



HAL
open science

Calcul de la charge limite ultime de portiques en béton armé

Ba-Hung Pham, Delphine Brancherie, Luc Davenne, Adnan Ibrahimbegovic

► **To cite this version:**

Ba-Hung Pham, Delphine Brancherie, Luc Davenne, Adnan Ibrahimbegovic. Calcul de la charge limite ultime de portiques en béton armé. 10e colloque national en calcul des structures, May 2011, Giens, France. pp.Clé USB. hal-00592908

HAL Id: hal-00592908

<https://hal.science/hal-00592908v1>

Submitted on 3 May 2011

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Calcul de la charge limite ultime de portiques en béton armé

D. Brancherie¹, B.H. Pham², L. Davenne², A. Ibrahimbegovic²

¹ Laboratoire Roberval, Université de Technologie de Compiègne, France, delphine.brancherie@utc.fr

² LMT-Cachan, ENS Cachan, France {pham,luc.davenne,adnan.ibrahimbegovic}@lmt.ens-cachan.fr

Résumé — Dans ce travail, nous présentons un enrichissement des modèles Éléments Finis de poutres de Timoshenko capable de décrire le comportement jusqu'à rupture de structures de type portique en béton armé. Le modèle proposé combine la prise en compte de phénomènes de rupture diffus et le développement de rotules plastiques gérées par l'introduction de discontinuités de rotation. Les paramètres du modèle macro de poutre de Timoshenko sont déterminés à partir d'un modèle plus fin s'appuyant sur des éléments multi-fibres eux-mêmes enrichis de discontinuités de déplacement en mode I.

Mots clés — béton armé, rupture localisée, discontinuité forte, modèle multi-fibre.

1 Introduction

Le travail présenté ici a pour objectif le développement d'outils numériques permettant l'optimisation du dimensionnement des structures de type portique en béton armé. Les procédures standards de dimensionnement de ces structures s'appuient, en général, sur l'analyse limite des sections droites à partir des efforts généralisés obtenus sur le composant considéré. Pour des structures hyperstatiques, la rupture d'un composant ne conduisant pas nécessairement à la ruine complète de la structure, de telles approches se traduisent par un sur-dimensionnement. L'objectif du présent travail est de proposer une approche incluant à la fois la description du comportement pré-pic non-linéaire mais également l'apparition des zones d'endommagement ou de plasticité localisée pour le cas des structures en béton armé de type portique. Pour ce faire, un modèle «macro» basé sur une formulation de poutre de Timoshenko est développé. Les phénomènes non-linéaires apparaissant avant la rupture du composant - tels que la rupture du béton ou la plastification des armatures - sont pris en compte par l'intermédiaire d'un modèle non-linéaire écrit en termes d'efforts généralisés. Le développement de rotules plastiques est quant à lui décrit par l'introduction, sur le principe des méthodes à discontinuité forte [1], d'un saut du champ de rotation. Afin de garantir la prédictivité des résultats obtenus, une attention particulière doit être portée à la formulation et l'identification des lois de comportement «macros» considérées à l'échelle de chaque composant poteau ou poutre. Pour ce faire, un modèle plus fin intégrant les comportements non-linéaires pré-pic et à rupture de chaque matériau (béton, armatures et éventuellement liaison acier/béton) est considéré. Ce dernier consiste en un modèle multi-fibre des sections droites. À chaque fibre, considérée comme un élément de barre, est affecté un comportement élasto-plastique ou élasto-endommageable pour décrire la phase pré-pic. Par ailleurs, la rupture ou l'apparition de phénomènes localisés est décrite au niveau de chaque fibre par l'introduction d'un saut de déplacement axial sur la base des modèles à discontinuité forte. Ce modèle, plus fin que le précédent, sert de base à l'identification des paramètres du modèle «macro» utilisé à l'échelle de la structure. Nous présentons ici le modèle macro basé sur un enrichissement de la formulation de poutre de Timoshenko ainsi que les modifications du modèle multi-fibre afin de prendre en compte le développement de discontinuités de déplacement axial dans les fibres. La procédure d'identification des paramètres du modèle macro à partir des résultats du modèle multi-fibre est également présentée. Enfin, des résultats numériques comparant les deux approches ainsi qu'une validation à partir de résultats expérimentaux obtenus sur un portique sont présentés.

