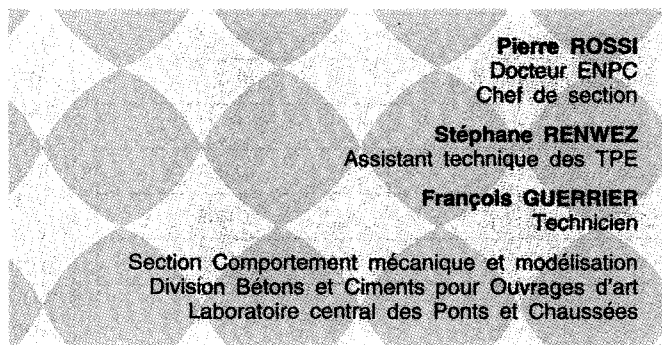


# Les bétons fibrés à ultra-hautes performances L'expérience actuelle du LCPC



## RÉSUMÉ

Cet article présente l'expérience actuelle du LCPC dans le domaine des bétons à ultra-hautes performances fibrés, et plus particulièrement le développement d'un composite multimodal, c'est-à-dire constitué de plusieurs types de fibres métalliques.

L'intérêt principal de ce composite, par rapport à un béton à ultra-hautes performances fibré constitué d'un seul type de fibres, réside dans des caractéristiques mécaniques améliorées qui sont :

- une résistance en traction directe d'environ 15 MPa, au lieu de 10 MPa pour le composite constitué d'un seul type de fibre,
- un comportement postfissuration durcissant (écrouissage positif) en traction directe jusqu'à une ouverture de fissure d'environ 400  $\mu\text{m}$ , alors que le composite constitué d'un seul type de fibres a un comportement postfissuration adoucissant (écrouissage négatif),
- une moins grande dispersion vis-à-vis du comportement en traction.

L'utilisation d'un modèle élastoplastique, développé dans le code aux éléments finis CESAR-LCPC, rend compte, de manière tout à fait satisfaisante, du comportement mécanique de ce composite multimodal, et doit permettre, à l'avenir, de prédimensionner des éléments structuraux constitués de ce nouveau matériau.

**MOTS CLÉS :** 32 - Béton armé - Fibre - Métal - Haute résistance - Composite - Caractéristiques - Mécanique - Résistance (matér.) - Traction - Comportement - Modèle numérique.

## Introduction

Dans un précédent article [1] ont été présentées les premières recherches réalisées au LCPC sur les bétons fibrés à ultra-hautes performances (BFUHP). L'optimisation de la composition de ces BFMUHP est basée sur un modèle théorique et deux concepts :

- le modèle de suspension solide [2],
- le concept de l'épaisseur maximale de pâte de ciment [2],
- et le concept des deux échelles d'action des fibres [1], [3], [4], [5].

Le modèle et le premier concept permettent d'optimiser la matrice, qui atteint une résistance en compression d'environ 200 MPa, alors que la mise en œuvre du second concept permet d'optimiser le renfort fibré de telle manière à aboutir à un composite à la fois résistant et ductile. Dans [1], nous avons ainsi montré que le mélange de fibres courtes (longueur  $\leq 5$  mm) et de fibres plus longues (longueur  $\geq 10$  mm) constitue le meilleur moyen d'accéder à ce composite fibré résistant et ductile. Ce BFMUHP constitué de deux échelles de fibre est appelé béton fibré multimodal à ultra-hautes performances (BFMUHP). Dans le présent article, nous présentons une caractérisation mécanique assez complète de l'un des BFMUHP étudiés au LCPC.

## Composition, malaxage et cure du BFMUHP étudié

La composition de la matrice de référence est présentée dans le tableau I.

TABLEAU I  
Composition de la matrice de référence  
du BFMUHP étudié (pour 1 m<sup>3</sup>)

Sable (kg)	763
Ciment (kg)	1 013
Fumée de silice (kg)	313
Eau (kg)	207
e/c	0,205
f/c	0,309
e/(c + f)	0,156

La quantité d'extrait sec de superplastifiant est égale à 1,3 % du poids de ciment plus 2 % du poids de fumée de silice. De plus, les informations suivantes sont à considérer :

- le sable est composé de grain roulé de 400 µm de diamètre,
- la fumée de silice est une fumée de silice densifiée classique (produite par Psychiney, usine d'Anglefort),
- le ciment est un ciment Portland classique (CPA 55 HTS de Le Teil),
- le superplastifiant (« Chrysosuperplast ») est une résine mélamine.

À partir de cette matrice de référence, le BFMUHP est obtenu en remplaçant un certain volume de sable par le même volume de fibres. Cette approche permet d'obtenir un composite ayant une bonne compacité et une bonne maniabilité.

Deux types de fibres métalliques ont été utilisés :

- des fibres cylindriques tréfilées droites de 5 mm de longueur, et de 0,25 mm de diamètre, en acier ayant une limite élastique d'environ 1 200 MPa,
- des fibres cylindriques tréfilées munies de crochets à leurs extrémités de 25 mm de longueur, et de 0,3 mm de diamètre, en acier ayant une limite élastique d'environ 1 200 MPa.

Le pourcentage de fibres incorporé dans la matrice est 5 % en volume de fibres de 5 mm de longueur, et 2 % en volume de fibres de 25 mm de longueur, soit un total de 7 % en volume de fibres.

