

PLANCHERS MIXTES À POUTRELLES AJOURÉES

Daniel BITAR

Centre Technique Industriel de la Construction Métallique (CTICM)

De plus en plus de planchers sont aujourd'hui constitués à partir d'une poutraison en acier connectée à une dalle en béton ou à une dalle mixte à bac collaborant. Le fonctionnement mixte permet en effet d'optimiser l'exploitation structurelle de ces deux matériaux. Dans de nombreuses applications, notamment pour les bâtiments de bureaux à plateaux libres, de 16 à 18 mètres, différentes contraintes techniques et économiques conduisent à rechercher pour ces planchers, l'épaisseur totale la plus faible possible et donc à prévoir des ouvertures dans les âmes des poutres destinées à permettre le passage des multiples réseaux nécessaires à l'équipement du bâtiment. Cet article a pour but de présenter un nouveau modèle pour calculer les poutres cellulaires. Ce modèle est basé sur des recherches à la fois expérimentales et numériques menées au Service Recherches du CTICM avec la contribution de MM. Y. GALEA, P.-O. MARTIN, A. BUREAU et R. de CECCO du CTICM, MM. L.G. CAJOT, T. EMARCO et J. MATHIEU d'ARCELOR, MM. D. VIE, J.P. DURAND et M. THOMINIO du CEBTP. Des applications en France et en Europe de ce mode de construction sont données à la fin de cet article.

1. INTRODUCTION

Les poutres cellulaires sont normalement obtenues à partir de poutrelles (Figure 1) laminées selon une découpe bien définie. Outre la facilité de passage, ces poutres de hauteur plus importantes que les poutres de base offrent des performances mécaniques avantageuses où l'inertie se trouve augmentée de 2 à 2,5 fois par rapport à la poutrelle de base. En construction mixte des valeurs beaucoup plus importantes sont à attendre où l'inertie est de 4 à 6 fois celle de la poutrelle de base et la résistance à la flexion se trouve multipliée pratiquement par 4.

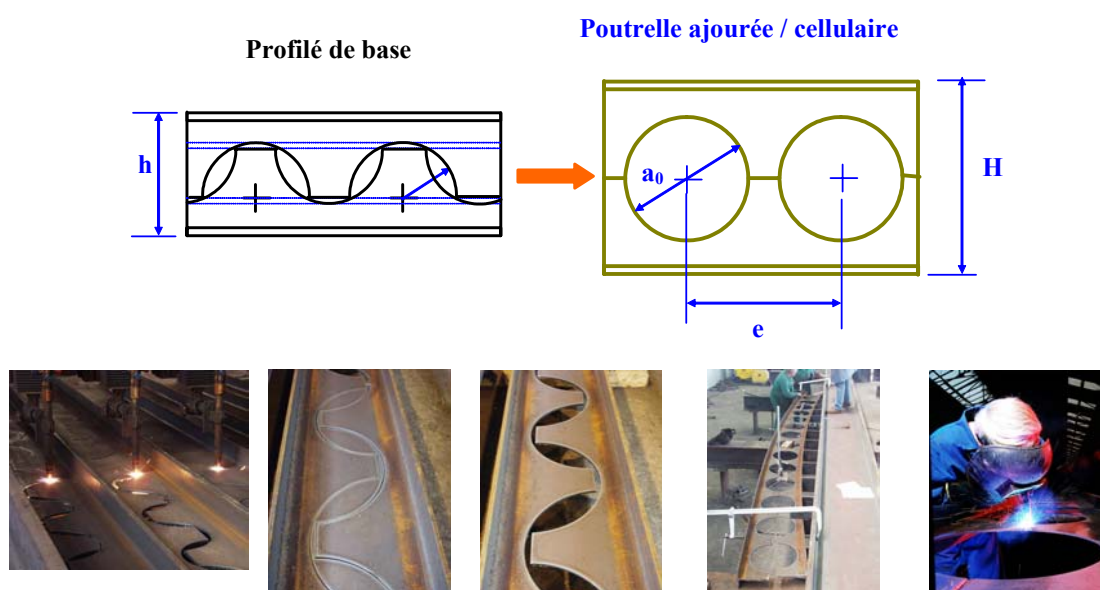


Figure 1 - Fabrication des poutres cellulaires

Le calcul à l'état limite des poutres cellulaires fait apparaître deux modes de ruines : le flambement du montant et la plastification par effet Vierendeel.

Flambement du montant (Figure 2) : Sous l'effet du cisaillement horizontal, la partie entre deux ouvertures, le montant, risque de subir des déformations hors plan. La résistance du montant au flambement dépend de plusieurs paramètres : l'espacement des ouvertures caractérisé par le paramètre $\alpha = e/a_0$, l'éclatement de l'ouverture $\beta = a_0/t_w$ avec $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$, la nuance de l'acier et enfin la symétrie ou dissymétrie de la section.

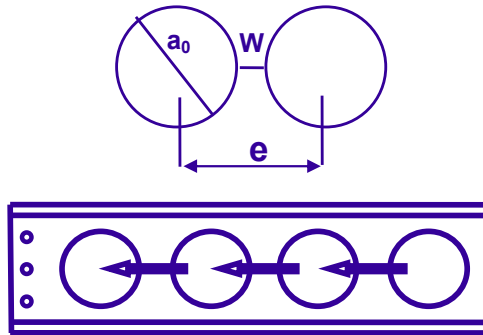


Figure 2 – Flambement du montant

Plastification due à l'effet Vierendeel (Figure 3) : Au centre de chaque ouverture on calcule facilement l'effort normal et l'effort tranchant agissant sur chaque Té. La projection de ces efforts sur des sections inclinées fait naître un moment fléchissant (effet Vierendeel) dont l'effet est amplifié par la faiblesse des section en Té vis-à-vis de la flexion et peut produire une plastification et une rotule plastique dans le Té.

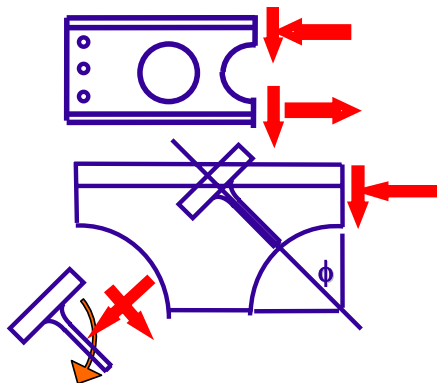


Figure 3 - Effet Vierendeel

La localisation de la section critique (angle ϕ) est largement influencée par les paramètres précédents et en plus par la présence de la dalle en construction mixte.

Pour le calcul de déformation (flèche) à l'état limite de service, il est important de prendre en compte l'effet de la flexibilité des montants et leur sensibilité à l'effort tranchant.

Une recherche importante, financée par Arcelor, est menée au CTICM [14,15], afin de développer un modèle de calcul prenant en compte des paramètres non couverts par les méthodes existantes [1 à 5]. En effet, dans la littérature, on trouve des méthodes de calcul et de vérification valables pour un domaine d'application limité. Ce domaine se résume de la manière suivante :

$1,25 < \alpha = e/a_0 < 1,5$ || $\beta = a_0/t_w < 60 \sqrt{235/f_y}$ || $f_y \leq S355$ || sections symétriques

Les poutres cellulaires mixtes ne sont pas couvertes par les méthodes classique [4 à 13].

La présente recherche a pour but de développer un modèle de calcul couvrant les paramètres suivants :

- utilisation de l'acier de haute limite d'élasticité S460
- espacement des ouvertures afin de répondre à des exigences mécaniques et architecturales avec $1,08 < \alpha = e/a_0 < 1,75$
- utilisation des sections élancées avec $\beta = a_0/t_w < 90 \sqrt{235/f_y}$
- utilisation des sections dissymétriques, mixtes et hybrides (Figure 4) avec les rapports $A_{f,inf} / A_{f,sup} = 1$ à $4,49$, et $t_{f,inf} / t_{f,sup} = 1$ à $2,8$.

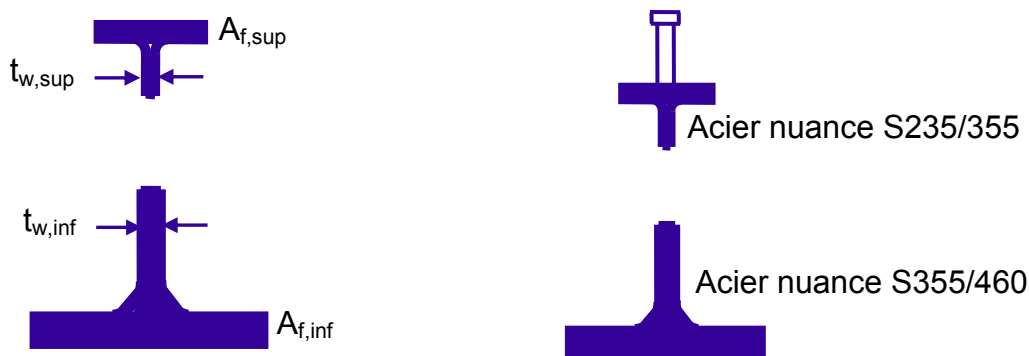


Figure 4

A partir de cette recherche, il était question de regarder aussi l'effet du retrait et du traînage de cisaillement dans les poutres cellulaires mixtes.

Il est normal d'adopter une démarche classique pour mener à bien cette recherche. Il s'agit dans un premier temps de réaliser des essais sur des poutres en acier seul et mixtes intégrant la variation de ces paramètres. Ensuite, un modèle numérique est développé et calibré en vue de son utilisation pour des études paramétriques et enfin un modèle analytique est proposé.