2 Poutre de Timoshenko enrichie : prise en compte d'une discontinuité de rotation

Nous présentons ici les principaux ingrédients permettant d'enrichir la cinématique des éléments de poutre de Timoshenko de façon à prendre en compte, à travers un modèle en effort résultant, les différents phénomènes de rupture se produisant localement dans une structure en béton armé : fissuration du béton, rupture de la liaison acier-béton, plastification des armatures. Nous présentons dans la suite rapidement les modifications générées dans la formulation de l'élément de poutre de Timoshenko ainsi que les lois de comportement macro utilisées pour décrire les différents phénomènes non-linéaires se produisant et en particulier la rupture.

2.1 Formulation théorique et implantation élément fini

Nous considérons ici une poutre de Timoshenko de longueur L et de section A soumise à des charges distribuées $f(x)$, $q(x)$, $m(x)$ et concentrées F , Q , C (voir Figure 1(a)). Nous noterons u et v respectivement les composantes horizontale et verticale du déplacement de l'axe neutre de la poutre et θ , la rotation de la section.

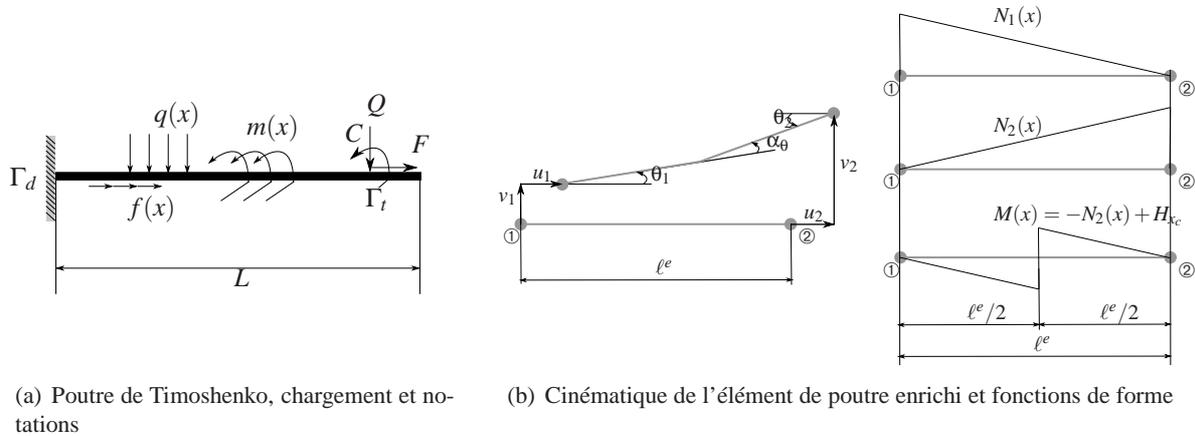


FIG. 1 – Poutre de Timoshenko : géométrie et cinématique de l'élément

Afin de reproduire l'apparition de rotules dues au développement de phénomènes de rupture et/ou plastification localisés, le champ de rotation est enrichi par une discontinuité au point x_c . Les champs de déformations généralisées s'écrivent alors :

$$\varepsilon(x) = \frac{du(x)}{dx}, \gamma(x) = \frac{dv(x)}{dx} - \underbrace{(\bar{\theta}(x) + \alpha_\theta H_{x_c})}_{\theta(x)} \quad \text{et} \quad \kappa(x) = \frac{d\theta(x)}{dx} = \bar{\kappa}(x) + \alpha_\theta \delta_{x_c} \quad (1)$$

Du point de vue numérique, la discontinuité est prise en compte en enrichissant la base des fonctions de forme par une fonction $M(x)$ discontinue en x_c et nulle aux nœuds de l'élément (voir Figure 1(b)). Cet enrichissement est ici géré dans le cadre de la méthode des modes incompatibles (voir [2]) conduisant à une interpolation des déformations de la forme :

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon \\ \gamma \\ \kappa \end{bmatrix} = \mathbf{B}\mathbf{d} + \mathbf{G}\alpha_\theta \quad \text{avec} \quad \mathbf{d} = [u_1 \ v_1 \ \theta_1 \ u_2 \ v_2 \ \theta_2]^T, \quad \mathbf{B} = [\mathbf{B}_1, \mathbf{B}_2], \quad \mathbf{B}_i = \begin{bmatrix} \frac{dN_i}{dx} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{dN_i}{dx} & -N_i \\ 0 & 0 & \frac{dN_i}{dx} \end{bmatrix} \quad (2)$$

où la fonction \mathbf{G} est obtenue comme le gradient de la fonction d'enrichissement M (voir Figure 1(b)) sous la forme :

$$\mathbf{G} = \left(-\frac{1}{\ell^e} + \delta_{x_c}\right) [0 \ 0 \ 1]^T = \bar{\mathbf{G}} + \delta_{x_c} [0 \ 0 \ 1]^T \quad (3)$$

Le champ de déformations virtuelles est obtenu de la même façon sous la forme $\varepsilon^* = \mathbf{B}\mathbf{d}^* + \mathbf{G}_v\beta^*$ (avec \mathbf{d}^* et β^* respectivement les déplacements et les rotations virtuels). La fonction \mathbf{G}_v est obtenue à partir de \mathbf{G} en imposant la vérification du patch-test : $\mathbf{G}_v = \mathbf{G} - \frac{1}{\ell^e} \int_0^{\ell^e} \mathbf{G} dx = \bar{\mathbf{G}}_v + \delta_{x_c} [0 \ 0 \ 1]^T$.