Le BFMUHP est fabriqué avec un malaxeur à mortier classique. La procédure de malaxage adoptée est la suivante :

- mélange de la fumée de silice, de l'eau et de 1/3 du superplastifiant jusqu'à ce que le coulis paraisse homogène,

- incorporation progressive du ciment avec 50 % du superplastifiant,
- incorporation progressive du sable, mélange pendant 1 min à grande vitesse,
- incorporation des fibres, mélange pendant 1 min à grande vitesse,
- ajout des 17 % restants de superplastifiant, mélange pendant 1 min à grande vitesse.

Pour la gâchée, trois éprouvettes prismatiques 4 × 4 × 16 cm, huit éprouvettes prismatiques 10 × 10 × 40 cm, et six éprouvettes cylindriques 11 × 22 cm sont coulées sous vibration en utilisant une table vibrante. Toutes les éprouvettes sont démoulées après 24 h, protégées de la dessiccation en les enveloppant dans des feuilles d'aluminium autocollantes, puis conservées pendant 72 h à 20 °C. Ensuite, les éprouvettes sont étuvées à 90 °C à la pression atmosphérique pendant 48 h. Finalement, elles sont refroidies doucement (en 20 h) jusqu'à la température ambiante, afin d'éviter tout choc thermique.

## Les essais mécaniques réalisés

Des essais de flexion trois points sur les éprouvettes prismatiques 4 × 4 × 16 cm, des essais de flexion quatre points sur les éprouvettes prismatiques 10 × 10 × 40 cm, des essais de compression sur les éprouvettes cylindriques 11 × 22 cm, et des essais de traction directe sur des éprouvettes cylindriques entaillées ont été réalisés sur le BFMUHP.

### Essais de flexion

Trois éprouvettes sont testées en flexion trois points, et quatre en flexion quatre points.

Les essais de flexion trois et quatre points sont réalisés à vitesse de flèche imposée, la flèche étant mesurée avec un extensomètre spécial conçu pour éliminer les déplacements parasites au niveau des appuis. Cet extensomètre a déjà été présenté dans divers articles, et notamment dans [1].

### Essais de compression

Trois éprouvettes sont testées en compression. Sur chaque éprouvette sont déterminés la résistance en compression et le module d'Young. Pour déterminer le module d'Young, un extensomètre J2P est utilisé [6]. Il est constitué de trois capteurs placés à 120 °, placés sur deux anneaux en aluminium. Ces anneaux sont en contact avec l'éprouvette par l'intermédiaire de pointeaux montés sur lames élastiques.

## Essais de traction uniaxiale sur éprouvette entaillée

L'objectif de cet essai est de déterminer une relation entre la contrainte de traction et l'ouverture de fissure. Cet essai a été développé au LCPC il y a quelques années, et présenté dans divers articles [7], [8]. L'éprouvette est collée sur des casques de même diamètre vissés sur la presse. La longueur des casques a été optimisée, par éléments finis, afin d'obtenir un champ de contrainte le plus homogène possible au sein de l'éprouvette. Les calculs montrent que la longueur minimale de ces casques doit être égale à 1,5 fois le diamètre. Les casques sont en alliage d'aluminium (Au4G), qui possède un rapport module d'Young/coefficient de Poisson proche de celui du béton : cela permet de réduire le frettage à l'interface casque/éprouvette.

L'ouverture de fissure est mesurée en utilisant le même type d'extensomètre que pour la détermination du module d'Young (fig. 1). L'essai est réalisé à vitesse d'ouverture de fissure imposée.

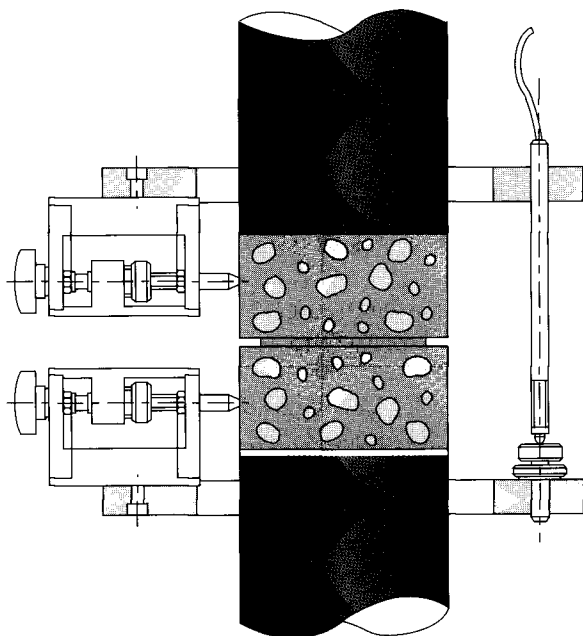


Fig. 1 - Mesure de l'ouverture de fissure.

Des essais de traction directe sur éprouvette entaillée, récemment réalisés au LCPC et non publiés, conduisent aux conclusions suivantes concernant ce type d'essai :

- durant la propagation de la fissure le long de la partie rétrécie de l'éprouvette, de la flexion apparaît dans l'éprouvette, ce qui induit une ouverture de fissure non-uniforme,

- cette flexion intervient jusqu'à une ouverture de fissure  $w_i$ , à partir de laquelle l'ouverture de fissure devient quasi-uniforme,
- cette valeur  $w_i$  augmente avec la longueur de l'éprouvette et le pourcentage de fibres.