2. ÉTUDES EXPÉRIMENTALES

2.1. Essais sur des poutres métalliques

Quatre poutres métalliques de 8 mètres de portée sont testées (Figure 5). Ces poutres sont notées 1a, 1ar, 2a et 3a. La poutre 1ar est identique à la poutre 1a mais avec des raidisseurs transversaux au droit des montants afin d'éviter le flambement des montants et d'observer le mode de ruine par effet Vierendeel.

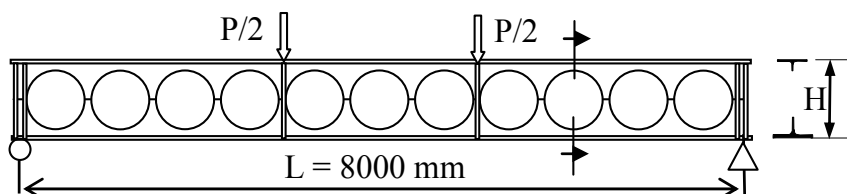


Figure 5 : Essais sur des poutres cellulaires en acier

Les caractéristiques géométriques des sections et des ouvertures sont données dans le Tableau 1. L'acier utilisé est de nuance S355 et S460.

N	Té-Sup	Té-inf	a_0 (mm)	W (mm)	W/ a_0	$a_0/tw.e$	H (mm)	Afi/Afs
1a 1ar	IPEA 450 S355	IPEA 450 S355	560	140	0,25	73,7	710	1
2a	IPE 500 S460	IPE 500 S460	645	60	0,09	89	813	1
3a	IPEA 450 S355	HEA 500 S460	580	66	0,11	76/68	748	2,77

Tableau 1 - Caractéristiques géométriques des poutres cellulaires en acier seul

La Figure 6 montre le dispositif d'essai ainsi que les maintiens latéraux des poutres situés aux extrémités et à 1/3, 1/2 et 2/3 de la portée.

Pour chaque essai les mesures suivantes sont appliquées :

- mesure des flèches le long de la poutre ;
- mesure des déplacements latéraux pour les montants d'extrémités;
- mesure des déformations par jauges de déformation unidirectionnelles sur les semelles et des rosettes autour de deux ouvertures pour déduire les contraintes (Figure 7).

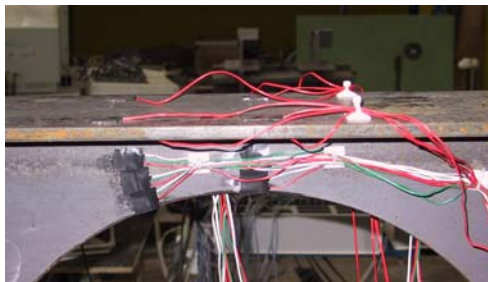


Figure 7 - Jauges de déformation

La charge est appliquée par paliers jusqu'à la ruine. Le mode de ruine dominant est le flambement de montant à l'exception d'une poutre avec les raidisseurs entre les ouvertures 1ar où la ruine est par effet Vierendeel (Figure 8).

Pour la ruine par flambement de montants, une différence notable est constatée entre les sections symétriques et les sections dissymétriques (Figure 9).



Figure 6 - Dispositif d'essai



Figure 8 - Essai 1ar - ruine par effet Vierendeel



Poutre 1a



Poutre 2a



Poutre 3a

Figure 9 - Ruine par flambement de montants

Les courbes charge-flèche à mi-portée sont données à la Figure 10.

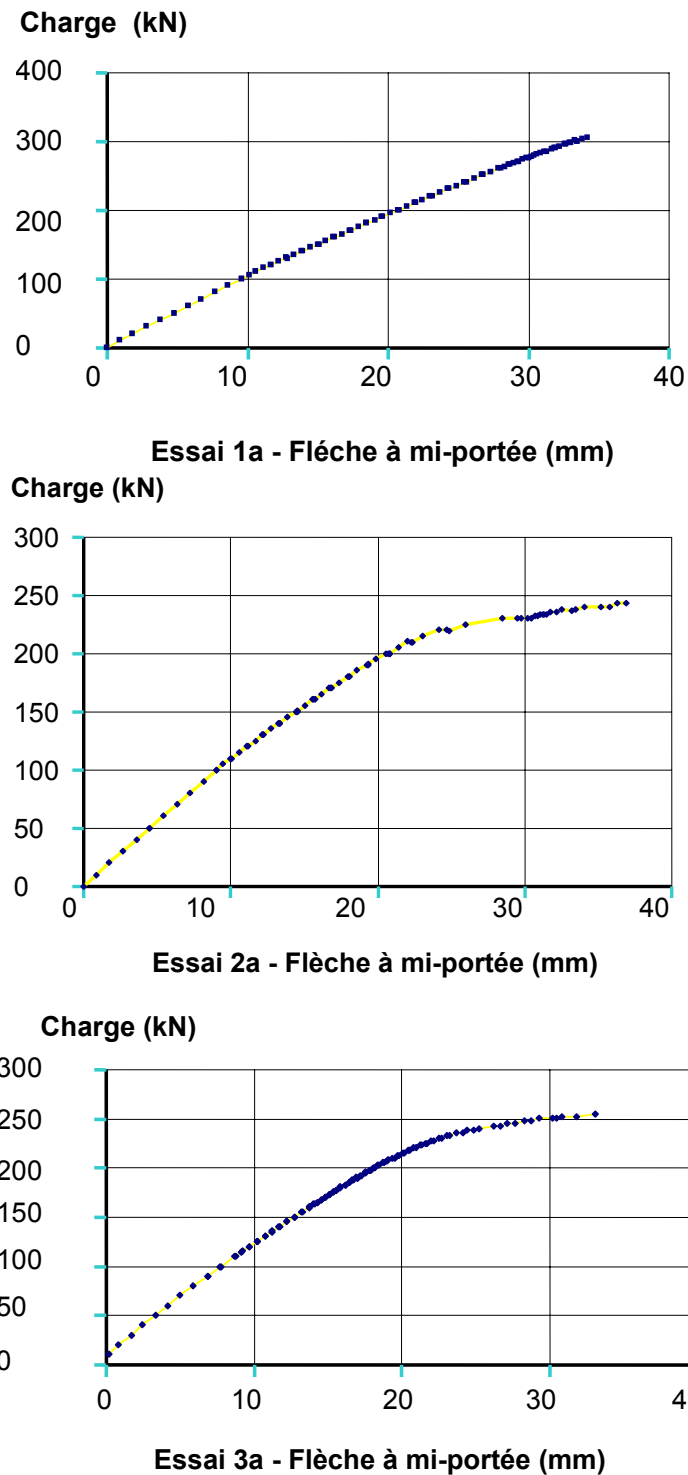


Figure 10 : Courbes Charge-Flèche pour les poutres cellulaires en acier seul

Ces courbes montrent un comportement linéaire au départ, ensuite la non-linéarité est due à l'amorce du flambement des montants. En effet, les contraintes sont restées à un niveau inférieur à la limite d'élasticité. La ductilité finale se trouve réduite aussi avec une flèche à la ruine de l'ordre de $L/250$.

Une comparaison est effectuée au Tableau 2 entre les charges à partir des essais et les charges calculées par la méthode existante dans la littérature [3].

Poutres cellulaires acier seul	Essai Charge de ruine (kN)	Calcul Charge de ruine à partir de la littérature (kN)
1a	305,8	234
2a	243	193
3a	245,6	72

Tableau 2

Ces valeurs montrent l'intérêt de développer un modèle permettant de calculer la résistance au flambement de montants des poutres cellulaires dissymétriques.

L'écart très important résulte du mode de flambement pour les deux situations. Comme le montre la figure 9, les montants dans les poutres cellulaires à section symétrique flambent selon une seule onde ; tandis que pour les sections dissymétriques la longueur de flambement est réduite et ne concerne que la partie faible du montant.

2.2. Essais sur des poutres mixtes

Sept poutres mixtes sont testées. Les poutres 4m et 5m sont de grandes portées (12 m) et les poutres P1 à P5 avec des portées de 8 mètres (Figure 11).

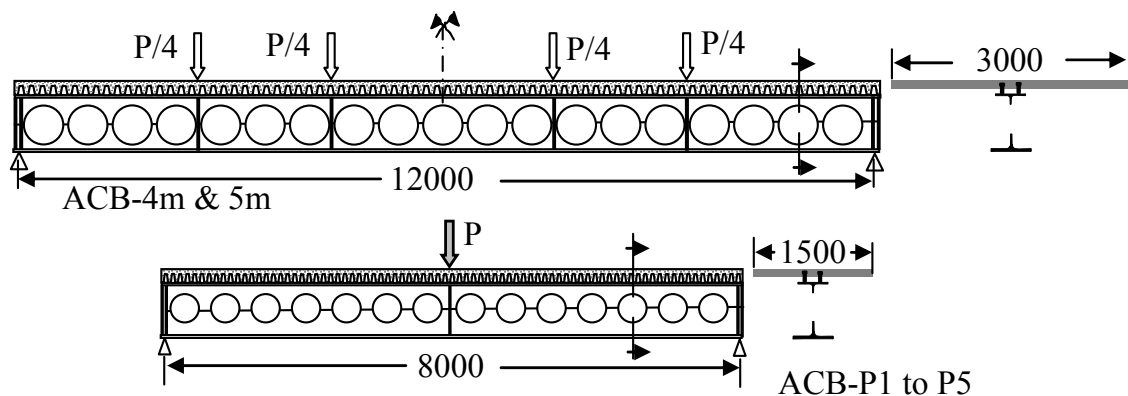


Figure 11 : Essais sur des poutres ajourées mixtes

Les caractéristiques géométriques et mécaniques ainsi que la configuration des ouvertures sont données au Tableau 3.

Une dalle mixte à bac collaborant COFRAPLUS 60C est utilisée pour constituer la table de compression des poutres mixtes. La largeur est de 3 mètres pour les poutres de 12 mètres de portée et de 1,5 mètres pour les autres. Le bac est prépercé, ce qui a permis un soudage en atelier des goujons Nelson (Figure 12).



