

# De l'architecture numérique aux applications structurelles complexes en béton à ultra-hautes performances (BUHP) : une étude de cas sur l'effet de l'orientation des fibres

Duc Anh TRAN

*Université Laval, Département de génie civil et de génie des eaux (Canada)*

**RESUME :** Durant la dernière décennie, les propriétés exceptionnelles du BFUP ont permis de concevoir une architecture complexe de renommée mondiale. La combinaison de l'architecture numérique et de la technologie de préfabrication BFUP peut repousser les limites des applications d'architecture actuelles. Ce travail étudie l'effet de l'orientation des fibres dans la forme complexe du BFUP en tant que facteur critique. Premièrement, on a développé un modèle de méthode éléments finis - méthode inductance magnétique (FEM-MIM) pour prédire les essais de traction de différentes orientations de fibres. La loi de traction du BUHP a été représentée par une variable de champ qui est déterminée par MIM. Deuxièmement, on a étudié l'élément « *X-connection* » d'une passerelle innovante en BFUP qui comprend la conception, la fabrication, le moulage, la caractérisation mécanique par les essais, et la modélisation numérique. Enfin, le travail fournit un nouvel outil d'ingénierie et de contrôle de la qualité qui peut favoriser l'architecture complexe en BFUP.

**Mots-clés :** BFUP, orientation et distribution des fibres, écologique, forme complexe

## I. INTRODUCTION

Le Béton Ultra Haute Performance (BUHP ou BFUP) est un nouveau béton composite qui est une avancée dans les applications architecturales aux formes complexes dans le monde entier, comme le treillis perforé de la toiture de la gare de Montpellier (Mimram et al., 2017), les éléments triangulaires perforés de Jean- Bouin (Mazzacane et al., 2013), ainsi que la résille randomisée du musée du Mucem) (Mazzacane et al., 2015; Ricciotti et al., 2013). De plus, des panneaux architecturaux perforés en treillis avec une géométrie en arabesque complexe sont possible (Aubry et al., 2016). En effet, les performances mécaniques supérieures du BUHP peuvent éliminer le besoin d'armatures en acier et permettre la conception de structures de formes complexes qui ne sont pas possibles avec le béton conventionnel.

Pour permettre une expression de forme libre, l'architecture du BFUP peut être renforcée par des microfibres d'acier courtes pour la capacité portante en remplacement des barres d'armature en acier. La répartition des fibres d'acier peut fortement affecter la réponse en flexion et en traction des éléments en BFUP comme le montrent de nombreux travaux (Bayard, 2003; Behloul, 1996). Par exemple, dans le projet de Jean-Bouin, l'orientation des fibres dans les "branches" (ci-après appelées « *X-connection* ») a été soigneusement vérifiée car le risque potentiel était concentré dans les nœuds, où les flux de fibres pouvaient se rencontrer et créer des joints froids. Les joints froids peuvent réduire fortement les performances mécaniques des panneaux de BFUP et augmenter leur risque de fissuration (Baril et al., 2016). Les recommandations françaises ont défini un facteur K pour prendre en compte l'effet de la répartition des fibres (Simon et al., 2013). Une certaine valeur du facteurs K dans les nœuds supérieurs à 2 (c'est-à-dire 50 % de la fibre attendue) ont été observés même en tenant compte des efforts de contrôle de qualité élevés. Par conséquent, une nouvelle

architecture en treillis nécessite une analyse minutieuse des effets de distribution des fibres dans les nœuds des architectures en treillis.

Ce travail vise à favoriser une approche basée sur FEM-MIM pour prédire l'effet de la distribution non uniforme des fibres sur la réponse aux dommages d'un BFUP sous des conditions de contrainte uniformes, telles que les essais de traction uniaxiale, par des variables globales et locales, telles que la réponse de charge - déplacement. Après cela, l'approche de développement a été utilisé pour analyser l'étude de cas sur l'effet de la distribution des fibres sur le comportement mécanique des éléments « X-connection » en BFUP en tant qu'élément clé pour la forme complexe du treillis en tant que projet de passerelle considéré.

