

Une modélisation numérique de la fissuration des structures en béton fibré



RÉSUMÉ

Après un rapide rappel concernant le modèle probabiliste de fissuration discrète relatif aux bétons non fibrés (modèle RPDC), et une analyse critique de son extension aux bétons fibrés, un nouveau modèle RPDC appliqué aux bétons fibrés est proposé. Dans ce modèle, la fissuration est modélisée au travers d'éléments de contact qui auront un comportement élastoplastique parfait avec rupture fragile. Le palier plastique ainsi que l'énergie post-fissuration y sont des variables aléatoires non corrélées. Un travail numérique qui consiste à adapter les éléments de contact existants au cas d'un comportement élastoplastique parfait avec rupture fragile, ainsi qu'un algorithme de résolution adaptés, restent maintenant à réaliser.

MOTS CLÉS : 32 - Modèle numérique - Fissuration - Béton de fibres - Comportement - Élastoplasticité - Élément de contact.

Introduction

Dans le présent article, nous allons analyser les limites du modèle probabiliste de fissuration discrète des bétons fibrés, développé au Laboratoire central des Ponts et Chaussées, et proposer des améliorations que l'on pourrait apporter à ce modèle.

Le modèle probabiliste de fissuration discrète

Ce modèle, que l'on se propose aujourd'hui d'appeler le modèle RPDC (Rossi Probabilistic Discret Cracking model), a été développé au LCPC depuis 1985 et a fait l'objet de nombreuses publications tout au long de son développement et de son évolution (depuis l'outil de recherche jusqu'à l'outil industriel actuel), parmi lesquelles on peut citer celles de Rossi et Wu (1992), Rossi et al. (1996), Rossi et Ulm (1997). On ne rappellera ici, de manière très succincte, que les hypothèses physiques et leur traduction numérique qui sont à la base du modèle probabiliste de fissuration du béton.

Le béton est considéré comme un matériau hétérogène en raison de son caractère composite et des phénomènes physiques intervenant lors de sa prise et de son durcissement. Son comportement mécanique en traction peut être considéré comme élastique fragile si l'on se place à une échelle de description du matériau très petite par rapport au volume total considéré. Il peut alors être caractérisé mécaniquement par son module d'Young et sa résistance en traction directe.

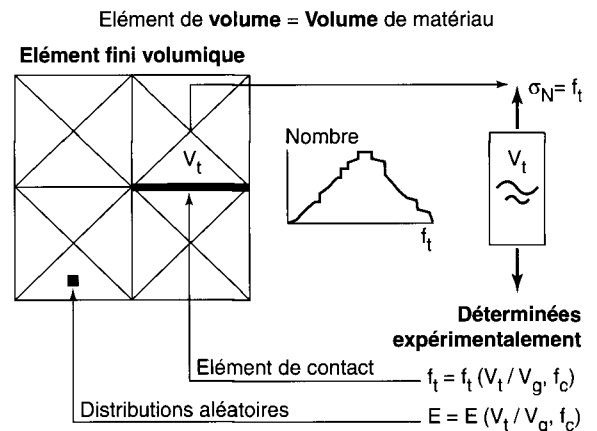
Cependant, en raison de l'hétérogénéité, ces caractéristiques sont aléatoires et dépendent de l'échelle d'observation. À l'échelle d'une structure, on fait l'hypothèse que les détériorations résultant des sollicitations font intervenir localement une traction, et ce, même dans les zones comprimées (Rossi et *al.*, 1996). Ceci se traduit par l'apparition de fissures dont la taille varie de quelques micromètres à quelques dizaines de centimètres en fonction des contraintes générées par les sollicitations.

La modélisation numérique d'une structure à l'aide d'un modèle de fissuration implique donc que la taille des éléments du maillage soit petite vis-à-vis des gradients.