Figure 12 : Goujons soudés et bac prépercé

Essai	4m	5m	P1	P2	P3	P4	P5
Té-Sup	IPE 500 S460	IPEA 450 S235 (355)	IPE 300 S235	IPE 300 S235	HEA 260 S235	IPE 300 S235	HEA 320 S235
Té-inf	IPE 500 S460	HEA 500 S460	HEA 340 S235	HEA 400 S235	HEM 400 S235	HEB 400 S235	HEM 400 S235
a₀	550	500	375	345	280	300	330
W	75	125	50	130	140	230	83
W/ a₀	0,14	0,25	0,13	0,38	0,5	0,77	0,25
a₀/tw.ε	76	66/59	53/39	49/36	37/13	42/22	37/16
twi/tws	1	1,50	1,34	1,55	2,8	1,9	2,33
Afi/Afs	1	2,77	3,1	3,55	3,78	4,49	2,64
Portée	12000	12000	7866	7866	7866	7866	7866
Largeur dalle	3000	3000	1500	1500	1500	1500	1500
Epaisseur dalle/bac	140/58	140/58	130/58	130/58	130/58	130/58	130/58
Connexion nd/h/Nonde	2x19/125/1	2x19/125/1	1x22/125/1	1x22/125/1	2x19/100/1	1x22/125/1	2x19/100/1

Tableau 3 - Caractéristiques géométriques des poutres cellulaires mixtes

Afin de ne pas alourdir notre article, on se limite à présenter l'essai de la **poutre mixte 4m** et les résultats sommaires des autres poutres.

Retrait

Cette poutre a fait l'objet d'une étude de l'effet du retrait. Pour cela, le coulage du béton est effectué dans une configuration d'une poutre non étayée comme le montre la Figure 13.



Figure 13 - Dispositif pour le coulage de la dalle de la poutre 4m

Le béton utilisé pour réaliser la dalle est un béton normal prêt à l'emploi, conforme à la norme P18305. La granulométrie est de 04/20.

Six éprouvettes cylindriques 16x32, pour mesurer la résistance à la compression, sont confectionnées, ainsi que trois éprouvettes prismatiques 7x7 x 28 pour la mesure du retrait.

Les essais de compression sur les cylindres béton ont donné une résistance moyenne à la compression de 47,1 MPa le jour de l'essai.

Les mesures de retrait ont donné les résultats suivants :

Age (j)	Ep n°1	Ep n°2	Ep n°3	Moyenne
1	0	0	0	0
4	90	90	90	90
8	160	160	160	160
14	240	250	250	247
21	290	300	300	297
28	310	330	320	320

Tableau 4 - Valeur de retrait en $\mu\text{m/m}$

Après le coulage, la flèche en cinq points le long de la poutre et les contraintes au droit de la section acier à mi-portée sont mesurées pendant 90 jours.

La Figure 14 montre la variation des flèches le long de la poutre.

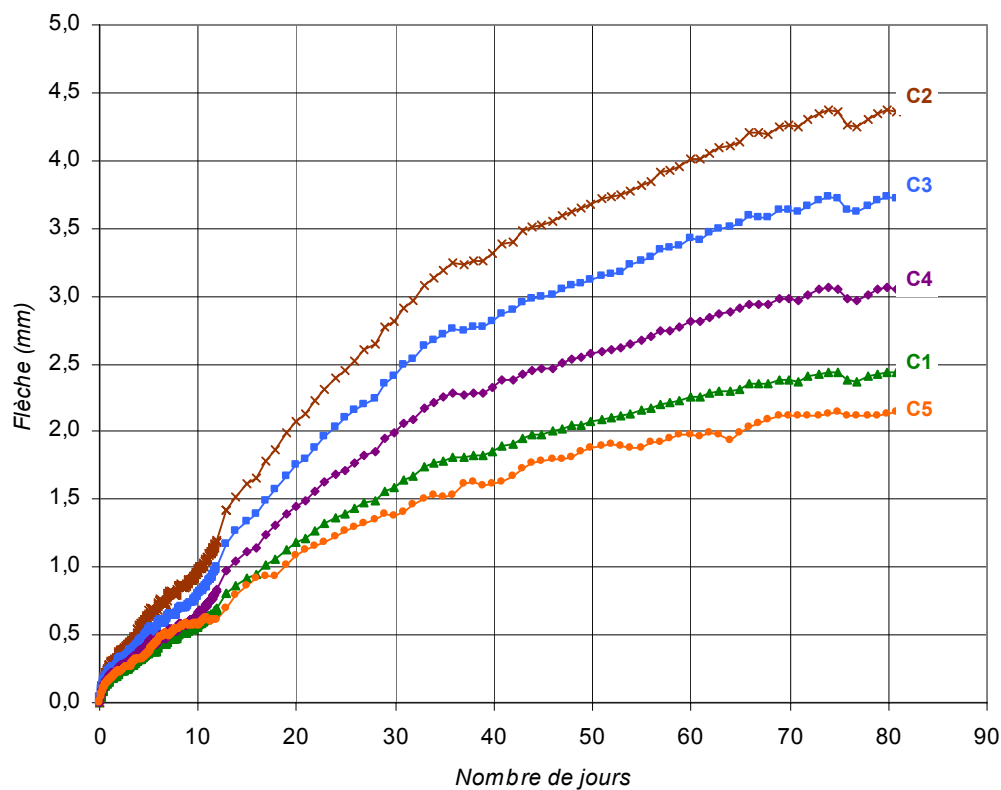


Figure 14 : Essai 4m – variation des flèches dues au retrait

A partir de ces courbes et des déformations enregistrées sur l'acier nous avons pu conclure que l'effet de retrait dans les poutres cellulaires est à calculer en utilisant les caractéristiques de la section au droit de l'ouverture. Ceci est important dans la mesure où le moment isostatique du retrait est variable le long de la poutre par la succession de section à âme pleine et des sections ajourées.

Vibration

La poutre est équipée provisoirement d'un capteur d'accélération. Elle est mise en vibration par un coup de marteau. Le signal obtenu est enregistré. Un traitement numérique permet d'en extraire la fréquence propre de la poutre.

La fréquence obtenue pour le premier mode est de 8,35 Hz (Figure 15).

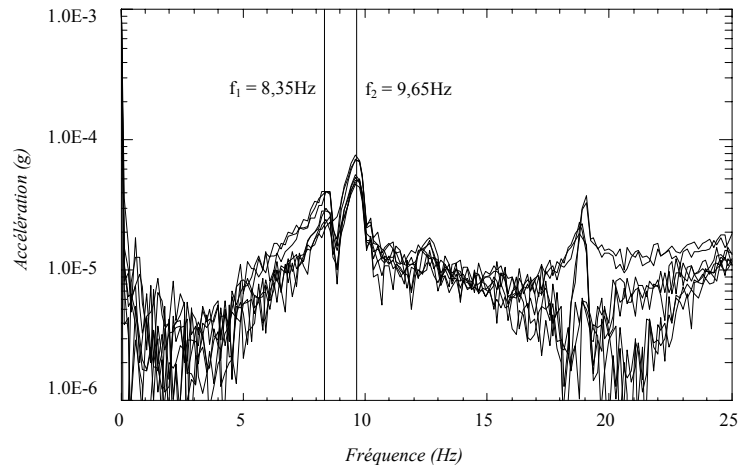


Figure 15 - Mesure de la fréquence de la poutre 4m et réponse en accélération

Comportement - mode de ruine et courbe charge-flèche

Après ces deux phases, un chargement monotone croissant est appliqué sur la poutre jusqu'à la ruine (pas de 10 kN entre 0 et 120 kN, puis par pas de 5 kN jusqu'à 150 kN et enfin par pas de 2,5 kN jusqu'à la ruine).

La ruine est obtenue par flambement des montants et une fissuration relativement importante de la dalle aux deux extrémités (Figures 16).

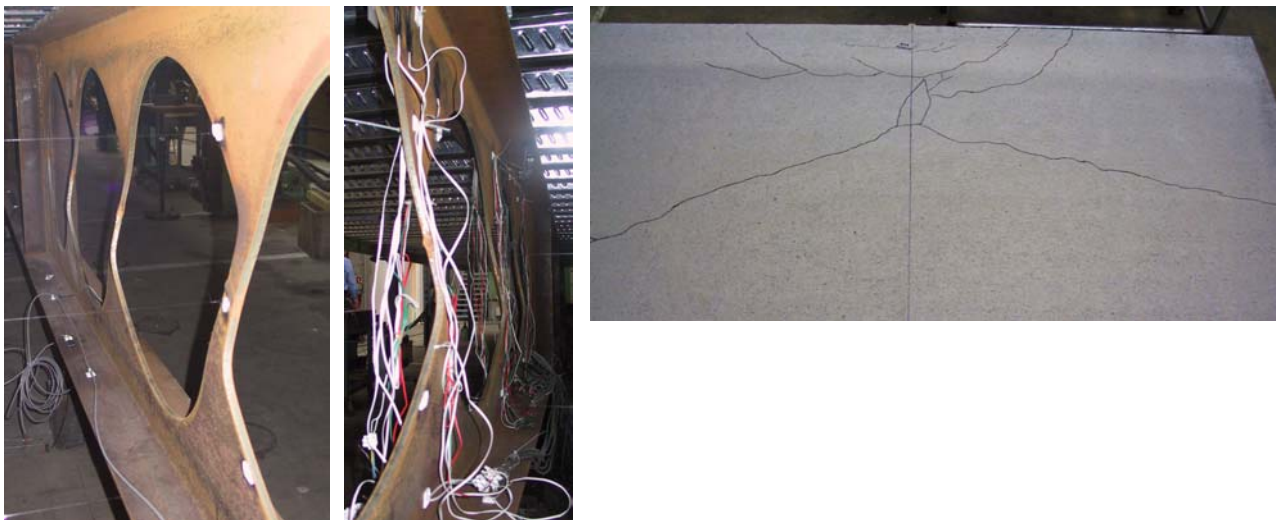


Figure 16 - Mode de ruine de la poutre 4m

Les courbes charge-flèche à mi-portée et charge-déplacement hors plan du montant d'extrémité sont données à la Figure 17. Il est important de constater à partir de ces courbes une ductilité relativement importante malgré le flambement du montant. Le déplacement hors plan est de l'ordre 10 mm au droit du capteur ce qui confirme l'importance de la prise en considération de l'imperfection lors de la modélisation car l'accroissement de déplacement confirme la non-linéarité géométrique.