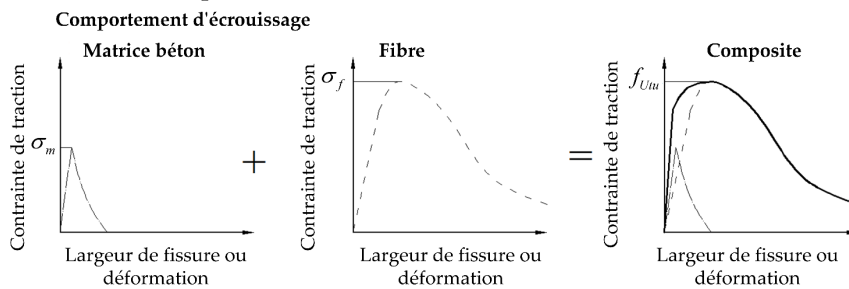
## II. PROPOSITION DE MÉTHODE FEM-MIM

### II.1 Bases des modèles analytiques pour le BFUP

Sur la base des travaux révolutionnaires de (V. C. Li et al., 1993; Xu and Wille, 2015; Zhou et al., 2019), la contrainte totale d'un composite en béton fibré peut être décomposée en la somme de la contrainte matricielle et de la contrainte fibreuse comme suit :

$$\sigma_B = \sigma_m + \sigma_f \tag{1}$$

avec  $\sigma_m$  et  $\sigma_f$  représente dans la FIGURE 1. Dans cette approche de premier ordre, l'effet de la précontrainte des fibres n'est pas considéré comme secondaire (Victor C. Li et al., 1993).



**FIGURE 1. Contrainte composite pour un BFUP écroutissant comme somme de la contribution de la matrice et des fibres.**

Quant à la contrainte de matrice  $\sigma_m$ , elle est généralement supposée linéaire, suivie d'une relation contrainte post-fissuration-ouverture de fissure qui a été modélisée par différentes fonctions de décroissance (par exemple, linéaire, bilinéaire, etc.). Par exemple, certains travaux ont utilisé une fonction exponentielle en termes d'ouverture de fissure ( $w$ ) défini ci-dessous (Reinhardt, 1985; Zhou et al., 2019):

$$\sigma_m = \sigma_m^T \left( 1 - \left( \frac{w}{w_{0max}} \right)^m \right) \tag{2}$$

où  $\sigma_m^T$  est la résistance à la traction de la matrice,  $w_{0max}$  est la largeur de fissure critique lorsque la force de cohésion est  $\sigma_m = 0$ , et  $m$  est un coefficient empirique à calibrer à partir d'un test de traction uniaxial.

La contrainte à travers la fissure  $\sigma_{cs}(w)$  est dérivée en intégrant les forces d'arrachement des fibres et leur fonction de distribution de probabilité ( $p$ ) (Lin and Li, 1997) dans un système de coordonnées sphériques (Guénet et al., 2016) :

$$\sigma_f = \sigma_{cs}(w) = \frac{4v_f}{\pi d_f^2} \int_{\theta=0}^{2\pi} \int_{\varphi=0}^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{z_0 \cos \theta \cos \varphi} F(w) p(z, \theta, \varphi) dS \tag{3}$$

où  $(\theta, \varphi)$  sont les angles d'Euler et  $z$  est la distance entre le centroïde de la fibre et le plan de la fissure et  $dS = \sin \varphi dz d\theta d\varphi$ .

**II.2 Relation entre la résistance à la traction et MIM**

Sur la base de travaux antérieurs (Naaman AE., 1972), (Hannant, 1978), la résistance à la traction  $f_{utu}$  d'un en béton fibré peut être définie comme suit :

$$f_{utu} = \mu_0 \mu_1 \tau_f v_f \frac{l_f}{d_f} \tag{4}$$

où  $\mu_0$  est le facteur d'orientation des fibres;  $\mu_1$  est le facteur d'efficacité des fibres;  $v_f$  est la fraction volumique de fibres;  $\tau_f$  est la contrainte d'arrachement à l'interface fibre-matrice;  $l_f/d_f$  est le rapport d'aspect des fibres (c'est-à-dire le rapport longueur sur diamètre).

Basée sur les tests DEWS (Double-Edge Wedge Tensile) sur des échantillons de béton fibre, Nunes et al. (Nunes et al., 2017) ont développé une relation empirique entre les inductances ( $\mu_x, \mu_y$ ) et les facteurs ( $\mu_0, \mu_1$ ) mesurées par la méthode d'inductance magnétique (MIM) dans 2 directions perpendiculaires (X et Y - **FIGURE 2-a**):

$$\mu_{mean} = (\mu_x + \mu_y) / 2 \tag{5}$$

$$v_f = (\mu_{mean} - 1) / 4.55 \tag{6}$$

$$\rho_x - \rho_y = 0.5 \frac{\mu_x - \mu_y}{\mu_{mean} - 1} \tag{7}$$

$$\mu_0 = 0.57 + 1.85(\rho_x - \rho_y) \tag{8}$$

$$\mu_1 = \begin{cases} 1.686\sqrt{\mu_0} - 0.406 & \mu_0 < 0.7 \\ 1.0 & \mu_0 \geq 0.7 \end{cases} \tag{9}$$