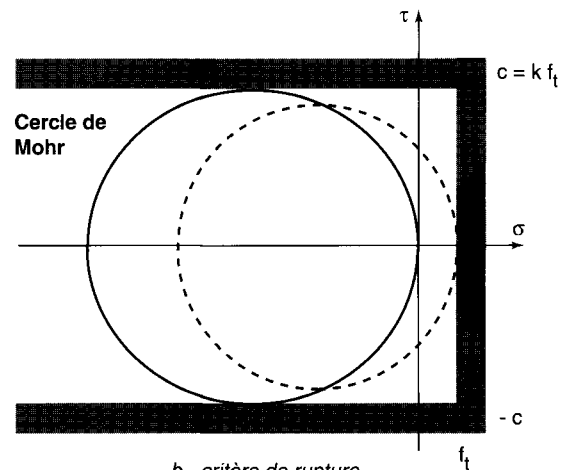
Au sein de ces éléments, le comportement du béton est supposé élastique et isotrope. Ces éléments sont reliés entre eux par des éléments spéciaux d'interface, susceptibles de s'ouvrir lorsqu'ils sont soumis à une traction, ou à un cisaillement, suffisant : on crée ainsi une discontinuité de déplacement, simulant une fissure. Ce sont des éléments d'épaisseur très petite au regard des éléments de volume, qui s'ouvrent lorsque la contrainte normale, ou tangentielle, en leur centre de gravité (point de Gauss milieu) atteint la résistance en traction locale ou la résistance en cisaillement locale. L'hétérogénéité du matériau est prise en compte numériquement par une répartition aléatoire des modules d'Young des éléments de massif et des résistances en traction et au cisaillement des éléments de contact (fig. 1). Ces caractéristiques suivent des lois de distribution du type « loi normale tronquée », qui dépendent du volume considéré. Une étude expérimentale a montré que ces paramètres dépendent essentiellement du rapport des volumes du plus gros grain du béton et de l'éprouvette, ainsi que de la résistance en compression simple déterminée sur l'éprouvette normalisée (Rossi et *al.*, 1994). Un lissage des résultats expérimentaux a permis d'établir une expression analytique de la variation de la moyenne et de l'écart-type de la résistance en traction en fonction du rapport du volume du plus gros grain du béton au volume total des deux éléments de volume qui bordent les éléments de contact, et de celles du module d'Young en fonction du rapport du volume du plus gros grain du béton au volume des éléments de volume.

Le modèle probabiliste de fissuration fait donc l'hypothèse que le volume d'un élément du maillage correspond au même volume de matériau.

Fig. 1 - Principe du modèle probabiliste de fissuration



a - représentation du matériau



b - critère de rupture

Extension actuelle du modèle RPDC aux bétons fibrés

La modélisation des BFM consiste à introduire, après ouverture d'une fissure (c'est-à-dire d'un élément de contact), une force de rappel, fonction de l'ouverture de fissure. Du point de vue numérique, ceci est réalisé en imposant, aux points de Gauss, une contrainte normale fonction du déplacement normal de l'élément de contact ouvert (Rossi et Wu, 1992). La loi de variation de la contrainte normale en fonction du déplacement normal (fig. 2) est obtenue en réalisant un essai de traction uniaxiale sur éprouvette entaillée. La procédure expérimentale ayant trait à cet essai, la dimension des éprouvettes, leur nombre, leur obtention, l'analyse des résultats ont déjà été publiés (Casanova, 1995 ; Recommandations AFREM, 1995 ; Rossi, 1998).

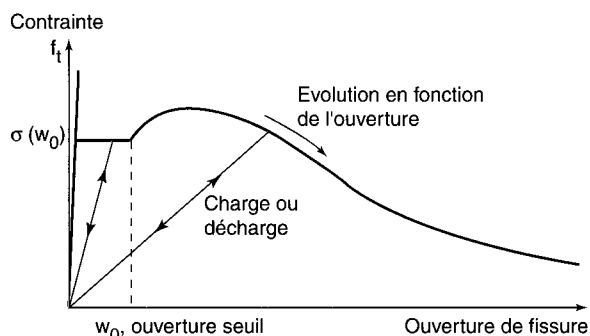


Fig. 2 - Exemple de loi d'évolution de la contrainte normale en fonction du déplacement normal à l'élément de contact.