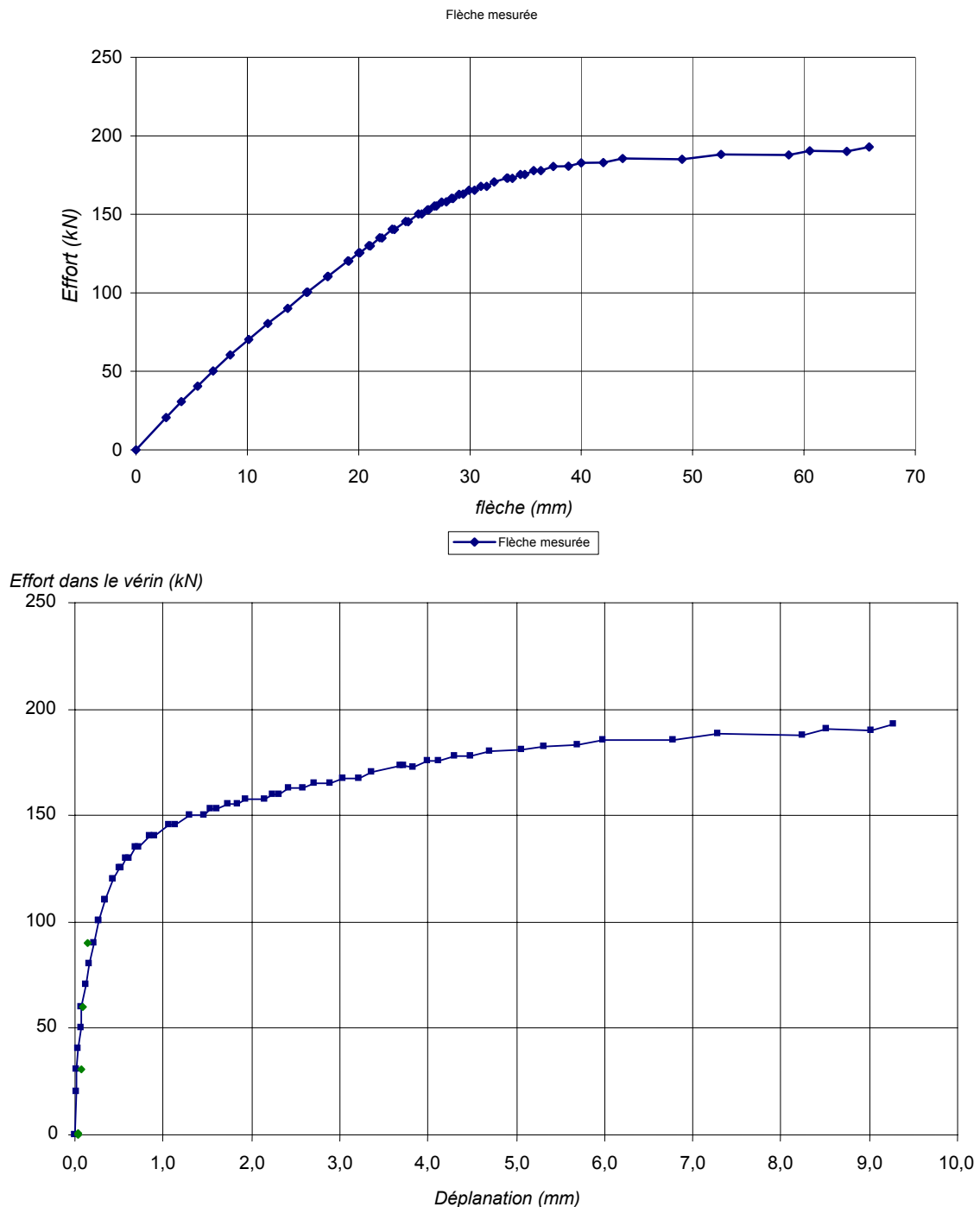


Figure 17 - Comportement charge-déplacement à partir de l'essai 4m

Trainage de cisaillement et largeur participante de la dalle

41 jauges unidirectionnelles, réparties sur 6 sections, ont servi pour mesurer les déformations de la dalle en face supérieure. Les sections sont numérotées SB1 à SB6 avec 8 jauges pour les sections SB1 à SB5 et une jauge pour contrôler la symétrie pour SB6 (Figure 18).

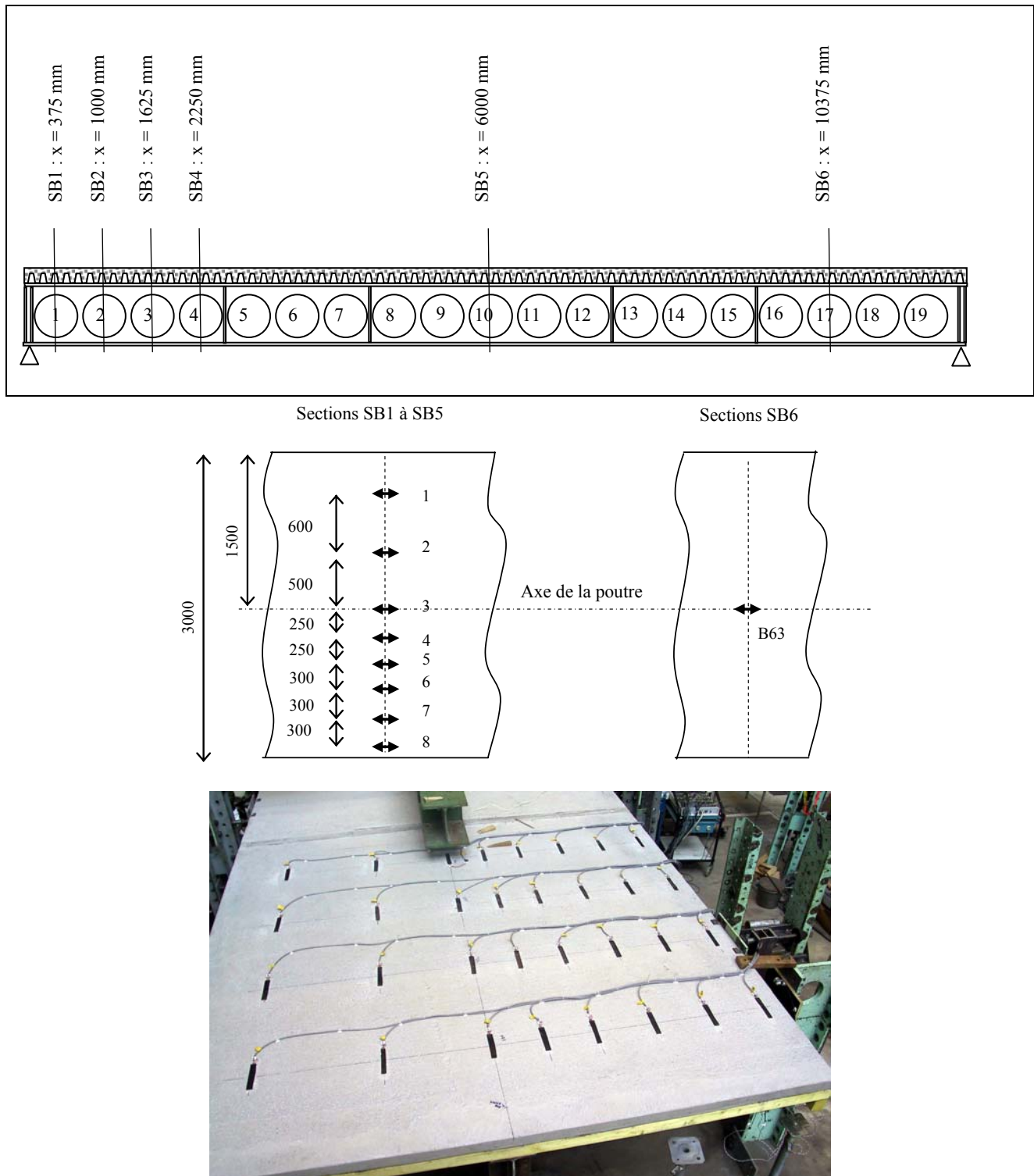


Figure 18 - Instrumentation de la dalle

A partir des mesures de déformation, nous avons calculé les contraintes de compression dans la dalle. En section centrale à mi-portée SB5, la distribution transversale des contraintes est quasi uniforme comme le montre la Figure 19.