La meilleure solution pour minimiser  $w_i$ , et donc d'obtenir une information correcte pour un domaine étendu d'ouverture de fissure, consiste donc à diminuer la longueur de l'éprouvette tout en tenant compte du fait qu'une fibre traversant la fissure doit pouvoir mobiliser tout son ancrage, et donc que la longueur de l'éprouvette doit être égale à au moins deux fois celle de la fibre.

L'autre problème rencontré dans l'essai de traction directe sur éprouvette entaillée réside dans l'existence d'une concentration de contraintes à l'interface éprouvette/casque due à la présence de l'entaille. Cette concentration de contraintes, qui diminue avec l'augmentation de la longueur de l'éprouvette, peut induire des initiations de fissure à cette interface.

En conséquence, il faut choisir une éprouvette pas trop longue pour éviter une flexion importante de l'éprouvette, et pas trop courte pour éviter des ruptures au niveau des interfaces éprouvette/casques.

En ce qui concerne le BFMUHP étudié, du fait du fort pourcentage de fibres utilisé, et du domaine d'ouverture de fissure probablement faible pour lequel les fibres seront mécaniquement efficaces (les fibres étant relativement courtes), on a choisi d'optimiser la longueur de l'éprouvette dans l'objectif d'étudier de faibles ouvertures de fissure. Donc la longueur des éprouvettes a été très petite.

Les éprouvettes testées sont donc cylindriques, de diamètre 74 mm, et de longueur 60 mm.

Pour être sûr de provoquer la fissuration au niveau de l'entaille, l'entaille a été choisie profonde, c'est-à-dire 15 mm de profondeur et 2 mm d'épaisseur.

Parallèlement, il a été décidé de réaliser des essais supplémentaires sur des éprouvettes cylindriques de même diamètre, mais plus longues, c'est-à-dire 150 mm de long. Cette précaution doit permettre d'obtenir une information complète sur la courbe contrainte de traction-ouverture de fissure dans le cas où, avec les éprouvettes de petite longueur, une rupture systématique à l'interface éprouvette/casques survenait avant que la contrainte maximale en traction soit atteinte.

Les éprouvettes de traction directes ont été carottées dans les prismes  $10 \times 10 \times 40$  cm coulés en même temps que ceux utilisés pour

les essais de flexion quatre points. La direction de carottage est perpendiculaire à la direction de coulage, c'est-à-dire parallèle à l'axe neutre de l'éprouvette.

Huit éprouvettes  $h = 60$ ,  $\varnothing = 74$  mm, et trois éprouvettes  $h = 150$ ,  $\varnothing = 74$  mm ont été carotées et testées.

## Résultats expérimentaux

### Compression et module d'Young

Les résultats sont regroupés dans le tableau II.

TABLEAU II  
Résistance en compression et module d'Young  
du BFMUHP étudié

Numéro de l'éprouvette	1	2	3	Valeur moyenne
$f_c$ (MPa)	187,8	194,8	197,3	193,3
E (GPa)	47	47	47,4	47,1

### Essais de flexion

□ Essais de flexion trois points. La figure 2 regroupe les courbes effort-flèche relatives aux trois essais de flexion trois points, ainsi que la courbe moyenne. Le tableau III donne par sa part les valeurs de la contrainte apparente de traction par flexion relatives aux trois essais, ainsi que la valeur moyenne.

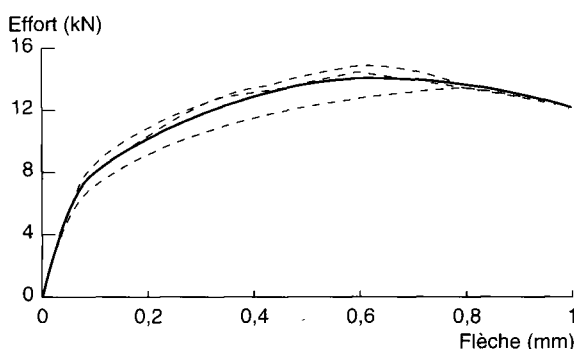


Fig. 2 - Courbes effort-flèche relatives à l'essai de flexion 3 points.

TABLEAU III  
Contraintes de traction par flexion relatives  
aux essais de flexion trois points

Numéro de l'éprouvette	1	2	3	Valeur moyenne
Contrainte de traction par flexion (MPa)	43,2	42	38,9	41,4

□ Essais de flexion quatre points. La figure 3 regroupe les courbes effort-flèche relatives aux quatre essais de flexion quatre points, ainsi que la courbe moyenne et le tableau IV donne les valeurs de la contrainte apparente de traction par flexion relatives aux quatre essais, ainsi que leur valeur moyenne.