Limites et imperfections du modèle RPDC appliqué aux bétons fibrés

Les limites ou les imperfections du modèle RPDC appliqué aux bétons fibrés conduisent au fait que, actuellement, il n'a pas les mêmes degrés de pertinence, de performance, et de crédibilité, que ceux relatifs à son utilisation dans le cas des bétons non fibrés. C'est la raison pour laquelle nous avons choisi de faire l'inventaire de ces limites par ordre décroissant de l'importance qu'elles ont à nos yeux. Il est évident que l'inventaire que nous proposons dans ce qui suit n'est en aucun cas exhaustif :

- la modélisation (et son traitement numérique associé) du comportement post-fissuration du béton fibré n'est pas objective (ni efficace du point de vue numérique) ;
- les effets d'échelle ou la dispersion relatifs au comportement post-fissuration en traction des bétons fibrés (courbe contrainte de traction-ouverture de fissure) sont insuffisamment pris en compte ;
- la modélisation de la refermeture des fissures n'est pas très réaliste d'un point de vue physique ;
- seule l'action des fibres vis-à-vis des déplacements normaux des lèvres des fissures est prise en compte, alors que, pour certains types de sollicitation, l'action des fibres vis-à-vis des déplacements tangentiels des lèvres de la fissure n'est pas négligeable (cas des fissures d'effort tranchant, par exemple).

Modélisation et traitement numérique du comportement post-fissuration

Nous avons signalé précédemment que, après ouverture d'un élément de contact (simulant la fissuration de la matrice), on impose au niveau de cet élément de contact une contrainte normale à cet élément qui suit une relation mathématique (une relation polynomiale, par exemple) déter-

minée à partir de la courbe présentée sur la figure 2. D'un point de vue numérique, ceci est réalisé en imposant, au point de Gauss de l'élément, une contrainte normale en fonction du déplacement normal, en ce point, de l'élément de contact ouvert. Lors d'une itération, le résidu est la différence entre la résistance en traction et la contrainte normale élastique, relatives à un élément de contact. Lorsque l'élément de contact vient de s'ouvrir pour la première fois, la contrainte élastique calculée est supérieure ou égale à la résistance en traction affectée à l'élément. Or, dans le modèle RPDC appliqué au béton fibré, la contrainte imposée en fonction du déplacement normal peut être très faible pour f_t très élevée, ou très élevée pour f_t très faible. En conséquence lorsqu'un grand nombre d'éléments de contact s'ouvrent lors d'un incrément, et si les résidus sont très importants, la convergence du calcul peut être très difficile à atteindre, voire impossible du fait de phénomènes d'oscillation. Ceci n'est pas uniquement lié à l'algorithme de résolution choisi, qui suit un schéma explicite, mais également à la modélisation même du comportement post-fissuration qui est réalisée par une relation biunivoque entre la contrainte normale et le déplacement normal sans loi d'évolution proprement dite.

Effets d'échelle dans le comportement post-fissuration

Nous avons signalé qu'après ouverture de l'élément de contact, sa contrainte normale suit une loi qui est fonction de l'ouverture de la fissure. Dans la réalité, c'est-à-dire lors des essais de traction uniaxiale, on observe une certaine dispersion dans le comportement post-fissuration, dispersion qui augmente lorsque le diamètre de l'éprouvette diminue. Par contre, aucune information expérimentale suffisamment étayée n'est disponible concernant le comportement post-fissuration moyen en fonction du diamètre de l'éprouvette. Pour ce qui concerne le modèle RPDC, la dispersion du comportement post-fissuration est prise en compte, de manière grossière, en utilisant une fonction de distribution de la loi post-fissuration indépendante du volume des éléments de massif du maillage. Ainsi, la valeur moyenne et l'écart-type sont obtenus en réalisant des essais de traction directe sur une éprouvette de dimensions arbitrairement choisies. Il y a donc une sorte de contradiction ou d'incohérence interne au modèle. En effet, il n'est guère pertinent de considérer une distribution aléatoire des résistances en traction de la matrice en fonction de la taille des éléments, alors que la distribution aléatoire de la loi post-fissuration est indépendante de cette taille. La lacune constituée par le deuxième point affaiblit l'intérêt apporté par le second.