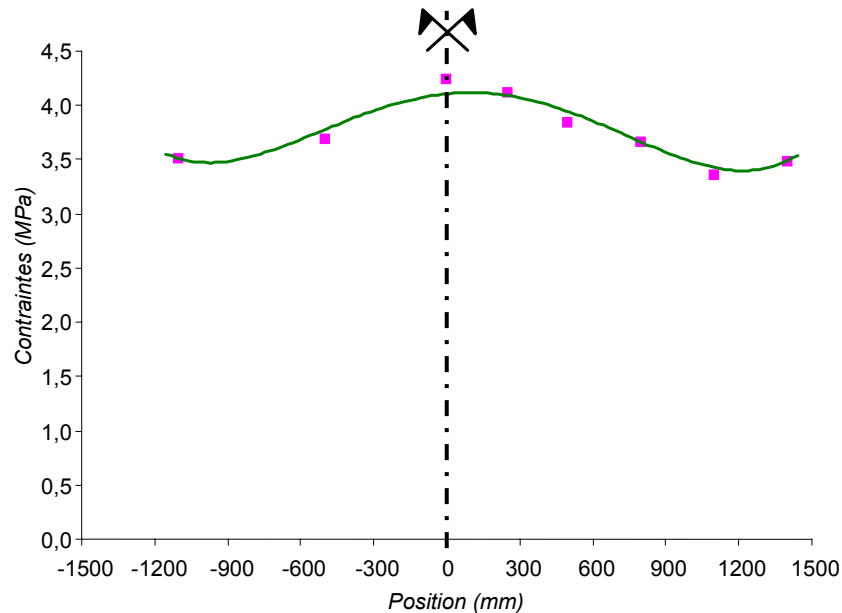


Figure 19 - Distribution transversale des contraintes de compression dans la dalle- Essai 4m section SB5

Vers les extrémités (SB2 par exemple) la distribution montrée à la Figure 20 montre bien un effet de traînage de cisaillement donnant lieu à une réduction de la largeur participante par rapport à la valeur donnée dans l'Eurocode 4 [17].

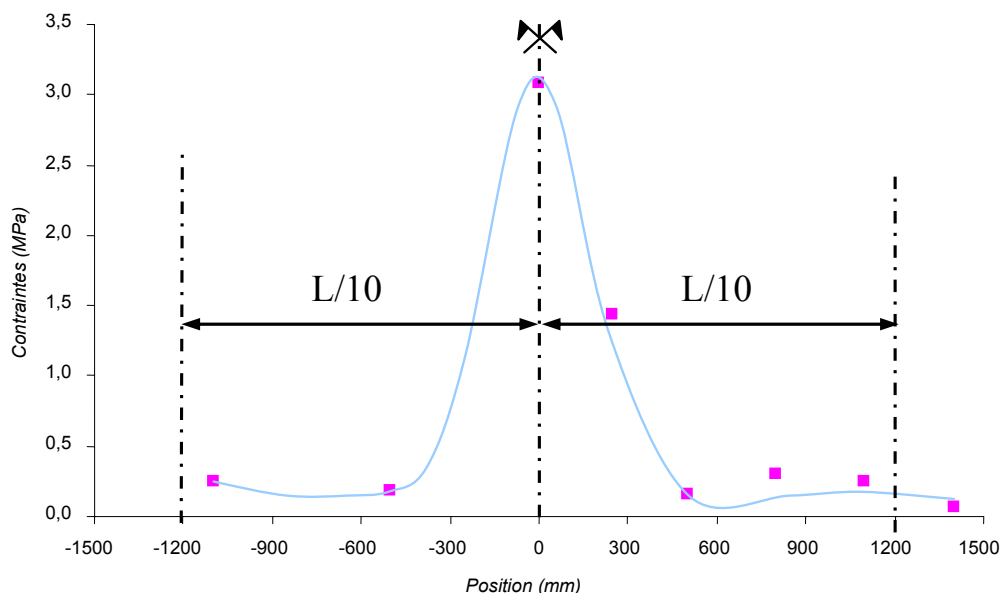


Figure 20 - Distribution transversale des contraintes de compression dans la dalle- Essai 4m section SB2

En exprimant les contraintes par la fonction $\sigma(y)$ (Figure 21), la largeur participante de la dalle peut être calculée par l'expression :

$$B_{\text{eff}} = \frac{2}{\sigma_0} \int_0^{b/2} \sigma(y) dy$$

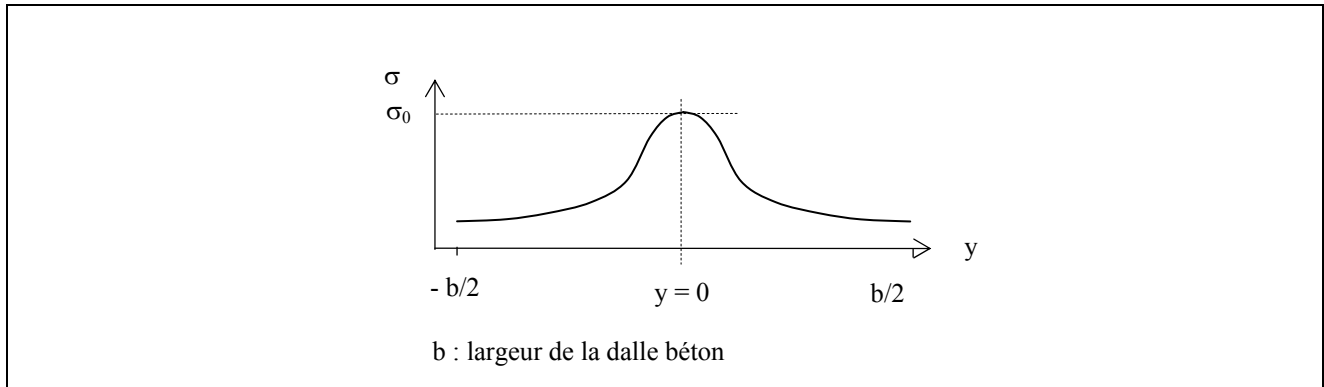


Figure 21 - Distribution des contraintes normales dans la dalle

Les valeurs de B_{eff} sont représentées à la Figure 22 pour chaque section. Par comparaison, la règle de $\text{Arctan}(2/3)$ offre une meilleure représentation de la largeur participante dans les poutres cellulaires mixtes.

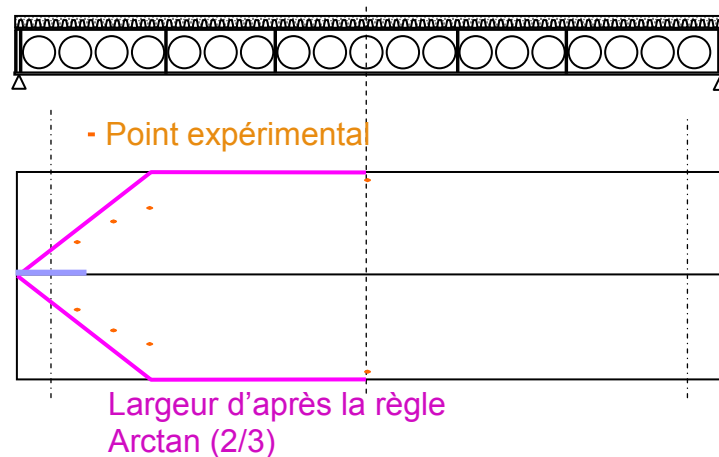


Figure 22 - Largeur participante de la dalle

Après cette présentation, on se limite par la suite à la présentation globale des modes et charges de ruine des autres essais.

Outre le flambement des montants et la plastification due à l'effet Vierendeel, une ruine par écrasement accompagnée de cisaillement du béton est constatée (Figure 23).

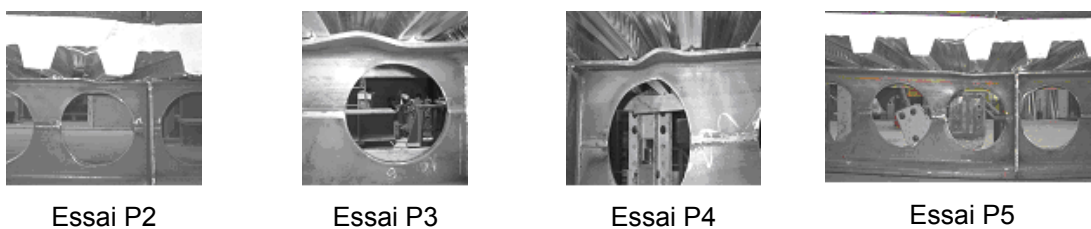


Figure 23 - Modes de ruine pour des poutres cellulaires mixtes

Les charges de ruine sont données dans le Tableau 5.

Poutre	4m	5m	P1	P2	P3	P4	P5
Charge de ruine essai (kN)	193	285	181	465	510	431	597
Charge de ruine Littérature (kN)	100	118	74	277	350	149	265
Ratio	1,93	2,42	2,44	1,68	1,45	2,89	2,25

Tableau 5 - Charge de ruine et comparaison avec les calculs

Là aussi ces comparaisons nous confirment la nécessité d'avoir un modèle de calcul pour les poutres mixtes cellulaires.

3. MODÉLISATION ET SIMULATIONS NUMÉRIQUES

Modélisation par éléments finis

Les travaux de simulations numériques ont été effectués avec le logiciel de calcul par éléments finis ANSYS. Malgré la symétrie du problème, une modélisation complète des poutres a été nécessaire, pour conserver la symétrie des modes eulériens de flambement.

La poutre cellulaire en acier est modélisée par des éléments plaque [14].

Les congés de raccordement sont pris en compte par une épaisseur équivalente des éléments concernés (Figure 24).