La forme faible de l'équation d'équilibre est alors obtenue à partir du principe variationnel à trois champs de Hu-Washizu sous la forme d'un système de deux équations :

$$\begin{cases} \mathbf{A}_{e=1}^{N_{elem}} [\mathbf{f}^{e,int} - \mathbf{f}^{e,ext}] = \mathbf{0} \\ \int_0^{\ell^e} \mathbf{G}_v^T \boldsymbol{\sigma} dx + M_{x=x_c} = 0 \quad \forall e \in [1, N_{elem}^\delta] \end{cases} \quad (4)$$

où $\boldsymbol{\sigma} = [N \quad T \quad M]^T$ est le vecteur des efforts résultants, $\mathbf{f}^{e,int}$ et $\mathbf{f}^{e,ext}$ notent respectivement les vecteurs des efforts intérieurs et extérieurs. La deuxième équation du système (4) est, du fait de l'enrichissement local réalisé, une équation locale écrite sur chaque élément localisé. Cette propriété est utilisée pour déterminer localement la valeur du saut de rotation α_θ . Par condensation statique au niveau élémentaire et après linéarisation du système (4), le champ de déplacement généralisé est obtenu comme solution de l'équation :

$$\mathbf{A}_{e=1}^{N_{elem}} [\hat{\mathbf{K}}^e \Delta \mathbf{d} - \mathbf{f}^{e,ext}] = \mathbf{0} \quad (5)$$

où $\hat{\mathbf{K}}^e$ est la matrice de rigidité élémentaire modifiée par la prise en compte du développement d'une rotule ou discontinuité de rotation dans l'élément.

2.2 Lois de comportement en efforts résultants

La description des phénomènes conduisant à la ruine des structures de type poteau/poutre dans le cadre présenté précédemment nécessite l'écriture de lois de comportement macro formulées en efforts résultants. La formulation de l'élément enrichi impose la prise en compte d'un comportement pour le matériau hors discontinuité représentant les phénomènes dissipatifs diffus et d'un comportement associé à la discontinuité permettant de décrire les phénomènes dissipatifs localisés. Ces deux modèles sont écrits dans le cadre classique de la thermodynamique des milieux continus. Les comportements de la poutre en traction et cisaillement sont supposés demeurer élastiques, seul le comportement en flexion prend en compte d'éventuelles non-linéarités. Des lois de comportement élasto-plastiques sont considérées, seules les fonctions seuil utilisées afin de reproduire les différents mécanismes responsables de la ruine des poutres ou poteaux en béton armé sont présentées. Afin de représenter les différentes phases du comportement plusieurs fonctions seuil sont introduites. Deux fonctions seuil permettent de décrire le comportement dans la phase d'écroutissage :

- la première phase est gérée par la fonction seuil : $\phi_c(M, q_c) = |M| - (M_c - q_c)$ où M_c correspond à la limite élastique en flexion à partir de laquelle la fissuration du béton débute. La loi d'écrouissage considérée est ici supposée linéaire : $q_c = -K_1 \xi$;
- la seconde phase de comportement est caractérisée par la fonction seuil $\phi_y(M, q_y) = |M| - (M_y - q_y)$ où M_y correspond au moment de flexion pour lequel débute la plastification des armatures d'acier. L'écrouissage est ici aussi supposé linéaire : $q_y = -K_2(\xi - \xi_{plas})$ (ξ_{plas} désigne la valeur de la variable d'écrouissage ξ lorsque la plastification débute).

Afin de décrire le comportement de la discontinuité de rotation ou rotule plastique, une loi de comportement rigide-plastique est introduite, cette dernière est gérée par la fonction seuil : $\bar{\phi}(M_{x_c}, \bar{q}) = |M_{x_c}| - (M_u - \bar{q})$ où M_{x_c} est la valeur du moment de flexion au niveau de la discontinuité, M_u est le moment de flexion ultime et \bar{q} est la variable associée à l'adoucissement décrit par une loi linéaire de la forme : $\bar{q} = -\bar{K} \bar{\xi}$ avec $\bar{K} < 0$. La loi constitutive obtenue pour la discontinuité s'écrit alors : $\dot{M}_{x_c} = \bar{K} \dot{\alpha}_\theta$.