Modélisation de la refermeture des fissures

Dans le modèle RPDC actuel, la refermeture des fissures se fait sans ouverture résiduelle, c'est-à-dire que, pour une refermeture totale, la contrainte normale dans l'élément de contact devient nulle (fig. 2). Or, la réalité physique est toute autre puisque, lorsque l'on fait des cycles charge-décharge lors d'un essai de traction uniaxiale sur béton fibré, on constate une augmentation de l'ouverture résiduelle de fissure au cours des cycles.

L'action des fibres vis-à-vis du déplacement en mode II des lèvres des fissures

Pour ce qui concerne certains types de sollicitations et de géométries de structure, les déplacements en mode II des lèvres des fissures (déplacements tangentiels des lèvres des fissures) peuvent jouer un rôle important dans le mécanisme de ruine de la structure en question. Or, le modèle RPDC ne considère actuellement que l'action des fibres vis-à-vis des fissures s'ouvrant en mode I.

Au regard de toutes les imperfections actuelles du modèle RPDC appliqué aux bétons fibrés, nous proposons un certain nombre de modifications qui pourront être réalisées à l'avenir.

Vers un nouveau modèle RPDC appliqué aux bétons fibrés

Modélisation du comportement post-fissuration

Il faut tout d'abord signaler qu'aucune étude systématique de l'effet d'échelle sur le comportement post-fissuration des BFM en traction n'est disponible dans la littérature. Ce travail important reste à faire pour permettre au modèle RPDC d'être aussi efficace pour le béton fibré que pour le béton non fibré. Pour ce faire, il faudrait réaliser pour différents types de fibres (géométrie et dimensions), et pour différents types d'applications industrielles (la caractérisation mécanique d'un béton fibré dépend très fortement de son application industrielle, AFREM-BFM (1995), Rossi (1994, 1998)) un grand nombre d'essais de traction uniaxiale en faisant varier la résistance en compression de la matrice (donc sa compacité), le pourcentage de fibres, et bien sûr le diamètre de l'éprouvette. L'objectif de ce travail est d'aboutir à l'obtention, pour une application industrielle donnée, de fonctions de distribution de l'énergie post-fissuration en fonction des dimensions de l'élément de contact, de la résistance en compression de la matrice, du

type et du pourcentage de fibres. Il s'agit d'un passage obligatoire si l'on veut que le modèle RPDC soit utilisé au niveau industriel.

On peut essayer de mener une réflexion concernant l'influence possible, ou probable, du diamètre de l'éprouvette sur la fonction de distribution de l'énergie post-fissuration. Pour une fibre donnée (type et dimensions), cette fonction de distribution va dépendre principalement du nombre de fibres dans la section fissurée, et de leur orientation par rapport à cette section.

En fait, de manière plus précise, la fonction de distribution dépend principalement, ou prioritairement, du nombre de fibres bien orientées, c'est-à-dire faisant un angle le plus proche possible de 90° avec la section fissurée. Ainsi, une faible variation du nombre de fibres bien orientées aura une plus grande influence sur la dispersion relative à l'énergie post-fissuration qu'une forte variation du nombre de fibres mal orientées.

D'un point de vue théorique, l'énergie post-fissuration n'étant pas liée à la présence d'un maillon faible (théorie de Weibull relative à la rupture des matériaux fragiles, 1939), mais d'un maillon fort (les fibres bien orientées), la valeur moyenne de l'énergie post-fissuration devrait être peu influencée par l'aire de la section fissurée, alors que l'écart-type sur cette énergie devrait l'être beaucoup, en l'occurrence il devrait augmenter avec la diminution de cette aire.