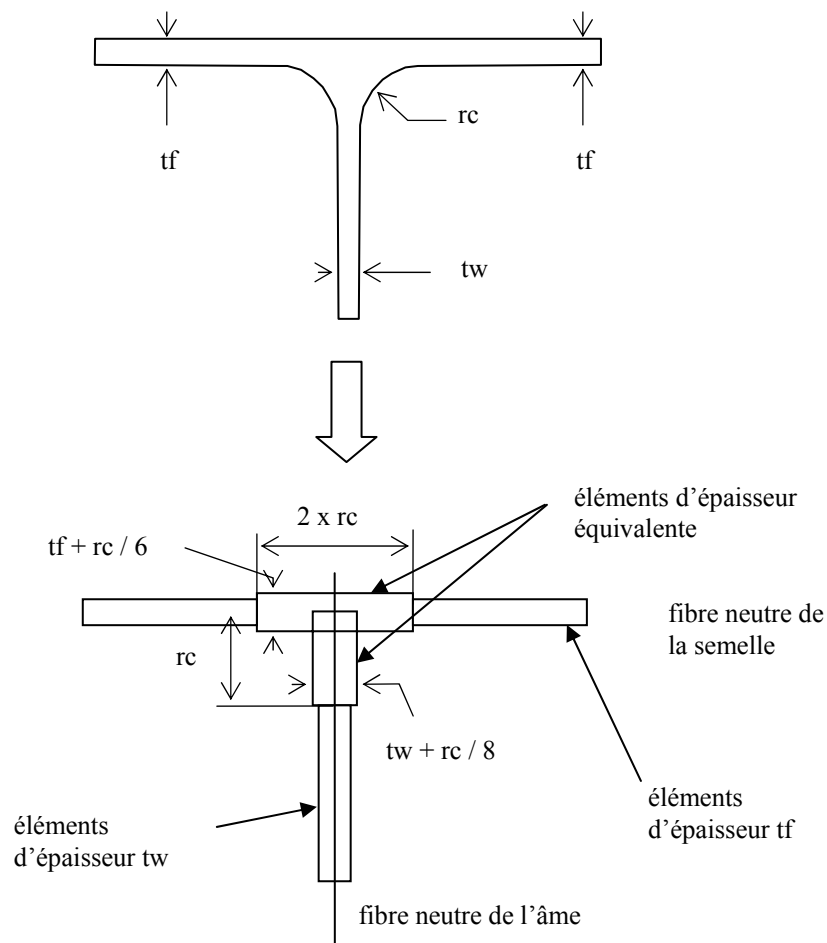


Figure 24 - Prise en compte des congés de raccordement

La dalle béton est modélisée par des éléments plaque. L'épaisseur prise en compte est l'épaisseur de la dalle pleine au dessus de la crête d'ondes (Figure 25).

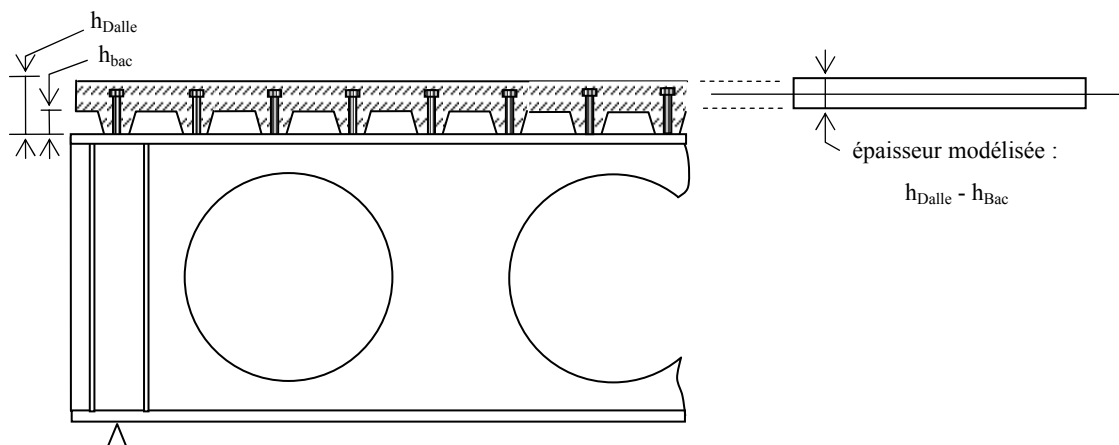


Figure 25 - Modélisation de la dalle béton

Les connecteurs sont représentés par des barres rigides (Figure 26). L'extrémité supérieure de ces éléments est reliée aux nœuds de la dalle béton par l'intermédiaire d'une série d'éléments ressorts.

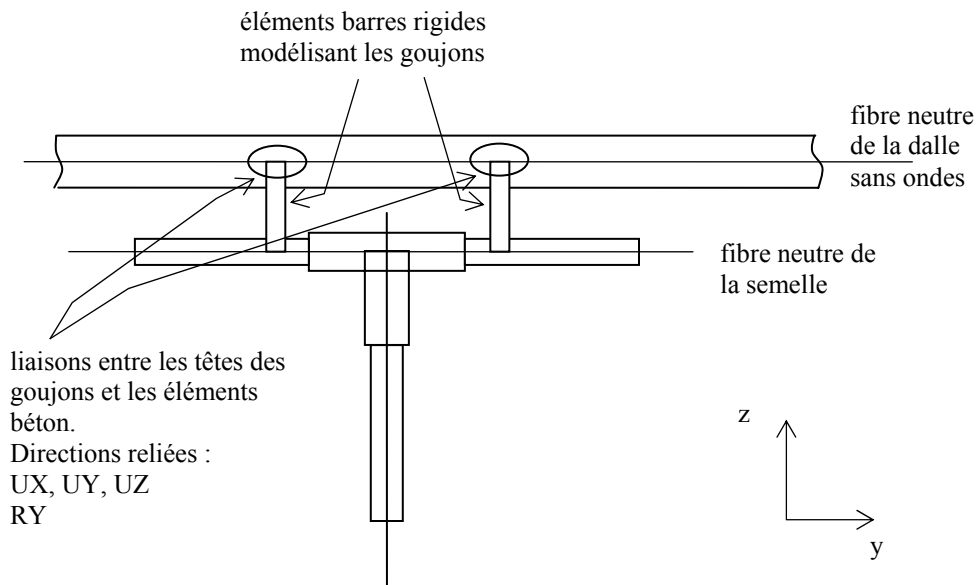


Figure 26 - Modélisation des goudons connecteurs

Lois de comportement et caractéristiques des matériaux

La loi de comportement de l'acier des poutrelles est une loi de type bilinéaire élastique plastique (Figure 27) : module d'Young = $E_a = 210\,000\text{ MPa}$ et module tangent = 210 MPa

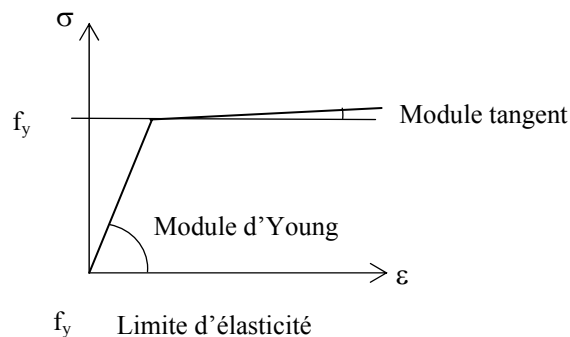


Figure 27 - Loi de comportement de l'acier

La loi de comportement du béton est une loi de type bilinéaire élastique plastique, avec une en traction différente de celle en compression (Figure 28). Module d'Young E_b selon le béton et module tangent = 32 MPa

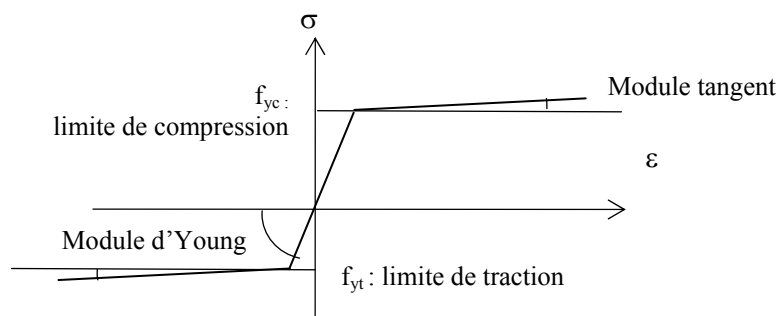


Figure 28 - Loi de comportement du béton de la dalle

Un connecteur est modélisé d'une part par une barre rigide reliant la fibre neutre de la semelle supérieure de la poutrelle à la fibre neutre de la dalle et d'autre part par une série de ressorts reliant l'extrémité supérieure de la barre rigide aux nœuds de la dalle (Figure 29).

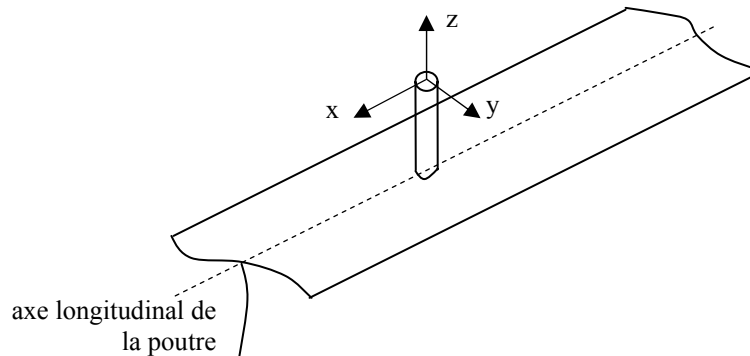


Figure 29 - Axes au niveau d'un connecteur

Les éléments barres rigides modélisant les connecteurs ont une loi de comportement parfaitement élastique.

