée numériquement afin de prédire le mode de ruine de trois spécimens de poutres cellulaires mixtes de caractéristiques géométriques et propriétés mécaniques différentes, sous l'effet d'un déplacement imposé à mi-portée; il a été constaté pour le premier spécimen représentant une poutre avec quatorze ouvertures qu'un déversement, s'est produit lorsque celle-ci est dépourvue du maintien latéral
- Pour le deuxième spécimen qui représente une poutre avec treize ouvertures, nous avons remarqué un « mécanisme Vierendeel » s'est produit suite à une capacité flexionnelle critique au niveau de l'ouverture qui se trouve à mi-portée de la poutre.
- Pour le troisième spécimen qui représente une poutre avec douze ouvertures d'âme, nous avons pu constater un mode de ruine mixte défini par la flexion « Vierendeel » plus un flambement du montant d'âme naissant du chargement appliqué directement au droit du montant d'âme.

---

En résumé, le travail entrepris a permis de montrer la fiabilité d'un modèle numérique 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.

---

## *Références Bibliographiques*

---

- 
- [1] 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.
- [2] FONDS DE RECHERCHE POUR LE CHARBON ET L'ACIER, « Ouvertures de grandes dimensions dans les âmes pour l'intégration des équipements techniques dans les planchers mixtes », guide de dimensionnement des poutres mixtes comportant des ouvertures d'âme de grandes dimensions ; juin 2006.
- [3] R.M. LAWSON, J. LIMB, S.J. HICKS, W.I. SIMMS, « Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings », Journal of Constructional Steel Research, Volume 62, Issue 6, pp 614-629, June 2006.
- [4] J.K. WARD, « Design of composite and non composite cellular beams », SCI (The Steel Construction Institute) Publication P100, United Kingdom, 1990.
- [5] ENV 1993-1-1: Eurocode3, « Design of steel structures - Annex N: Openings in webs", European Committee for Standardization, 1993.
- [6] ENV 1994-1-1: Eurocode4, « Design of Composite Steel and concrete Structures », European Committee for Standardization, 1998.
- [7] CEA (Commissariat à l'Energie Atomique) « CAST3M Website », [http://www-cast3m.cea.fr](http://www-cast3m cea.fr)
- [8] D. E. KERDAL, D.A. NETHERCOT, « Failure modes of castellated beams », Journal of constructional steel research, vol.4, pp.295-315, 1984.
- [9] S. DEMIRDJIAN, « Stability of Castellated Beam Webs », thèse de masters, McGill University, Monreal, 1999.
- [10] 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.
- [11] M.U. HUSAIN, W.G. SPEIRS, « Failure of castellated beams due to rupture of welded joints », Acier-Stahl-Steel, No. 1, 1971.
- [12] 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.
- [13] 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.
- [14] A.N. SHERBOURNE, «The plastic behavior of castellated beams », Proc. 2<sup>nd</sup> Commonwealth Welding Conference. Inst. Of Welding, No. C2, London. pp 1-5, 1966.