Quelques artefacts expérimentaux peuvent survenir dans la détermination de la fonction de distribution de l'énergie post-fissuration, fonction qui dépend elle-même, pour un béton fibré, et une application industrielle donnée, de l'aire de la section fissurée. Ces artefacts sont liés au fait, que comme nous l'avons évoqué précédemment, les fonctions de distributions relatives à une application industrielle donnée doivent être obtenues en réalisant des essais de traction uniaxiale sur des éprouvettes carottées (éprouvettes carottées au sein de la structure considérée). Or, lorsque l'on carotte une éprouvette en béton fibré, il est clair que l'on coupe des fibres positionnées près de l'aire de la carotte, et inclinées par rapport à la section de rupture de l'éprouvette. Ainsi, plus les fibres, proches de l'aire, seront mal orientées, au sens défini précédemment, plus la probabilité qu'elles soient coupées sur une grande longueur sera importante. Ce problème peut avoir deux conséquences :

① Le comportement post-fissuration moyen obtenu sur éprouvette carottée pourrait être moins bon que le comportement réel dans la structure, la dispersion sur ce comportement, ne devrait pas être, quant à elle, significativement

affectée, car masquée (noyée) par celle liée à la variation du nombre de fibres bien orientées (voir précédemment).

② L'artefact sur le comportement post-fissuration moyen devrait augmenter lorsque le diamètre de l'éprouvette diminue. En effet, l'aire spécifique de l'éprouvette augmentant avec la diminution de son diamètre, la probabilité d'obtenir des fibres coupées est plus grande quand on diminue le diamètre de l'éprouvette.

En résumé, en tenant compte de ce qui précède, on peut supposer que les fonctions de distribution de l'énergie post-fissuration en fonction de l'aire de la section fissurée seront bien déterminées si l'on prend comme énergie post-fissuration moyenne, celle déterminée avec les éprouvettes ayant le plus grand diamètre.

Le nouveau modèle à développer devra également tenir compte, comme le fait le modèle actuel, que, physiquement, il n'y a pas de corrélation entre la résistance en traction du béton fibré et son comportement post-fissuration. Il y a deux raisons principales à cela :

① Dans une zone du béton fibré où la densité de fibres est importante, et donc le comportement post-fissuration sûrement très bon, la matrice peut être moins compacte qu'ailleurs, donc moins résistante.

② Dans une zone du béton fibré où la matrice est très compacte, donc très résistante, la densité de fibres peut être très faible, et donc le comportement post-fissuration médiocre.

De plus, on constate expérimentalement que la dispersion relative au comportement post-fissuration d'un béton fibré donné (et pour une application industrielle donnée) dépend de manière non négligeable de l'ouverture de fissure (Harrouche, 1989 ; Nogues, 1992 ; Casanova, 1995). En conséquence, au sein du modèle proposé, la fonction de distribution de l'énergie post-fissuration doit être considérée comme dépendante de l'ouverture de fissure.

Ce dernier point est très important dans l'orientation que l'on va donner au modèle. En effet, il ne nous paraît pas réaliste, au sein du modèle RPDC, de considérer une distribution aléatoire de l'énergie post-fissuration qui dépende à la fois de l'aire des éléments de contact, et de l'ouverture des fissures, modélisée par le déplacement normal au niveau de ces éléments de contact. Le choix que l'on va faire est donc de fixer la distribution aléatoire de l'énergie post-fissuration. Le calcul numérique que l'on réalisera, sera alors considéré comme acceptable uniquement pour une ouverture de fissure donnée. En conséquence, dans l'approche que nous

proposons, les données nécessaires, et suffisantes, relatives aux bétons fibrés sont, respectivement, l'énergie post-fissuration moyenne et l'écart-type relatifs à une ouverture de fissure, et non pas l'allure de la courbe σ_N-w (σ_N : contrainte normale post-fissuration, w : déplacement normal post-fissuration) au niveau des éléments de contact.

La question qui se pose alors est quelle allure choisir pour cette courbe ?

Afin d'être cohérent, et homogène, avec le modèle RPDC appliqué au béton non fibré, un comportement post-fissuration parfaitement plastique nous paraît opportun à l'échelle des éléments de contact. On propose, de plus, que le palier de contrainte soit égal à la résistance en traction f_t , si c'est le critère en traction qui est atteint, ou la contrainte normale atteinte au moment de la fissuration en cisaillement de la matrice, si c'est le critère en cisaillement qui est activé.