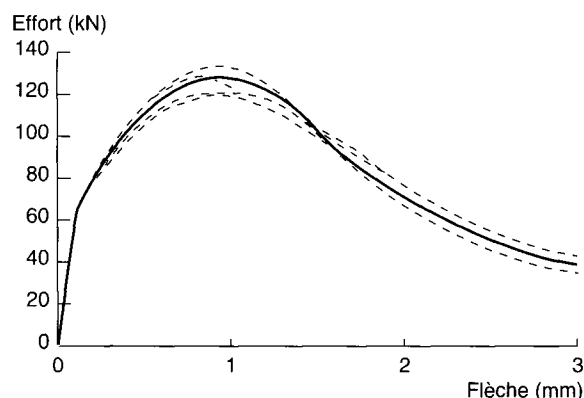


Fig. 3 - Courbes effort-flèche relatives à l'essai de flexion 4 points.

TABLEAU IV  
Contraintes de traction par flexion relatives  
aux essais de flexion quatre points

Numéro de l'éprouvette	1	2	3	4	Valeur moyenne
Contrainte de traction par flexion (MPa)	40,5	38,6	36,9	36,4	38,1

En considérant les figures 2 et 3, et les tableaux III et IV, on peut faire les commentaires suivants :

1. on observe peu d'effet d'échelle sur la résistance apparente en traction par flexion, le faible écart étant, peut-être, dû au changement de condition de chargement (on passe de la flexion trois à la flexion quatre points). Il semble par contre évident que, du fait des dimensions des fibres, on observerait un effet d'échelle important pour des hauteurs de prisme beaucoup plus grandes ;

2. le BFMUHP étudié présente une très grande ductilité.

### Essais de traction directe sur éprouvette entaillée

□ éprouvette de 60 mm de haut. Les courbes contrainte de traction-ouverture de fissure relatives aux huit essais et la courbe moyenne sont regroupées sur la figure 4.

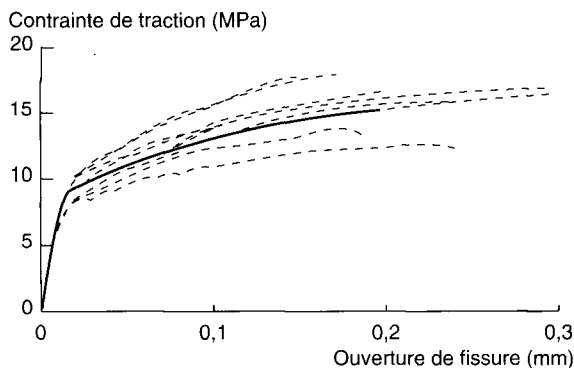


Fig. 4 - Courbes contrainte de traction-ouverture de fissure relatives à l'éprouvette de 60 mm de haut.

Les commentaires suivants peuvent être faits :

1. on observe une dispersion assez importante sur les courbes, qui est principalement due au fait que le diamètre de la zone active, c'est-à-dire de l'éprouvette au niveau de l'entaille, est très petit, 44 mm (74 mm - 2 × 15 mm) ;

2. on observe un comportement élastoplastique écrouissant pour le BFMUHP. Malheureusement, des ruptures systématiques sont survenues au niveau des interfaces éprouvette/casques avant que la contrainte de traction maximale ne soit atteinte.

□ **éprouvettes de 150 mm de haut.** Les courbes contrainte de traction-ouverture de fissure relatives aux trois essais et la courbe moyenne sont regroupées sur la figure 5.

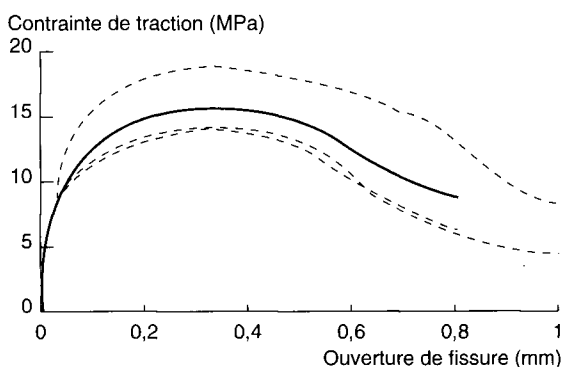


Fig. 5 - Courbes contrainte de traction-ouverture de fissure relatives à l'éprouvette de 150 mm de haut.

Les commentaires suivants peuvent être faits :

1. les courbes complètes, sans aucune rupture d'interface éprouvette/casques, sont obtenues ;

2. le BFMUHP étudié présente un comportement élastoplastique durcissant (écrouissage positif) jusqu'à une ouverture de fissure d'environ 0,4 mm, et une contrainte de traction d'environ 15 MPa. Après cette ouverture de fissure, le comportement devient élastoplastique adoucissant

(diminution de la contrainte avec l'ouverture de la fissure).

Afin d'évaluer l'influence d'une possible flexion de l'éprouvette sur la courbe contrainte-ouverture de fissure obtenue avec l'éprouvette de 150 mm de haut, nous avons reporté sur la même figure (fig. 6), les courbes moyennes contrainte-ouverture de fissure relatives aux deux hauteurs d'éprouvette.

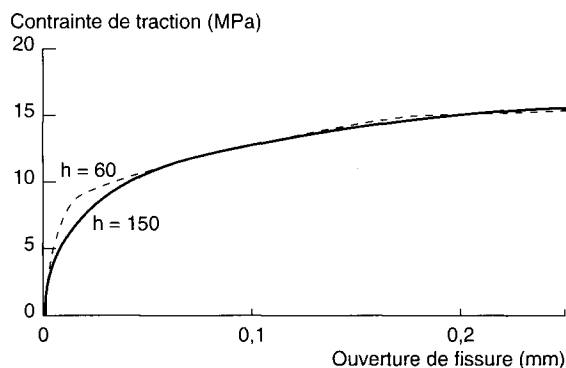


Fig. 6 - Courbes moyennes contrainte de traction-ouverture de fissure relatives aux deux hauteurs d'éprouvette.