- 
- [15] R.G. REDWOOD, « Analyse et dimensionnement des poutres ayant des ouvertures dans les âmes », Revue Construction métallique, n°3, pp.15-27, 1978.
- [16] 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.
- [17] 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.
- [18] P. HALLEUX, « Limit analysis of castellated steel beams », Acier-Stahl-Steel, 325, 133- 144, 1967.
- [19] A. BAZILE, J. TEXIER, « Essais de poutres ajourées (Tests on castellated beams) », Constr. Métallique, Paris, France, Vo1.3, pp 12-25, 1968.
- [20] 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.
- [21] 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.
- [22] D.M. TODD, P.B. COOPER, « Strength of Composite Beams with Web Openings », Journal of the Structural Division, Vol. 106, No. 2, pp. 431-444, February 1980.
- [23] C.M. DONOGHUE, « Composite Beams with Web Openings: Design » Journal of the Structural Division, Vol. 108, No. 12, pp. 2652-2667, December 1982.
- [24] W.C. CLAWSON, D. DARWIN, « Tests of Composite Beams with Web Openings » Journal of the Structural Division, Vol. 108, No. 1, pp. 145-162, January 1982.
- [25] W.C. CLAWSON, D. DARWIN, « Strength of Composite Beams at Web Openings » Journal of the Structural Division, Vol. 108, No. 3, pp. 623-641, March 1982.
- [26] R. G. REDWOOD, G. POUMBOURAS, « Tests of composite beams with web holes » Can. J. Civ. Eng. 10(4): pp 713–721, 1983.
- [27] D. DARWIN, R.C. DONAHEY, « LRFD for Composite Beams with Unreinforced Web Openings » Journal of Structural Engineering, Vol. 114, No. 3, pp. 535-552, March 1988.
- [28] R.C. DONAHEY, D.DARWIN, « Web Openings in Composite Beams with Ribbed Slabs », Journal of Structural Engineering, Vol. 114, No. 3, pp. 518-534, March 1988.

- 
- [29] D. DARWIN, W.K. LUCAS, « LRFD For Steel and Composite Beams with Web Openings », Journal of Structural Engineering, Vol. 116, No. 6, pp. 1579-1593, June 1990.
- [30] ASCE (Task Committee on Design Criteria for Composite Structures in Steel and Concrete), « Commentary on Proposed Specification for Structural Steel Beams with Web Openings (with Design Example) », Journal of Structural Engineering, Vol. 118, No. 12, pp. 3325-3349, December 1992.
- [31] P.H. DAYAWANSA, « Elastic Deflection of Steel and Composite Beams with Web Penetrations », Journal of Structural Engineering, Vol. 70, No. 21, 3 November 1992.
- [32] R.M. LAWSON, K.F. CHUNG, A. M.PRICE, « Tests on Composite Beams with Large Web Openings to Justify Existing Design Methods », Journal of the structural engineer, vol. 70, N°1, pp 1-7, January 1992.
- [33] British Standards Institution BS5950: « Structural use of steelwork in building », Part 3 Section 3.1: Code of practice for design of composite beams, 1990.
- [34] S.H. CHO, R.G. REDWOOD, « Slab behaviour in composite beams at openings.2. Tests and verification », Journal of Structural Engineering, Vol. 118, No.9, pp 2304-2322 SEP 1992.
- [35] K. S. KIM, Y.S. YANG, S.H. CHOI, P.J. KIM, « The Behavior of Composite Beams with Reinforced Web Opening according to the Opening Ratio », Korean Journal of Steel Construction , Vol.5, No.3, pp 161-168, 1993.
- [36] R.G. REDWOOD, S.H. CHO, « Design of steel and composite beams with web openings », Journal of Constructional Steel Research, Volume 25, Issues 1-2, Pages 23-41, 1993.
- [37] E. H. FAHMY, « Analysis of composite beams with rectangular web openings », Journal of Constructional Steel Research, Volume 37, Issue 1, Pages 47-62, March 1996.
- [38] G.S.VERISSIMO, R.H. FAKURY, « Design of steel and composite beams with web openings », Journal of Constructional Steel Research, Volume 46, Issues 1-3, Page 207, April-June 1998.
- [39] M.A. BENITEZ, D. DARWIN, R.C. DONAHEY, « Deflections of Composite Beams with Web Openings », Journal of Structural Engineering, Vol. 124, No. 10, pp. 1139-1147, October 1998.
- [40] ASCE, « Specifications for Structural Steel Beams with Web Openings », (ASCE 23-97)Journal of Structural Engineering, ASCE, 0-7844-0300-7, 20 pp, 1999.
- [41] R.G. REDWOOD, « **Behaviour of composite castellated beams** », Progress in Structural Engineering and Materials Volume 2, Issue 2, 164-168, April/June 2000.