Il faut noter que dans le modèle que nous proposons apparaît, tout naturellement, une donnée supplémentaire, en l'occurrence l'ouverture critique w_c , qui est calculée de manière triviale connaissant la résistance en traction de la matrice, et l'énergie post-fissuration relative à l'élément de contact. Lorsque cette ouverture critique est atteinte, l'élément de contact se comporte alors comme un élément de contact ouvert de béton non fibré.

Dans tout ce qui précède, il est évident que nous venons de proposer un nouveau modèle RPDC appliqué aux bétons fibrés dans lequel le processus de fissuration est modélisé par des éléments de contact ayant un comportement élastoplastique parfait avec rupture fragile (fig. 3).

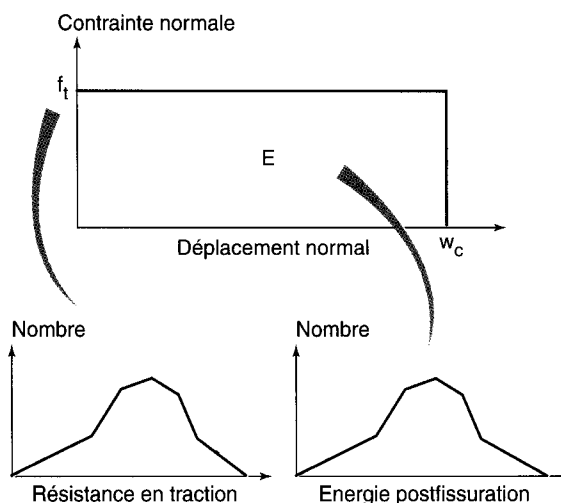


Fig. 3 - Exemple de la nouvelle loi proposée concernant l'évolution de la contrainte normale en fonction du déplacement normal à l'élément de contact.

De manière pratique, la nouvelle approche que nous proposons se décline de la manière suivante :

➤ pour une structure donnée on choisit une échelle d'ouverture de fissure pour laquelle on veut des informations. Ces informations peuvent être l'orientation et la distribution spatiale des fissures, ainsi que les efforts et les déplacements globaux sur la structure. Ainsi, en toute rigueur, pour avoir des informations sur le comportement en service, et le comportement ultime d'une structure donnée, il faut réaliser deux types de calculs correspondant à deux échelles d'ouverture de fissure ;

➤ cette échelle d'ouverture de fissure choisie, il faut calculer, à partir des résultats expérimentaux obtenus en réalisant des essais de traction uniaxiale, la valeur moyenne et l'écart-type de l'énergie sous la courbe contrainte-ouverture de fissure correspondant à cette échelle d'ouverture de fissure.

Modélisation de la refermeture des fissures

Dans un modèle élastoplastique parfait classique, la refermeture d'une fissure se traduit par une ouverture résiduelle égale à l'ouverture plastique. Cela traduit mieux la réalité physique que ce que fait le modèle actuel (évoqué précédemment) même si cette ouverture résiduelle calculée est alors surestimée par rapport à l'expérience. Si l'on dispose d'informations expérimentales précises concernant, pour un béton fibré donné, l'évolution de l'ouverture résiduelle de fissure en fonction de l'ouverture de fissure, on pourrait alors affiner le modèle en proposant que le module d'Young soit fonction du déplacement plastique w_P . Ce type de modèle élastoplastique avec endommagement plastique a déjà été proposé dans le passé par Ulm (1994) pour ce qui concerne les modèles continus. Il faut l'adapter dans le cas des éléments de contact.