3 Modèle de poutre multi-fibre enrichi

Afin d'identifier les paramètres du modèle macro présenté précédemment et de garantir ainsi la prédictivité des résultats obtenus, un modèle plus fin basé sur l'utilisation d'éléments multi-fibre est considéré. L'utilisation d'un modèle multi-fibre permet de gérer des éléments de type poutre dont la section est constituée de plusieurs matériaux comme cela est le cas pour les structures en béton armé [3]. Comme pour le modèle macro précédent, afin de prendre en compte les phénomènes dissipatifs localisés, un enrichissement de la cinématique classique des fibres est réalisé par l'ajout d'une discontinuité de déplacement axial.

3.1 Enrichissement des fibres

Nous considérons ici une poutre de longueur L composée de plusieurs éléments de longueur ℓ^e . La section de la poutre est supposée rectangulaire de largeur b et de hauteur h , elle est décomposée en fibres de béton ou d'acier. Nous noterons y^i la position verticale de la fibre i par rapport à l'axe neutre de la poutre. La poutre est soumise à un effort normal supposé constant et à un moment de flexion (voir Figure 2). Chaque fibre est considérée comme un élément de barre enrichi par une discontinuité du déplacement

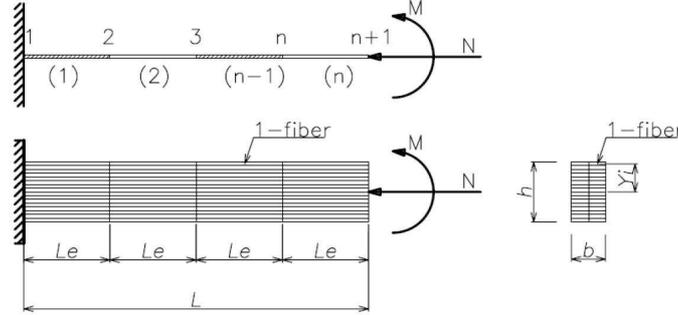


FIG. 2 – Élément de poutre multi-fibre

axial. Ainsi, de la même façon que pour la rotation dans le cas du modèle de poutre présenté à la section précédente, le champ de déformation s'écrit sous la forme :

$$\bar{\epsilon}_{x,t}^i = \sum_{a=1}^2 B_a d_{a,t}^i + G_r \alpha^i = \mathbf{B}^i \mathbf{d}_t^i + G_r \alpha_t^i ; \mathbf{B}^i = [B_1, B_2]^T ; \mathbf{d}_t^i = [d_{1,t}^i, d_{2,t}^i]^T \quad (6)$$

avec $B_a = \frac{dN_a}{dx}$, N_a notant la fonction de forme associée au nœud a et $G_r = -\frac{1}{\ell^e}$. Le déplacement axial $d_{a,t}^i$ du nœud a de la fibre i est obtenu, en considérant la cinématique de poutre de Timoshenko, à partir des déplacements et rotations nodaux : $d_a^i = u_a - y^i \theta_a$. La valeur du saut de déplacement α_t^i est obtenue en résolvant, pour chaque fibre, l'équation d'équilibre local associée à l'introduction de la discontinuité :

$$h^{e,i} = \int_0^{\ell^e} G_v \sigma(d, \alpha^i) dx + t(\alpha^i) = 0 \quad (7)$$

où $t(\alpha^i)$ correspond à la traction au point de discontinuité x_c .

3.2 Assemblage des fibres dans la section

L'état de contrainte calculé, dans chaque fibre, est utilisé pour déterminer les efforts intérieurs par assemblage sur la section. La matrice de rigidité élémentaire est alors de la forme :

$$\mathbf{K}^{elmt} = \int_0^{\ell^e} \mathbf{B}^T \mathbf{K}_s \mathbf{B} dx \quad (8)$$

où \mathbf{K}_s correspond à la rigidité de la section obtenue en assemblant les contributions de toutes les fibres de la section :

$$\mathbf{K}_s = \begin{bmatrix} \int_A D^{in} dA & 0 & \int_A D^{in} dA \\ \text{sym} & k \int_A G^{in} dA & 0 \\ & & \int_A y^2 D^{in} dA \end{bmatrix} \quad (9)$$

k est le facteur de correction en cisaillement, D^{in} et G^{in} les modules élastoplastiques en traction et cisaillement. Afin de rendre compte de la présence d'une discontinuité de déplacement au sein de chaque fibre, les composantes de la matrice \mathbf{K}_s correspondant aux degrés de liberté en rotation sont modifiées :