Jusqu'à une ouverture de fissure d'environ 0,05 mm, pour une même ouverture de fissure, la contrainte de traction est plus élevée avec l'éprouvette de 60 mm de haut, qu'avec celle de 150 mm de haut. Après cette ouverture, un très net recouvrement des deux courbes apparaît. Cette faible influence de la flexion de l'éprouvette sur la contrainte de traction observée pour ce BFMUHP est en concordance avec des observations réalisées dans des études précédentes [9].

### Comparaison des performances mécaniques du BFMUHP étudié et d'un BFUHP contenant un seul type de fibre

Afin d'évaluer l'intérêt d'utiliser un BFMUHP par rapport à un BFUHP contenant un seul type de fibre, nous avons réalisé les mêmes essais de flexion (trois et quatre points) sur un BFUHP similaire à ceux développés par Bouygues appelés « BPR » [10]. Ce BFUHP est composé d'une matrice similaire à celle de notre composite, dans laquelle est introduite environ 2,5 % (il s'agit d'un optimum « mécano-économique ») de fibres cylindriques droites tréfilées de 0,16 mm de diamètre, et de 13 mm de long.

Le principal intérêt, et particularité de ces fibres, est que leur très faible diamètre leur permettent, potentiellement, d'agir sur de très

petites ouvertures de fissure, et que leur longueur, au regard de la très grande compacité de la matrice, paraît suffisamment grande pour leur permettre d'agir sur des fissures d'ouverture plus importante. En conséquence, ce type de fibres devrait, *a priori*, agir à la fois à l'échelle du matériau (microfissures), et à l'échelle de la structure (macrofissures).

Dans cette étude, nous avons donc introduit 2,5 % (en volume) de cette fibre dans notre matrice de référence, en utilisant le même procédé que celui décrit précédemment.

Il est important de signaler qu'il est très difficile d'introduire beaucoup plus que 2,5 % de ce type de fibre sans créer des problèmes de maniabilité.

Trois éprouvettes  $4 \times 4 \times 16$  cm en flexion trois points, et quatre éprouvettes  $10 \times 10 \times 40$  cm en flexion quatre points ont été testées. Les figures 7 et 8 regroupent les courbes effort-flèche et la courbe moyenne relatives aux essais de flexion trois et quatre points.

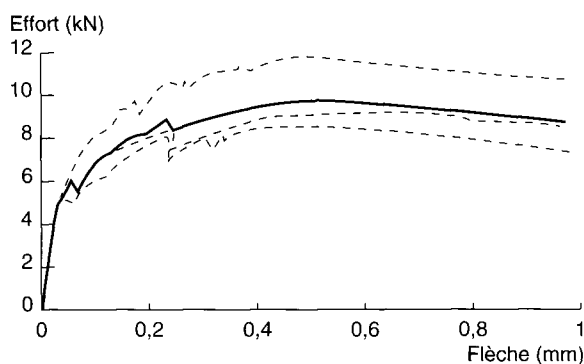


Fig. 7 - Courbes effort-flèche relatives aux essais de flexion 3 points réalisés sur le BFUHP avec un seul type de fibres.

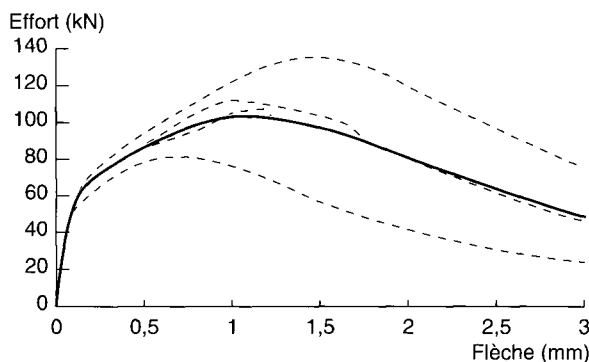


Fig. 8 - Courbes effort-flèche relatives aux essais de flexion 4 points réalisés sur le BFUHP avec un seul type de fibres.

Dans le tableau V sont regroupées les valeurs de résistance en traction par flexion relatives au BFUHP à un seul type de fibres déterminées avec les deux types d'essai de flexion.

TABLEAU V  
Résistances en traction par flexion relatives  
au BFUHP à un seul type de fibres

Numéro de l'éprouvette	Résistance en traction par flexion (MPa)				Valeur moyenne
	1	2	3	4	
Flexion trois points	34	27,7	25,7		29,1
Flexion quatre points	40,6	33,7	32,1	24,8	32,8

Si nous comparons les résultats obtenus avec le BFMUHP du LCPC et avec le BFUHP avec un seul type de fibres, nous pouvons faire les commentaires suivants :

1. la dispersion du comportement mécanique est beaucoup plus grande avec le composite avec un seul type de fibres qu'avec le BFMUHP. Ceci s'explique par le fait que le pourcentage de fibre est plus important dans le cas du second composite, et donc qu'il contient, statistiquement, moins de points mécaniquement faibles, un point faible étant un volume de matrice sans fibre ;

2. les contraintes de traction par flexion sont nettement plus faibles pour le composite avec un seul type de fibres que pour le BFMUHP. Ce résultat confirme donc le fait que le mélange de fibres courtes et de fibres plus longues est plus performant que l'utilisation d'un seul type de fibre vis-à-vis des deux échelles de fissuration du béton (micro et macrofissures).