Modélisation du déplacement en mode II des lèvres des fissures

Modéliser, avec un modèle élastoplastique parfait avec rupture fragile, le déplacement en mode II des lèvres des fissures, ne pose pas de problèmes théoriques supplémentaires par rapport à la modélisation l'ouverture en mode I des fissures. Le problème crucial réside dans le manque de données expérimentales dans la littérature. Comme la prise en compte des déplacements tangentiels ne nous paraît pas être un aspect prioritaire du modèle, et que nous voulons conserver à ce modèle son caractère de simplicité, il nous semble acceptable de découpler l'ou-

verture en mode I, et les déplacements en mode II, au niveau des éléments de contact. En d'autres termes, cela veut dire que nous faisons l'hypothèse, expérimentalement sûrement non fondée, que l'ouverture d'une fissure au sein d'un béton fibré, n'a pas d'influence sur l'évolution des déplacements tangentiels des lèvres de cette fissure.

Dans le cas où les déplacements des lèvres des fissures se font en mode II, la contrainte palier sera égale à la résistance en cisaillement τ_c de la matrice si le critère en cisaillement est activé, ou à la contrainte de traction atteinte si le critère de rupture en traction est activé.

Un nouvel essai est à développer pour obtenir les informations nécessaires à la modélisation des ouvertures en mode II des fissures. Au regard de l'immense travail expérimental à réaliser pour obtenir des données statistiques (les déplacements en mode II des lèvres des fissures sont tout aussi aléatoires dans le modèle que l'ouverture de ces fissures) sur les nombreux bétons fibrés actuellement utilisés, il est indispensable que l'essai en question soit simple. Nous considérons qu'il serait intéressant d'étudier, d'approfondir, et de développer un essai s'inspirant de l'essai présenté très schématiquement sur la figure 4.

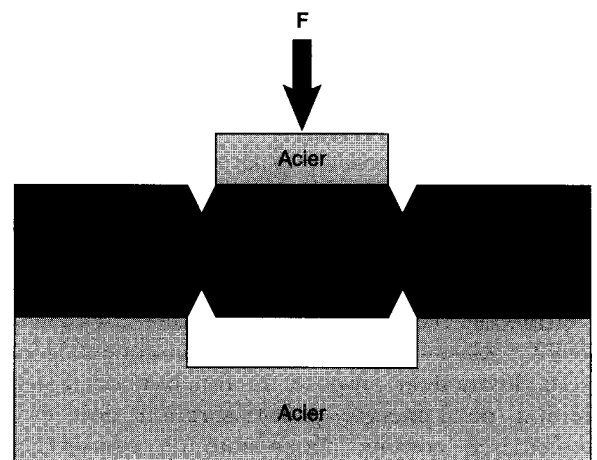


Fig. 4 - Exemple d'essai qu'il serait intéressant de développer pour accéder aux courbes expérimentales contraintes de cisaillement-ouverture de fissure en mode II pour les bétons fibrés.

Remarque

Le fait que la rupture fragile au niveau d'un élément apparaisse de manière aléatoire (distribution aléatoire des ouvertures ou des déplacements tangentiels critiques), conduit à un comportement structurel des bétons fibrés qui peut être adoucissant, bien que l'on adopte un comportement élastoplastique parfait au niveau des éléments de contact.

Dans ce qui suit, nous indiquons les relations de base qui servent de cadre théorique au modèle (Coussy, 1995).

Comportement post-fissuration en traction uniaxiale

* $w^p < w_c$

$$\sigma_N = - \frac{\partial \psi}{\partial w^p} \quad \zeta = - \frac{\partial \psi}{\partial \chi}$$

où ψ est l'énergie libre du système surfacique élémentaire, ζ est la force d'écroutissage, x et la variable d'écroutissage.

- loi d'évolution

$$dw^p = d\lambda \frac{\partial g(\sigma_N, \zeta)}{\partial \sigma_N} \quad d\chi = d\lambda \frac{\partial h(\sigma_N, \zeta)}{\partial \zeta}$$

où d est le multiplicateur plastique, $g = g(\sigma_N, \zeta)$ le potentiel plastique, et $h = h(\sigma_N, \zeta)$ le potentiel d'écroutissage

* $w^p = w_c$

$\sigma_N = 0$

Comportement post-fissuration en cisaillement

On reprend les relations précédente en remplaçant σ_N par τ qui est la contrainte de cisaillement, et w^p par w^T qui est le déplacement tangentiel.