$$K_{3a3b}^{elmt} = K_{3a3b}^{elmt} - \sum_{i=1}^{N_{fib}} F_{r,a}^i \left(H^i + \bar{K} \right)^{-1} F_{v,b}^i{}^T, \quad a, b = 1, 2. \quad (10)$$

où $F_{r,a}^i = A_i \int_0^{\ell^e} -y B_a D^{in} G_r dx$, $F_{v,a}^i = A_i \int_0^{\ell^e} -y B_a D^{in} G_v dx$ et $H^i = A_i \int_0^{\ell^e} -y G_v D^{in} G_r dx$. A_i désigne l'aire de la section de la fibre i , N_{fib} le nombre total de fibres dans la section et \bar{K} le module d'adoucissement associé à la discontinuité.

3.3 Lois de comportement des fibres

Des lois de comportement élasto-plastiques adoucissantes, formulées dans le cadre de la thermodynamique des milieux continus, sont considérées à la fois pour le béton et l'acier des armatures. La Figure 3 donne une représentation de ces comportements en traction et en compression. Le comportement du

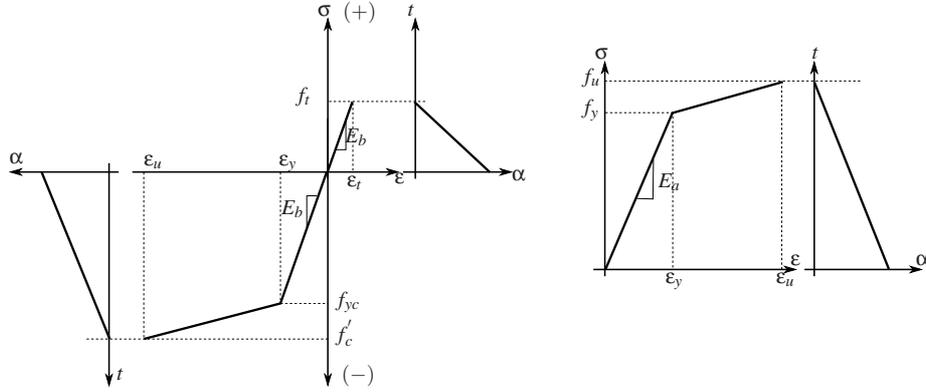


FIG. 3 – Lois de comportement considérées pour le béton (gauche) et l'acier (droite)

béton, considéré comme non symétrique en traction/compression, est décrit à l'aide de trois fonctions seuil pour la partie compression :

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi_{ci}^c(\sigma, q) = |\sigma| - (\sigma_i^c - q_i) \leq 0, \quad i = 1, 2, 3 \\ i = 1 : \text{phase d'écrouissage} : \sigma_1^c = f_{yc}, \quad q_1 = -K_1^c \xi_1^c \\ i = 2 : \text{phase adoucissante} : \sigma_2^c = f'_c, \quad q_2 = -\bar{K}^c \xi_2^c \\ i = 3 : \text{rupture complète} : \sigma_3^c = 0, \quad q_3 = 0 \end{array} \right. \quad (11)$$

et deux fonctions seuil pour la partie traction où, le comportement étant supposé fragile, aucune phase d'écrouissage n'est considérée :

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi_{ci}^t(\sigma, q) = |\sigma| - (\sigma_i^t - q_i) \leq 0, \quad i = 1, 2 \\ i = 1 : \text{phase adoucissante} : \sigma_1^t = f_t, \quad q_1 = -\bar{K}^t \xi_1^t \\ i = 2 : \text{rupture complète} : \sigma_2^t = 0, \quad q_2 = 0 \end{array} \right. \quad (12)$$

Le comportement de l'acier est, quant à lui, géré à l'aide de deux fonctions seuil :

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi_{si}^t(\sigma, q) = |\sigma| - (\sigma_i - q_i) \leq 0, \quad i = 1, 2 \\ i = 1 : \text{phase d'écrouissage} : \sigma_1 = f_y, \quad q_1 = -K_1 \xi_1 \\ i = 2 : \text{phase adoucissante} : \sigma_2 = f_u, \quad q_2 = -\bar{K} \xi_2 \end{array} \right. \quad (13)$$

Des valeurs des différents paramètres matériau sont données dans la section suivante.