Loi $F_X = f(\gamma_x)$

La loi donnant l'effort longitudinal dans le connecteur en fonction du glissement est la loi utilisée dans la référence [13] (Figure 30) :

$$\frac{F_X}{P_{Rd}} = \left(1 - e^{-0,7 \gamma_x}\right)^{0,4}$$

P_{Rd} : Charge ultime du connecteur, déterminée d'après l'Eurocode 4-1-1 [12]

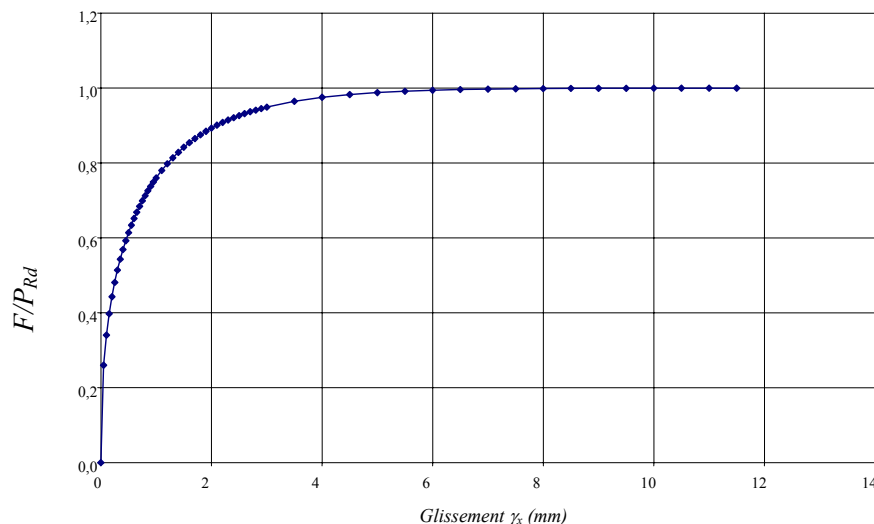


Figure 30 - Courbe cisaillement - glissement

Loi $M_Y = f(\theta_y)$

Une méthode analytique a été développée pour établir cette loi à partir des dimensions caractéristiques de la connexion et des propriétés des matériaux. L'influence du bac a été prise en compte [15]. La Figure 31 montre un exemple de la courbe $M_Y = f(\theta_y)$ pour simuler la flexibilité de la nervure du bac. Les moments M_y sont pondérés par le ratio du nombre réel de connecteurs sur le nombre connecteurs modélisés.

Loi $F_y = f(\gamma_y)$

Un ressort rigide linéaire est adopté pour cette direction.

Loi $F_z = f(\delta_z)$

Un ressort linéaire est adopté pour cette direction, dont la raideur est égale à la raideur en traction du connecteur.

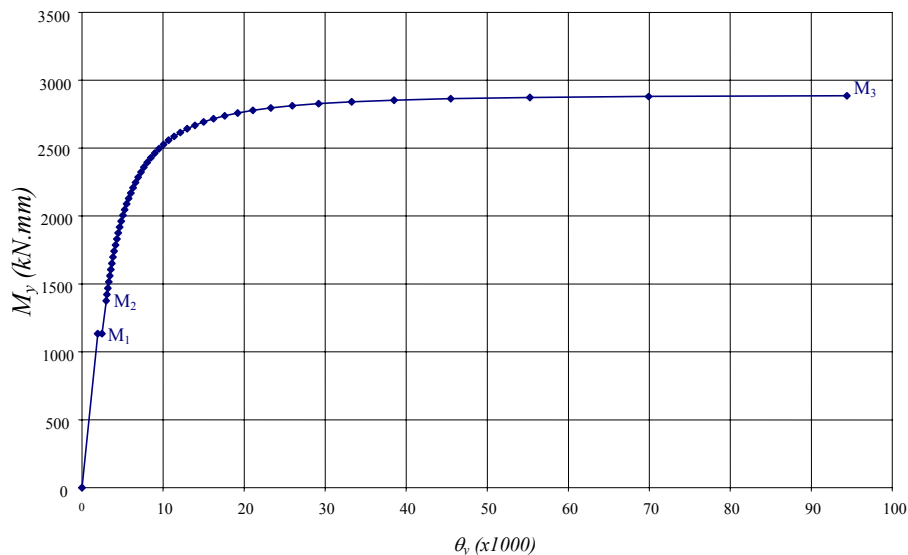
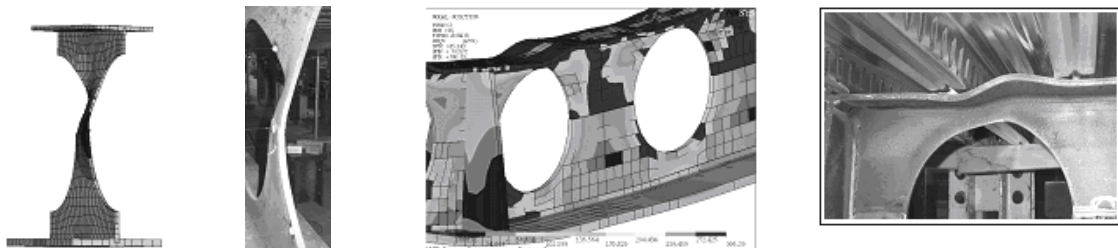


Figure 31: Courbe $M_y = f(\theta_y)$ pour la poutre P2

Les comparaisons ont montré une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et les calculs numériques (Figure 32) en ce qui concerne les modes de ruine pour les courbes de comportement. Cette bonne concordance a permis l'utilisation de ce modèle pour la calibration du modèle analytique.



Production par le calcul du flambement des montants

Production par le calcul de la plastification due à l'effet Vierendeel

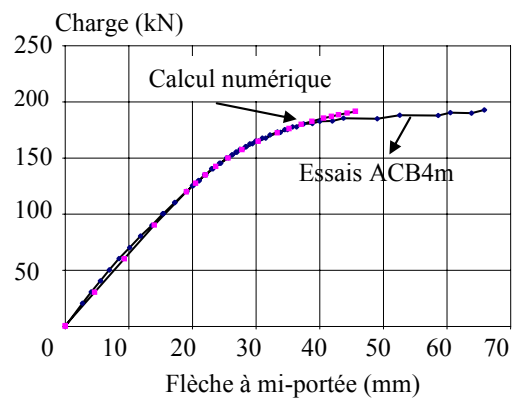
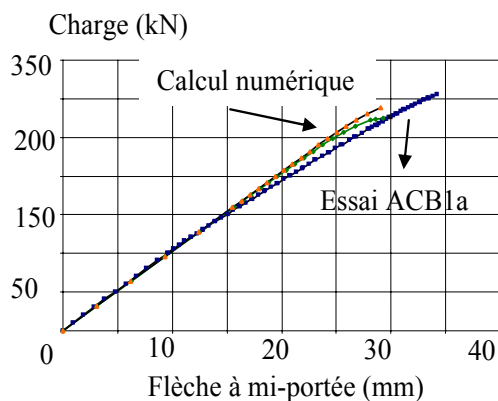


Figure 32 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques

4. PROPOSITION D'UN NOUVEAU MODÈLE POUR LA RÉSISTANCE AU FLAMBEMENT DES MONTANTS

Pour calculer la résistance des poutres cellulaires vis-à-vis du flambement des montants un nouveau modèle est proposé [15]. Ce modèle est basé sur les observations expérimentales et calibré sur 700 simulations numériques.

Le format de vérification est la suivante :

$$\sigma_{wSd} \leq K \sigma_{w.b.Rd}$$

σ_{wSd} est la contrainte de compression au bord de l'ouverture (Figure 33) à une hauteur d_w . (indice T pour la partie supérieure et B pour la partie inférieure)

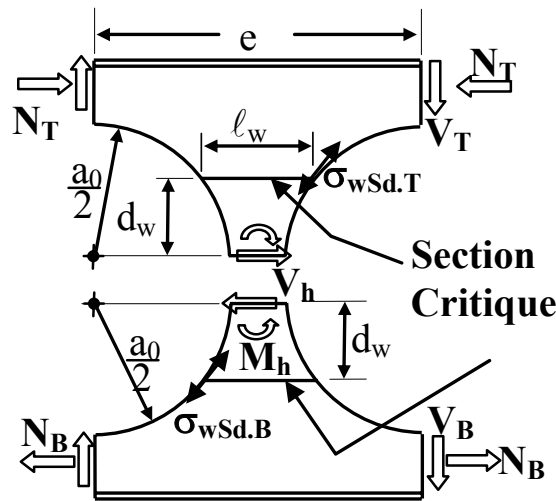


Figure 33 : Distribution des efforts dans une cellule

La hauteur d_w est à déterminer en relation avec les caractéristiques géométriques de l'ouverture par l'expression :

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

Ce qui donne :

$$\ell_w = a_0 \left(\alpha - \sqrt{1 - \left(\frac{2d_w}{a_0} \right)^2} \right)$$

A partir de l'effort tranchant et du moment appliqué l'expression analytique de la contrainte de calcul est la suivante :

$$\sigma_{w, sd, T} = 3 \frac{V_T \cdot d_w - M_h}{\ell_w^2 t_w} + \sqrt{\frac{9}{2} \left(\frac{V_T \cdot d_w - M_h}{\ell_w^2 t_w} \right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{3V_h}{2\ell_w t_w} \right)^2}$$

Afin de simplifier la présentation, les sollicitations à introduire dans cette expression sont données dans la référence [16]. Il faut noter ici qu'au droit de l'ouverture la dalle participe à la résistance à l'effort tranchant et que les résultats expérimentaux démontrent que pour les sections dissymétriques, la répartition de l'effort tranchant au droit d'une ouverture n'est pas au prorata de l'aire de cisaillement des membrures. Une loi empirique, basée sur les résultats des simulations numériques et validée par les essais, a été formulée. Pour les poutres aciers les efforts V_h et M_h sont à calculer à partir du moment global de flexion et de l'effort tranchant en supposant un point d'inflexion dans les tés au droit des ouvertures (point de moment nul modèle poutre Vierendeel).