Pour ce qui concerne le comportement en traction uniaxiale, nous n'avons pas effectué d'essai sur le BFUHP avec un seul type de fibres, mais l'entreprise Bouygues a elle-même réalisé ces essais sur son produit (BPR) [11]. La figure 9, présente la courbe contrainte de traction-ouverture de fissure obtenue avec le BPR.

Au regard de cette figure 9, on peut faire les remarques suivantes :

1. avec le BPR, on observe un comportement post-fissuration adoucissant très différent de celui du produit développé par le LCPC, qui a un comportement post-fissuration durcissant (fig. 5) ;

2. la diminution de contrainte observée avec le BPR est très « douce », alors que celle relative au produit du LCPC, qui suit la partie durcissante (jusqu'à 0,4 mm d'ouverture de fissure), est beaucoup plus brutale. À environ 1 mm d'ouverture de fissure, les performances des deux composites se rejoignent ;

3. il est raisonnable de penser, au regard des figures 5 et 9, que, pour des fissures supérieures

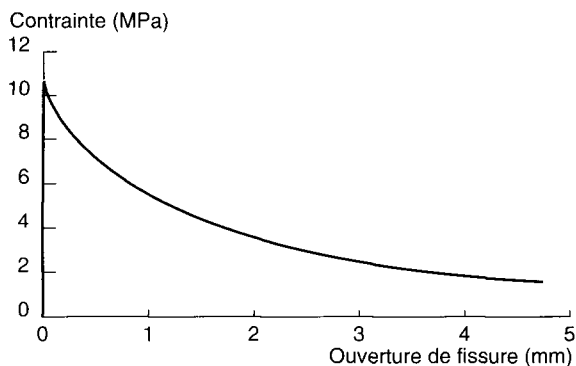


Fig. 9 - Courbe contrainte de traction-ouverture de fissure relative aux BPR (d'après [1]).

à 1 mm, le BPR est plus performant que le produit du LCPC. Ceci s'explique par le fait que 2,5 % de fibres de 0,16 mm de diamètre et 13 mm de long sont plus efficaces vis-à-vis de la couture des macrofissures dans une matrice très compacte, que 2 % de fibres de 0,3 mm de diamètre et 25 mm de long (surface spécifique et pourcentage plus grands).

## Modélisation numérique des structures en BFMUHP

Nous venons de montrer que le BFMUHP étudié a un comportement élastoplastique durcissant en traction directe. Il est important de prendre en compte cette information dans un modèle numérique qui permette d'optimiser le dimensionnement d'éléments structuraux contenant ce nouveau composite, dont les performances mécaniques sont exceptionnelles par rapport aux autres bétons.

Depuis quelques années le LCPC développe, dans le code de calcul aux éléments finis CESAR-LCPC, un modèle élastoplastique endommageable basé sur le critère de Willam-Warnke [12]. Dans ce modèle, le béton peut être considéré comme élastoplastique parfait ou élastoplastique écrouissable (écrouissage positif). Comme le montre la figure 5, le BFMUHP étudié a un comportement élastoplastique écrouissable mais, dans une approche de type pré-dimensionnement (optimisation d'une section vis-à-vis du comportement à la rupture), considérer un comportement élastoplastique parfait peut être suffisant.

Nous avons donc déterminé, à partir de la courbe contrainte-ouverture de fissure de la figure 5, un comportement élastoplastique parfait équivalent,

ce qui revient à déterminer la contrainte palier en traction du matériau équivalent. Pour ce faire, on impose la condition suivante :

La déformation plastique maximale (c'est-à-dire à la rupture) du matériau équivalent doit correspondre à une ouverture de fissure inférieure ou égale à celle relative à la contrainte de traction maximale du matériau réel. Dans le cas du BFMUHP étudié, cette ouverture de fissure maximale est de 400 µm. Cette condition conduit à optimiser les dimensions de la structure en faisant travailler le matériau au maximum de ses capacités en traction.

La contrainte palier en traction se calcule, alors, de la manière suivante :

$$\sigma_p^e(w_m) = \frac{1}{w_m} \cdot \int_0^{w_m} \sigma(w) \cdot dw \quad (1)$$

où :

- est la contrainte de traction palier du matériau équivalent,
- $w_m$  est l'ouverture de fissure maximale, égale à  $4 \cdot 10^{-4}$  m,
- $\sigma(w)$  est la contrainte réelle en fonction de l'ouverture de fissure  $w$ , qui est comprise entre 0 et  $w_m$ .

On a appliqué cette démarche pour réaliser l'analyse numérique de l'essai de flexion quatre points sur l'éprouvette prismatique  $10 \times 10 \times 40$  cm (fig. 3), connaissant le comportement en traction directe du BFMUHP (fig. 5).

La contrainte palier calculée à partir de la relation (1) est égale à 14 MPa.