4 Procédure d'identification et résultats numériques

4.1 Procédure d'identification

Le modèle multi-fibre présenté précédemment est utilisé pour identifier les paramètres du modèle macro détaillé dans la Section 2. Le modèle macro, écrit en effort résultant, décrit le comportement de la section en béton armé en intégrant de façon globale les non-linéarités associées aux différents phénomènes que sont la fissuration du béton, la dégradation de la liaison acier/béton ainsi que la plastification

des armatures. Le modèle multi-fibre permet, quant-à-lui, une description plus fine de ces différents phénomènes à une échelle inférieure à celle considérée dans le modèle macro. En ce sens, l'utilisation du modèle multi-fibre afin de calibrer les paramètres du modèle macro peut être considérée comme une approche de type homogénéisation non linéaire. L'identification des paramètres du modèle macro est menée en considérant un élément et un chargement représentatifs du composant étudié et de son fonctionnement dans la structure. Ainsi, une poutre console modélisée à l'aide du modèle multi-fibre précédent est considérée pour l'identification. Elle est soumise, à une rotation imposée à son extrémité libre ainsi qu'éventuellement une charge axiale constante dans le cas d'un élément sollicité en flexion composée (voir [4]). La réponse en termes de moment mesuré à l'encastrement fournit les valeurs des paramètres présentés dans la Section 2. Le moment M_c est caractérisé par l'initiation de la fissuration dans le béton, M_y correspond au début de la plastification des armatures et enfin M_u correspond à la valeur du moment ultime. Les valeurs des paramètres d'écroutissage peuvent ensuite être déduites aisément.

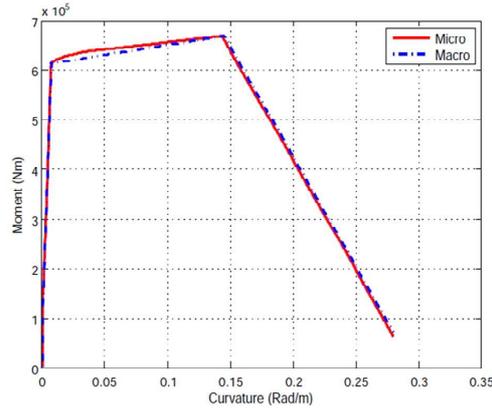


FIG. 4 – Réponse moment/courbure d'une poutre console par le modèle multi-fibre et le modèle macro

La Figure 4 présente la réponse donnée par le modèle macro après identification comparée à la réponse obtenue par le modèle multi-fibre. On peut constater que, bien que le modèle macro considère un comportement relativement simple pour la section en béton armé, il est capable de reproduire avec une bonne fidélité la réponse obtenue par un modèle plus raffiné tant en termes de moment limite qu'en termes d'énergie dissipée au cours du chargement.

4.2 Exemple 1 : poutre en béton armé en flexion 3 points

Nous considérons ici une poutre de longueur $L = 5$ m et de section rectangulaire. Les données relatives à la géométrie et à la disposition des armatures sont présentées à la Figure 5(a).

Les propriétés du béton considérées pour le modèle multi-fibre (définies Figure 3) sont les suivantes : $E_b = 37272$ MPa, $f_{yc} = 30,6$ MPa, $f'_c = 38,3$ MPa, $f_{ct} = 3,7$ MPa, $K_1^c = 9090$ MPa, $\bar{K}^c = -18165$ MPa.m⁻¹ et $\bar{K}^t = -30000$ MPa.m⁻¹. Les propriétés de l'acier sont les suivantes : $E_s = 200000$ MPa et $f_y = 400$ MPa. La poutre est soumise à une sollicitation de flexion simple en imposant un déplacement vertical sur sa section centrale et une rotation nulle de cette même section. La poutre est discrétisée en 16 éléments de longueur $\ell^e = 0,3125$ m. Afin de calibrer les valeurs des paramètres du modèle macro, l'identification telle que présentée à la Section 4.1 est menée sur un élément de poutre de même longueur ℓ^e et conduit aux valeurs des paramètres du modèle macro suivantes : $M_c = 37,9$ kNm, $M_y = 268$ kNm, $M_u = 282$ kNm, $K_1 = 29400$ Nm², $K_2 = 172$ Nm² et $\bar{K} = -40800$ Nm. Ces valeurs sont ensuite utilisées pour calculer le comportement de la poutre complète en termes de déplacement imposé/charge mesurée. Ces résultats sont comparés aux résultats obtenus en utilisant le modèle multi-fibre présenté à la Section 3 ainsi que celui disponible dans le code Aster (voir Figure 5(b)). On peut constater que les réponses fournies par le modèle macro - qui nécessite un temps de calcul et de mise en données inférieur à ceux nécessaires aux modèles multi-fibre - sont très proches des réponses fournies par les modèles multi-fibre. Par ailleurs, grâce à l'enrichissement de la cinématique pour gérer la phase adoucissante du comportement, les modèles macro et multi-fibre développés dans ce travail permettent d'évaluer la