Conclusions

Après avoir réalisé l'analyse critique du modèle RPDC actuel (Rossi Probabilistic Discret Cracking) appliqué aux bétons fibrés, nous proposons de développer un nouveau modèle RPDC pour les bétons fibrés. Dans ce modèle, la fissuration est modélisée au travers d'éléments de contact qui auront un comportement élastoplastique parfait avec rupture fragile. Le palier plastique ainsi que l'énergie post-fissuration y sont des variables aléatoires non corrélées. Les bases du modèle étant posées, il reste un travail numérique à réaliser qui consiste à adapter les éléments de contact existants au cas d'un comportement élastoplastique parfait avec rupture fragile, ainsi qu'un algorithme de résolution adaptés.

Remerciements

L'auteur remercie Franz Ulm pour les discussions fructueuses qu'il a pu avoir avec lui, discussions qui lui ont été utiles dans la rédaction du présent article.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

AFREM-BFM (1995), *Recommandations sur les méthodes de dimensionnement, les essais de caractérisation, de convenance et de contrôle - Éléments de structure fonctionnant comme des poutres*. Sous la direction de P. Rossi.

CASANOVA P. (1995), *Bétons renforcés de fibres métalliques : du matériau*, Thèse de l'École Nationale des Ponts et Chaussées.

COUSSY O. (1995), *Mechanics of porous continua*. John Willey editor.

HARROUCHE N. (1989), *Formulation et comportement à la fissuration des bétons de fibres métalliques*, Thèse de l'Université Paris VI.

NOGUES M. (1992), *Étude des propriétés mécaniques de différents bétons de fibres*, Rapport du DEA Mécanique des Solides de Université Paris VI-ENPC.

ROSSI P. (1991), Formulation et comportement mécanique des bétons de fibres métalliques, Annales de l'Institut technique du bâtiment et des travaux publics, **492**, série béton 279, pp. 90-107.

ROSSI P. et WU X. (1992), A probabilistic model for material behaviour analysis and appraisalment of the concrete structures, Magazine of Concrete Research, **vol. 44, 161**, pp. 271-280.

ROSSI P. (1994), Steel fibre reinforced concretes (SFRC) : an exemple of French research, ACI Material Journal, **vol. 91, 3**, pp. 273-279.

ROSSI P., WU X., LE MAOU F. et BELLOC A. (1994), Scale effect on concrete in tension. Materials and Structures, **vol. 27**, pp. 437-444.

ROSSI P., ULM F. et HACHI F. (1996), Compressive behaviour of concrete : physical mechanisms and

modelling, ASCE Engineering Mechanics, vol. 122, 11, pp. 1038-1043.

ROSSI P. et ULM F. (1997), Size effects in biaxial tensile-compressive behaviour of concrete : physical mechanisms and modelling, Materials and Structures, vol. 30, 198, pp. 210-216.

ROSSI P. (1998), *Les bétons de fibres métalliques*, à paraître aux Presses de l'École Nationale des Ponts et Chaussées.

ULM F. (1994), *Modélisation élastoplastique avec endommagement du béton de structure. Application aux calculs statiques et dynamiques des structures en béton armé et béton précontraint*, Thèse de l'École Nationale des Ponts et Chaussées.

WEIBULL W. (1939), A statistical theory of the strength of the materials. Ingenioessvetenskaps Akad, 151, pp. 1-55.

ABSTRACT

Digital modelling of cracking in fibre-reinforced concrete

P. ROSSI

The paper begins with a brief account of the probabilistic discrete cracking model for non fibre-reinforced concrete (RPDC model) and a critical analysis of its extension to fibre-reinforced concrete, and goes on to propose a new RPDC model for fibre-reinforced concrete. In this model cracking is modelled by means of interface elements with perfect elastoplastic behaviour and brittle fracture. The plastic plateau and the postcracking energy are present in the model as uncorrelated random variables. Numerical work, in order to adapt the existing interface elements to perfect elastoplastic behaviour with brittle fracture and the development of a suitable solving algorithm, is still required.