L'hypothèse d'un point d'inflexion dans les membrures au droit des ouvertures n'est pas vérifiée pour les poutres mixtes. Les équations d'équilibre du moment ne permettent pas de calculer le moment M_h dans le montant, car les moments dans les membrures au droit des ouvertures ne sont pas connus. Néanmoins, les valeurs obtenues par simulations numériques montrent qu'une formule approximative du moment M_h peut être adoptée [16]:

Après le calcul des sollicitations, il s'agit maintenant de calculer la résistance du montant au flambement

Ce calcul est à effectuer pour la partie inférieure et la partie supérieure de la poutre cellulaire. La résistance au flambement du montant est donnée par l'expression :

$$\sigma_{w,b,Rd} = \chi \xi f_{yw}$$

χ est le coefficient de réduction tenant en compte des imperfections. Dans ce modèle les autres paramètres et notamment ξ sont calibrés afin d'utiliser la courbe « a » de flambement selon l'EN 1993-1-1 [11]. Dans ce cas l'élanement réduit est égal à

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\xi} \sqrt{\frac{f_{yw}}{\sigma_{w,cr}}} \quad \text{avec} \quad \xi = 1,5 + \frac{2 \cdot 10^{-5}}{(1 - \alpha)^4}$$

La contrainte critique $\sigma_{w,cr}$ est à calculer selon les deux modes d'instabilité : le cloquage par effort tranchant ou par compression comme le montre la Figure 34.

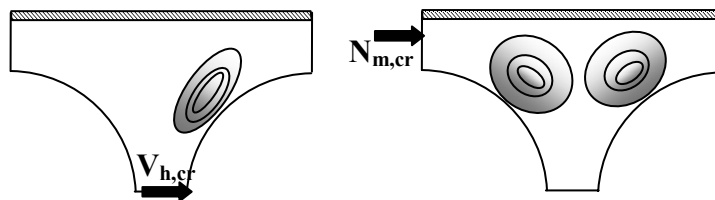


Figure 34 : Modes d'instabilité des Té

Cette contrainte est à relier à la sollicitation pour prendre en compte la présence de la traction stabilisatrice ou de la compression selon une interaction de type Dunkerly.

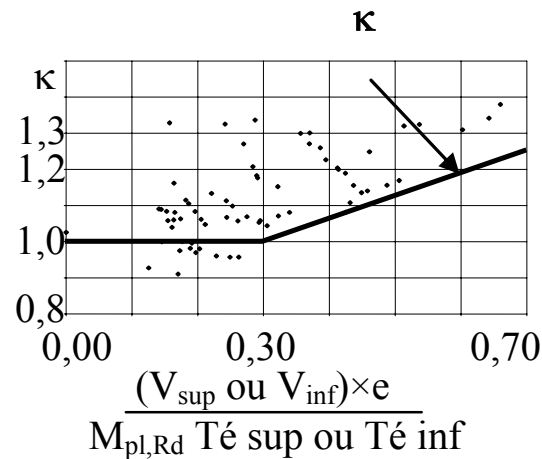
$$\sigma_{w,cr,T} = \alpha_{cr,T} \sigma_{w,sd,T} \quad ; \quad \sigma_{w,cr,B} = \alpha_{cr,B} \sigma_{w,sd,B}$$

$$\alpha_{cr,T} = \frac{1}{\frac{V_h}{V_{h,cr}} + \frac{N_{w,T}}{N_{m,cr,T}}} \quad ; \quad \alpha_{cr,B} = \frac{1}{\frac{V_h}{V_{h,cr}} - \frac{N_{w,B}}{2N_{m,cr,B}}}$$

Près de 300 simulations numériques sont effectuées pour aboutir à des expressions analytiques pour calculer V_{hCr} et N_{mCr} [16].

Il est important de noter que les simulations correspondent à la situation d'un profilé laminé dans lequel les congés de raccordement procurent l'encastrement de l'âme sur la semelle.

Enfin, il est normal de prendre en compte la classe de la section et la possibilité d'avoir une rotule plastique dans les Tés par le biais d'un coefficient κ calibré aussi à partir simulations numériques (Figure 35).


 Figure 35 : Calibration du coefficient κ

Simulations numériques et calibration

Près de 400 simulations numériques (sur des poutres) sont effectuées pour couvrir les différents paramètres et domaines d'utilisation des poutres cellulaires. Pour les essais et les simulations numériques, nous avons appliqué le modèle proposé et la méthode existante pour calculer la résistance. L'écart ultime est calculé afin de montrer la réserve de sécurité ou l'insuffisance par rapport à la valeur réelle. Les résultats sont synthétisés dans le Tableau 6.

$$\Delta_U = \frac{\text{Valeur d'essai}}{\text{Résistance selon la méthode adoptée}} - 1$$

méthode existante $\Delta_U = \frac{M_{wp.Essai}}{M_{wpRd.Méthode}} - 1$

Modèle proposé $\Delta_U = \frac{\sigma_w.Essai}{\kappa \sigma_{wRd.Méthode}} - 1$

Poutres Cellulaires en acier section symétrique	Méthode existante	Modèle proposé
Δ_U mini	-11 %	-4 %
Δ_U maxi	+54 %	+26 %
Poutres Cellulaires en acier section dissymétrique	Méthode existante	Modèle proposé
Δ_U mini	> 0 %	-9 %
Δ_U maxi	+ 78 %	+33 %
Poutres Cellulaires mixtes	Méthode existante	Modèle proposé
Δ_U mini	> 0 %	-10 %
Δ_U maxi	+160 %	+35 %

Tableau 6

L'amélioration est très importante avec le modèle proposé et un coefficient de sécurité de 1,1 permettra de placer la totalité des résultats du côté de la sécurité.

Le Tableau 7 montre une comparaison entre les essais, les calculs EF, le modèle existant et le modèle proposé.

ESSAI	P _{exp} (kN)	P _{FEM} (kN)	Mode de ruine	P _{cal} (kN) Modèle existant	P _{Proposed Model} (kN)
ACB1a	306	275		234	306
ACB2a	243	229		193	222
ACB3a	246	256	FLAMBEMENT	72	212
ACB4m	383	382	DES	200	336
ACB5m	570	533	MONTANTS	236	400
ACBP1	181	183		74	135

Tableau 7

5. CONCLUSIONS ET LIMITATIONS

Cette étude a permis le développement d'un modèle valable pour les poutres cellulaires en acier seul ou mixtes acier-béton. Il couvre des paramètres et des configurations d'ouvertures jusqu'à maintenant non autorisés dans les méthodes existantes :

$1,08 < \alpha = e/a_0 < 1,75$ et $\beta = a_0/t_w < 90 \sqrt{235/f_y}$, Acier S235 à S460.

Un coefficient de sécurité égal à 1,1 est recommandé pour l'application de ce modèle.

Dans le domaine de bâtiments, ces paramètres couvrent la quasi-totalité des configurations souhaitées par les architectes et les maîtres d'ouvrages.

Dans le domaine des ouvrages d'art une adaptation importante de ce modèle est nécessaire surtout pour le calcul de la résistance des montants en présence d'une charge concentrée. En outre, des aspects liés aux comportements dynamique et à la fatigue sont à investiguer. En revanche, l'utilisation des poutrelles ajourées dans les ponts à poutrelles enrobées, de petites et moyennes portées, a montré depuis longtemps (voir référence 18) une grande facilité pour la disposition des armatures passives et précontraintes et un allègement de la charpente métallique. Il est normal qu'on puisse s'attendre à des applications dans ce domaine d'ouvrage d'art.

6. REMERCIEMENTS

L'auteur tient à remercier ARCELOR LONG COMMERCIAL pour le support financier apporté à cette recherche et en particulier à M. Toni de Marco pour le suivi de ce projet.

7. RÉFÉRENCES

- [1] CEN - European Committee for Standardization, ENV 1993-1-1:1992/prA2-Annex N: Openings in webs, 1994
- [2] Matesco, D., Mercea, Gh., Un nouveau type de poutres ajourées, Revue Construction Métallique, n°3, 1983
- [3] Ward, J.-K., Design of composite and non-composite cellular Beams, The Steel Construction Institute, Publication 100, 1990
- [4] Bitar, D., Vérification à l'ELU des poutres métalliques avec ouvertures d'âme – Exemples de calcul et recommandations, Revue Construction Métallique, n°1, 1998
- [5] Bitar D., Maitre P., Poutres mixtes de bâtiment avec ouverture isolée dans l'âme – Démarche de vérification et exemple de calcul, Revue Construction Métallique, n°4-2001
- [6] Todd, D.M, Cooper P.B., Strength of Composite Beams with Web Openings, ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 106, No.ST2, February 1980
- [7] Clawson, W.C., and Darwin, D. Strength of Composite Beams at Web Openings, ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 108, No.ST3, March, 1982
- [8] Redwood, R.G., Poubouras, G., Analysis Of Composite Beams with Web Openings, ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 110, No.ST9, September, 1984.
- [9] Lawson, R.M. « Design for Openings in the Webs Of composite Beams » SCI/CIRIA joint publication SCI-P068, 1987
- [10] Donoghue, C.M., Darwin, D., Web Openings In Composite Beams With: Ribbed Slabs, ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 114, No.ST3, March, 1988
- [12] CEN - European Committee for Standardization, prEN1994-1-1: Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for building, 2004
- [13] Bitar D., Contribution au dimensionnement des poutres de planchers mixtes réalisés avec un bac en tôle mince nervurée, Thèse de docteur ingénieur, INSA de Rennes, 1990
- [14] Martin P.O., Bitar D., Y. Galéa : Rapport CTICM N° 7.013-07 : ACB Design Optimisation, Simulations numériques, Mise au point d'un modèle éléments finis, 2003
- [15] Martin P.O., Bitar D., Y. Galéa : Rapport CTICM N° 7.013-08 : ACB Design Optimisation, Flambement du montant, Mise au point d'une méthode de dimensionnement, 2003
- [16] Bitar D., Martin P.O : Calcul des poutres cellulaires – Revue Construction Métallique n° 4 – 2005 à apparaître.
- [17] CEN - European Committee for Standardization, prEN1993-1-1: Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for building, 2004, 2004
- [18] Grelu H., Poutrelles ajourées liées au béton par précontrainte transversale – Bulletin Ponts Métalliques – juillet 1980.