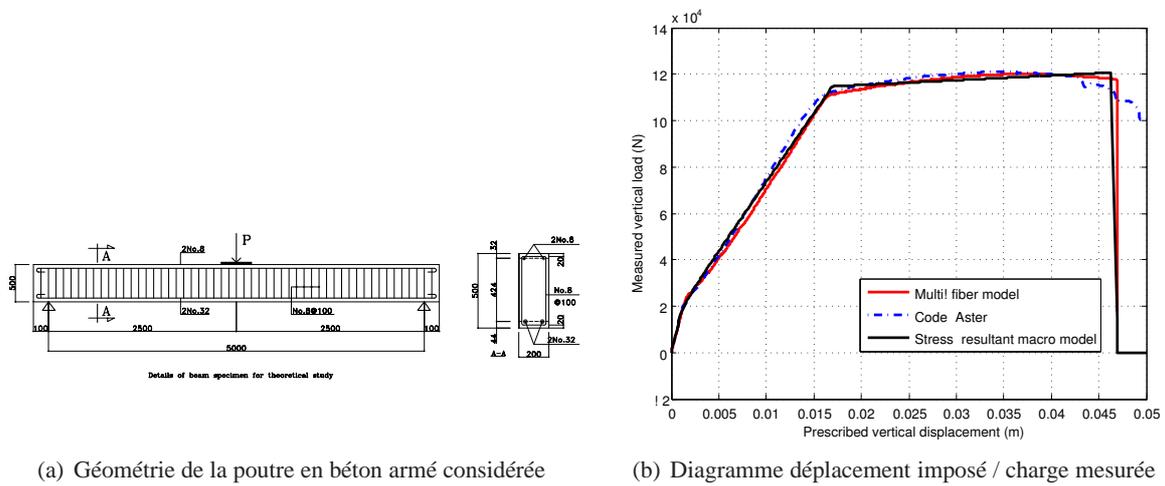


FIG. 5 – Essai de flexion 3 points sur une poutre en béton armé

réponse post-pic de la poutre et non simplement l'état limite ultime.

4.3 Exemple 2 : portique à deux niveaux

Cet exemple est issu de l'article [5] où un portique à deux niveaux est considéré et testé expérimentalement. Les dimensions et le plan d'armature de la structure sont présentés à la Figure 6. Afin de représenter la présence de charges de service constantes, deux efforts verticaux de 700 kN sont appliqués sur le haut du portique. Un déplacement latéral est imposé et la charge correspondante Q est mesurée jusqu'à rupture complète du portique. Pour les simulations numériques, les poutres et les poteaux de la structure sont discrétisés en éléments de longueur $\ell^e = 0.25$ m. Pour le modèle multi-fibre, 20 couches sont considérées dans la section. Les résultats obtenus par le modèle macro et le modèle multi-fibre sont comparés aux résultats expérimentaux disponibles dans [5] dont ont également été tirés les paramètres des lois de comportement du béton et de l'acier. Afin de calibrer les paramètres du modèle macro deux calculs préliminaires sont menés avec le modèle multi-fibre sur un élément de longueur ℓ^e : pour le premier, une sollicitation de flexion est considérée correspondant au cas de chargement des poutres de la structure, pour le second, un effort axial constant de 700 kN est ajouté pour représenter la réponse des poteaux constituant le portique étudié. La Figure 7 compare les résultats obtenus par le modèle macro

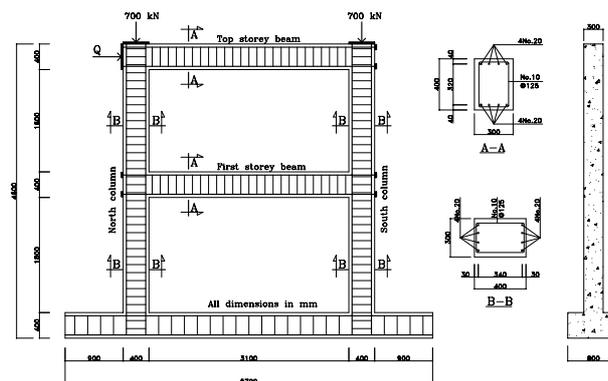


FIG. 6 – Géométrie du portique testé dans [5]

et ceux obtenus par une description plus fine en utilisant le modèle multi-fibre ainsi que les résultats expérimentaux (voir [5]). On peut remarquer que les résultats des deux simulations numériques sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. Le modèle macro, bien que peu élaboré en termes de lois de comportement, permet, pour un coût de calcul peu élevé, de prédire de façon satisfaisante la réponse