- 
- [42] K.F. CHUNG, R.M.LAWSON, « Simplified design of composite beams with large web openings to Eurocode4 », *Journal of Constructional Steel Research*, Volume 57, Issues 2, PP 135-164, January 2001.
- [43] E. H. FAHMY, A. A. HASSANEIN, « Analysis of composite beams with web opening », 4<sup>th</sup> Structural Specialty Conference of the Canadian Society for Civil Engineering Montréal, Québec, Canada June 5-8, 2002.
- [44] J.W. PARK, C.H. KIM, S.C. YANG, « Ultimate Strength of Ribbed Slab Composite Beams with Web Openings », *Journal of Structural Engineering*, Vol. 129, No. 6, pp. 810-817, June 2003.
- [45] K. F. CHUNG, C.H. KO, A.J. WANG. « Design of steel and composite beams with web openings - Verification using finite element method », *Steel and Composite Structures* 5 (2-3): 203-233 Apr-Jun 2005.
- [46] P.O. MARTIN, Y. GALEA, D. BITAR, T. DEMARCO, « Poutres cellulaires acier et mixtes : Partie 2, proposition de nouveaux modèles analytiques de calcul de la flèche », *Revue Construction Métallique (CTICM)*, n°2, pp.15-33, 2006.
- [47] P.O. MARTIN, D. BITAR, Y. GALEA, « Flambement du montant, mise au point d'une méthode de dimensionnement », rapport interne n° 7.013-08 : ACB design optimisation, 2003.
- [48] Y. GALEA, P.O. MARTIN, D. BITAR, « calcul de la flèche, mise au point d'une nouvelle méthode », rapport interne n° 7.013-09 : ACB design optimisation, 2003.
- [49] W. RAMM, C. KOHLMAYER, « Shear-Bearing Capacity of the Concrete Slab at Web Openings in Composite Beams », *Composite Construction in Steel and Concrete V. Proceedings of the 5th international conference*, July 2004, Kruger National Park, Berg-en-Dal, Mpumalanga, South Africa. American Society of Civil Engineers, pp. 214-225, 2006.
- [50] M. GIZEJOWSKI, W. SALAH, « Numerical Modeling of Composite Castellated Beams », (ASCE) *Composite Construction in Steel and Concrete VI*: pp. 554-565, 2011.
- [51] P.O. MARTIN, M. COUCHAUX, O. VASSART et A. BUREAU, « Modèle de résistance pour les poutres cellulaires Angelina en acier et mixtes » *Revue C.M.* N° 1-2013.
- [52] B.K. DOUGHERTY, « Elastic deformation of beams with web openings » *J. Struct. Div*, ASCE, 106(1), pp. 301-12, 1980.
- [53] C. DONNEUX, « Étude du mécanisme de transfert des flexions à la jonction poutre poteau dans les structures en portiques mixtes soumises à une action sismique », Thèse de doctorat, Université de Liège, Belgique, 2001.

- 
- [54] J.G. OLLGAARD, R.G. SLUTTER, J.W. FISHER, « Shear strength of stud connectors in lightweight and normal-weight concrete », AISC (American Institute of Steel Construction) Engineering Journal, Vol. 8, No. 2, pp. 55-65, April 1971.
- [55] R.M. LAWSON, « Design for openings in the webs of composite beams », SCI (The Steel Construction Institute) Publication P068, 1987.
- [56] S .RAIAH, k. REKIBI, Analyse comparative entre les éléments coques et les éléments massifs dans la modélisation des dalles en béton armés » fin de thèse master Ibn Khaldoun Tiaret 2016.
- [57] GISELE BIHINA, « Analyse du comportement au feu des planchers mixtes acier-béton constitués de poutres cellulaires », Thèse de doctorat préparée au CTICM – Pôle Recherche Incendie et au Lami (Laboratoire de Mécanique et Ingénieries) – Clermont-Ferrand, Université Blaise Pascal, 2011

---