La figure 10 présente la courbe expérimentale contrainte-ouverture de fissure (courbe moyenne) et la courbe théorique contrainte-déformation du matériau élastoplastique équivalent.

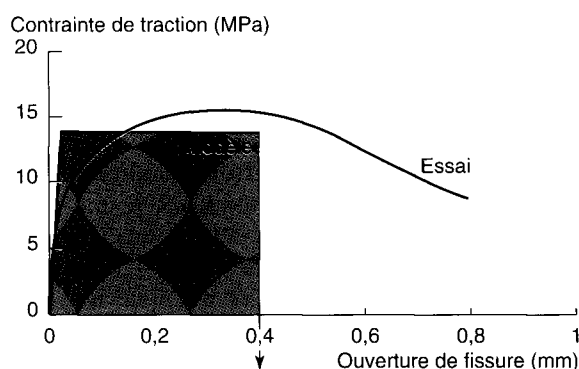
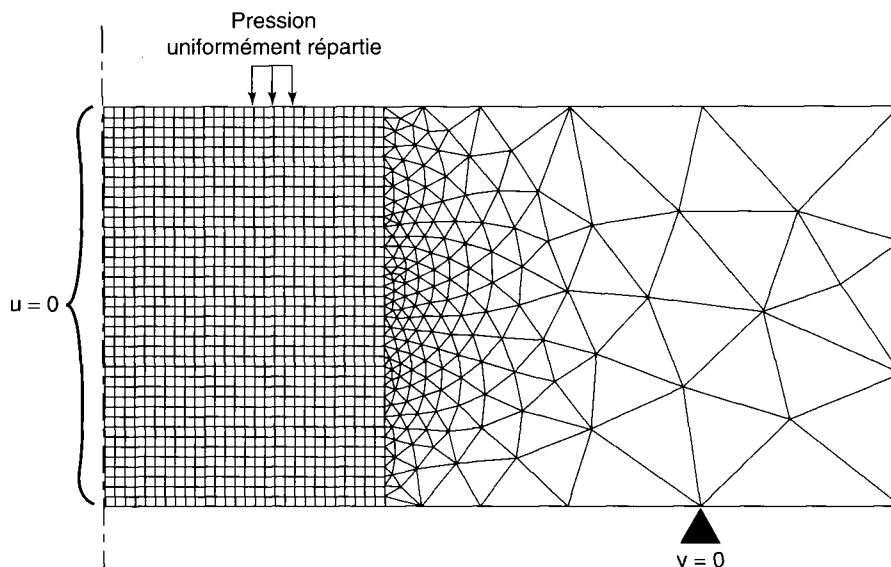


Fig. 10 - Courbe contrainte-déformation du matériau équivalent déterminée à partir de la courbe expérimentale contrainte-ouverture de fissure relative au matériau réel.

Fig. 11 -  
Maillage et conditions  
aux limites du calcul.



La figure 11 présente le maillage utilisé pour l'analyse numérique, ainsi que les conditions aux limites adoptées.

La figure 12 présente une comparaison entre la courbe expérimentale effort-flèche (courbe moyenne) et la courbe obtenue par analyse numérique.

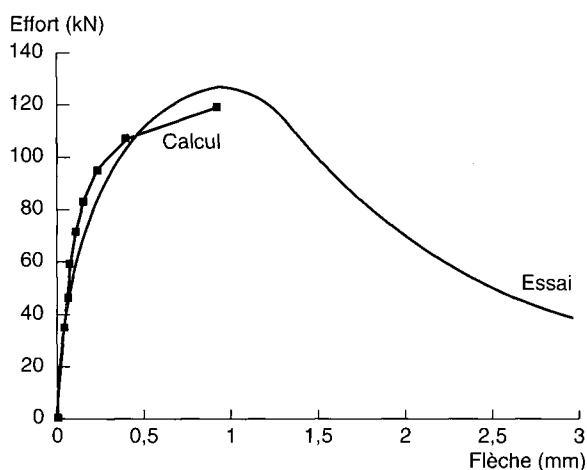


Fig. 12 - Courbes effort-flèche relatives à l'expérience et au calcul.

On constate sur la figure 12 que le calcul donne des informations très correctes par rapport à l'expérience aussi bien vis-à-vis de l'effort que de la flèche à rupture (l'effort maximum dans l'analyse numérique correspondant à une perte de convergence du calcul). On note également que la différence introduite entre le comportement en traction directe réel du matériau et le comportement élastoplastique parfait pris en compte dans le calcul, se retrouve au niveau du comportement en flexion du prisme.

En conclusion, on peut considérer que la modélisation numérique proposée ci-dessus permet, de

manière satisfaisante, de pré-dimensionner des éléments structuraux constitués d'un composite du type de celui présenté dans cet article. Elle présente également l'avantage de permettre de réaliser des calculs tridimensionnels, et donc de simuler le comportement de structures aux géométries complexes.

## Perspectives concernant les BFMUHP

Le BFMUHP présenté dans cette étude a des performances mécaniques exceptionnelles (pour un béton) mais, en contrepartie, son coût est élevé. En effet, si l'on tient compte du prix avancé par les fournisseurs des fibres utilisées dans le présent composite (prix approché qui ne pourrait que diminuer avec l'existence d'un marché réel), on aboutit à un prix approximatif du composite étudié de 11 500 F le m<sup>3</sup>, soit 4 260 F la tonne (la densité du composite est environ égal à 2,7).