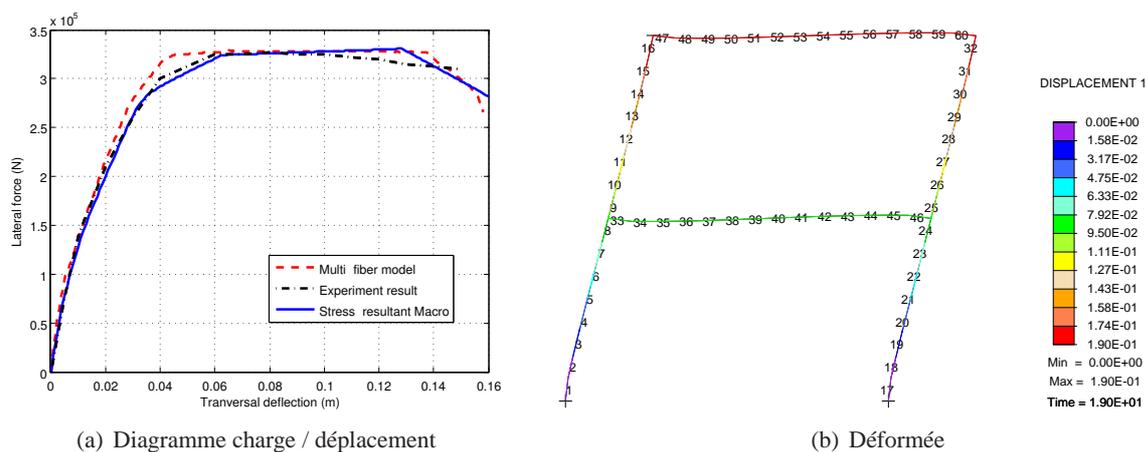


FIG. 7 – Réponse du portique : déplacement horizontal / charge latérale mesurée sur le portique et configuration déformée

du portique tant en termes de charge limite ultime qu'en termes d'énergie dissipée ou de chronologies d'apparition des rotules plastiques.

5 Conclusion et perspectives

Nous avons présenté, dans ce travail, un modèle macro écrit en efforts résultants permettant de représenter le comportement de poutres en béton armé. Grâce à un enrichissement de la cinématique des éléments standards de poutre de Timoshenko, la prise en compte de la création de rotules plastiques associée à l'apparition de phénomènes localisés est possible et permet la description du comportement jusqu'à la rupture totale. Par ailleurs, afin de garantir la prédictivité des réponses obtenues par le modèle macro, un modèle plus fin basé sur une formulation de poutre multi-fibre est utilisée pour calibrer les paramètres du modèle macro. Afin de décrire la phase post-pic du comportement, le modèle multi-fibre est également enrichi : une discontinuité de déplacement axial peut être introduite dans chaque fibre. Comme cela a été montré, un tel modèle permet de fournir, à partir de critères simples tels que la première fissuration du béton, la plastification des aciers ou l'état limite ultime de la poutre, les paramètres du modèle macro. Selon le niveau de détail attendu, l'un ou l'autre des deux modèles peut être utilisé. Des procédures d'adaptation de modèles [6] pourraient être mises en place afin d'utiliser le «meilleur» modèle selon la zone de la structure et son état.

Références

- [1] Brancherie D, Ibrahimbegovic A., *Novel anisotropic continuum-discrete damage model capable of representing localized failure of massive structures. part I : theoretical formulation and numerical implementation*, Engineering Computations, vol. 26, 100-127,2009.
- [2] Ibrahimbegovic A, Wilson E. *A modified method of incompatible modes*, Communications in Numerical Methods in Engineering,187-194,1991.
- [3] Kotronis P, Mazars J, Davenne L. *The equivalent reinforced concrete model for simulating the behavior of walls under dynamic shear loading*, Engineering Fracture Mechanics,1085-1097, vol.70,2003.
- [4] Pham B, Davenne L, Brancherie D, Ibrahimbegovic A. *Stress resultant model for ultimate load design of reinforced-concrete frames : combined axial force and bending moment*, Computers and concrete,vol. 7,303–315,2010.
- [5] Vecchio F, Emara M. *Shear Deformations in Reinforced Concrete Frames*,ACI Structural Journal,vol. 89,46-56,1992.
- [6] Bohinc U., Ibrahimbegovic A., Brank B.,*Model adaptivity for finite element analysis of thin or thick plates based on equilibrated boundary stress resultants*, Engineering Computations, Vol. 26,66-69,2009.