Un de nos objectifs est donc de parvenir à réaliser un composite ayant des performances mécaniques similaires à celles présentées dans l'article (basé sur les mêmes concepts), mais avec un coup moindre. Cet objectif vient tout récemment d'être atteint puisque nous avons conçu un BFMUHP dont le coût avoisine les 5 000 F le m<sup>3</sup>, soit 2 000 F la tonne (la densité de ce composite étant environ égal à 2,5).

L'autre objectif, qu'il nous paraît important de poursuivre, est d'utiliser la modélisation numérique évoquée précédemment afin d'optimiser des géométries d'éléments structuraux constitués de BFMUHP, en gardant à l'esprit qu'un des intérêts principaux de ce composite, par rapport à l'acier par exemple, concerne sa capacité à être moulé à froid. Ces études de dimensionnement sont en cours de réalisation.



## Conclusions

Dans cet article est présenté un béton fibré multimodal à ultra-hautes performances. À la différence des BFUHP composés d'un seul type de fibres, plusieurs géométries de fibres métalliques y sont incorporées, chaque type de fibre intervenant à une échelle différente du processus de fissuration de la matrice.

Les caractéristiques mécaniques relatives à ce matériau sont remarquables : résistance en compression avoisinant les 200 MPa, comportement

élastoplastique durcissant (écrouissage positif) en traction directe jusqu'à une contrainte avoisinant 15 MPa, et une ouverture de fissure de 0,4 mm, et enfin une grande homogénéité.

L'avenir de ce matériau (s'il y en a un !) passe par une optimisation du rapport coût/performances mécaniques, mais également par la recherche de géométries d'éléments structuraux permettant au matériau « d'exprimer au mieux ses potentialités ». Ce dernier point fait l'objet d'études en cours.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] ROSSI P., RENWEZ S., and BELLOC A. (1995), Les bétons fibrés à ultra-hautes performances, *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, **196**, pp. 61-66.
- [2] de LARRARD F. and SEDRAN T. (1994), Optimization of ultra-high-performance concrete by using a packing model, *Cement and Concrete Research*, vol. 24, **6**, pp. 997-1009.
- [3] ROSSI P., ACKER P. and MALIER Y. (1987), Effect of steel fibres at two different stages : the material and the structure, *Materials and Structures*, **20**, pp. 436-439.
- [4] ROSSI P., SEDRAN T., RENWEZ S., and BELLOC A. (1995), *Ultra-high-strength steel fibre reinforced concretes : mix design and mechanical characterization*, *Fiber reinforced concrete : modern developments*, N. Banthia and S. Mindess eds., University of British Columbia, pp. 181-186.
- [5] ROSSI P. (1995), *participation to the chapter 2, Specific production : manufacturing issue*, in the proceedings of High Performance fiber reinforced cement composites workshop, A.E., Naaman, and H.W., Reinhardt eds, Ann Arbor, June 11-14.
- [6] BOULAY C., COLSON A. (1981), A concrete extensometer eliminating the influence of transverse strains on the measurement of longitudinal strains, *Materials and Structures*, vol. 14, pp. 35-38.
- [7] CASANOVA P., ROSSI P. (1995), *Analysis of SFRC structures, Fiber reinforced concrete : modern developments*, N. Banthia and S. Mindess eds., University of British Columbia, pp. 335-349.
- [8] CASANOVA P., ROSSI P., Analysis of metallic fibre reinforced concrete beams submitted to bending, *Accepté pour publication dans Materials and Structures*.
- [9] ROSSI P. (1992), Mechanical behaviour of metal-fibre reinforced concretes, *Cement and Concrete Composites*, **14**, pp. 3-16.
- [10] RICHARD P. and CHEYREZY M. (1995), Les Bétons de Poudres Réactives, *Annales de l'ITBTP*, **532**, pp. 85-102.
- [11] BEHLOUL M. (1995), Définition d'une loi de comportement du BPR, *Annales de l'ITBTP*, **532**, pp. 122-127.
- [12] ULM F. (1994), Modélisation élastoplastique avec endommagement du béton de structures, *Thèse de l'École nationale des Ponts et Chaussées*.

### ABSTRACT

#### Ultra high performance fibre concrete: Present experience of the LCPC

P. ROSSI - S. RENWEZ - F. GUERRIER

This article looks into the present experience of the LCPC in the area of ultra high performance fibre concrete and, more particularly, the development of a multimodal composite, i.e. consisting of several types of metallic fibres. The main advantage of this composite compared with ultra high performance fibre concrete using only one type of fibre lies in the improved mechanical properties obtained, namely:

- direct tensile strength of about 15 MPa, instead of 10 MPa for the composite consisting of a single type of fibre,
- a hardening post-cracking behaviour (positive work hardening) under direct traction until the opening of a crack of about 400  $\mu$ m, whereas the composite with a single type of fibre has a softening post-cracking behaviour (negative work hardening),
- less scattering with regard to behaviour under traction.

The use of an elastoplastic model, developed on the basis of the CESAR-LCPC finite element code, establishes in an altogether satisfactory manner the mechanical behaviour of this multimodal composite and should make it possible for the future to predimension structural elements composed of this new material.