**II.3 Données variables de champ**

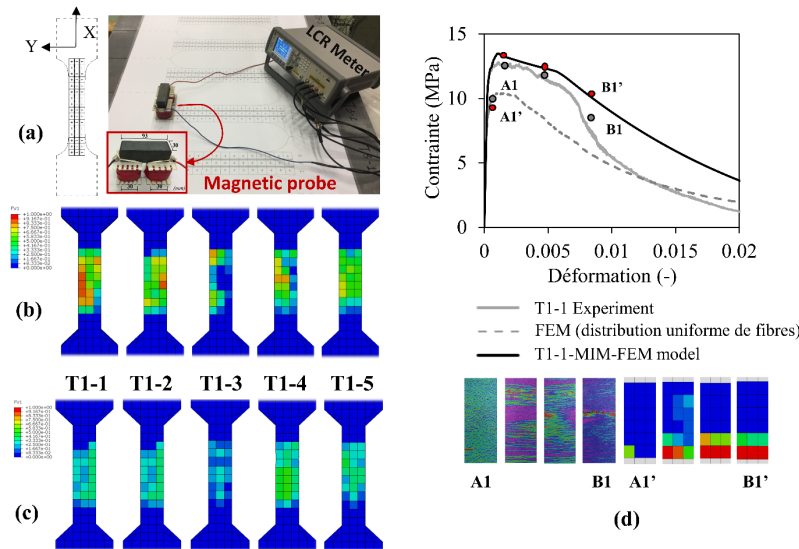
La méthode des variables de champ Abaqus est utilisée pour coupler les facteurs de fibre locaux mesurés par MIM au modèle FEM. Les variables de champ sont des variables définies par l'utilisateur à chaque nœud FEM, qui peuvent être une valeur constante ou une fonction. Alors que la relation entre la loi matérielle et la variable de champ peut être donnée point par point, Abaqus interpole linéairement entre deux valeurs liées (ou fonctions) basées sur la variable locale. En première approche, dans ce travail nous considérons simplement les facteurs de traction locaux  $\mu_0 \mu_1$  mesurés par MIM pour chaque point de mesure sur une distance d'environ 30 mm (Shen et Brühwiler, 2020) ce qui correspond à la taille de la sonde MIM (**FIGURE 2-a**). Comme variable de champ à l'échelle nous considérons la loi de traction locale entre deux fonctions englobantes de référence, qui sont décrites ci-dessous pour  $\varphi_0 = 0$  et  $90^\circ$ . Ainsi, il est possible de mettre à l'échelle la loi contrainte-déformation locale  $\sigma - \varepsilon$  par une variable de champ (FV) qui est affectée en chaque point matériel. La loi de traction a été estimée par les modèles analytiques pour le BFUP de Guenet (Guenet, 2012).

En considérant les résultats expérimentaux de Shen et Brühwiler (Shen et Brühwiler, 2020), une valeur minimale  $\mu_0 \cdot \mu_1$  d'environ 1/4 a été considérée. Avec,  $\mu_0 \cdot \mu_1 \leq \alpha$ , FV est égal à 0, le comportement de résistance à la traction de cette position devient le comportement de résistance à la traction minimal (dans le cas  $\varphi_0 = 90^\circ$ ). Ainsi, les fonctions d'interpolation de la variable de champ (FV) se lisent ainsi :

$$FV_{ij^*} = \begin{cases} \frac{4}{3} \mu_{0-ij^*} \cdot \mu_{1-ij^*} - \frac{1}{3} & \text{for } 0.25 \leq \mu_{0-ij^*} \cdot \mu_{1-ij^*} \leq 1 \\ 0 & \text{for } \mu_{0-ij^*} \cdot \mu_{1-ij^*} \leq 0.25 \end{cases} \quad (10)$$

où  $ij^*$  représente l'indicateur de position MIM.

Les FIGURE 2-b, c, d montre la distribution FV pour les surfaces coulées et gainées et la prédiction du spécimen T1-1 à partir des résultats expérimentaux de Shen et Brühwiler (Shen et Brühwiler, 2020). Quant à la ductilité du BFUP, le modèle FEM-MIM développé prédit bien l'effet de la non-uniformité de la distribution locale des fibres sur la déformation d'écroutissage  $\varepsilon_{Ult}$ . L'approche proposée peut prédire la grande variation de la ductilité du BFUP due à la distribution non uniforme des fibres.



**FIGURE 2.** (a) méthode inductance magnétique (MIM) ; Cartes de contour des variables de champ FV : (b) surfaces de coulées ; (c) surfaces gainées ; (d) Comparaison de la contrainte - moyenne de déformation simulée et expérimentale et du processus de rupture pour T1-1.

### III. APPLICATIONS AUX STRUCTURELLES COMPLEXES

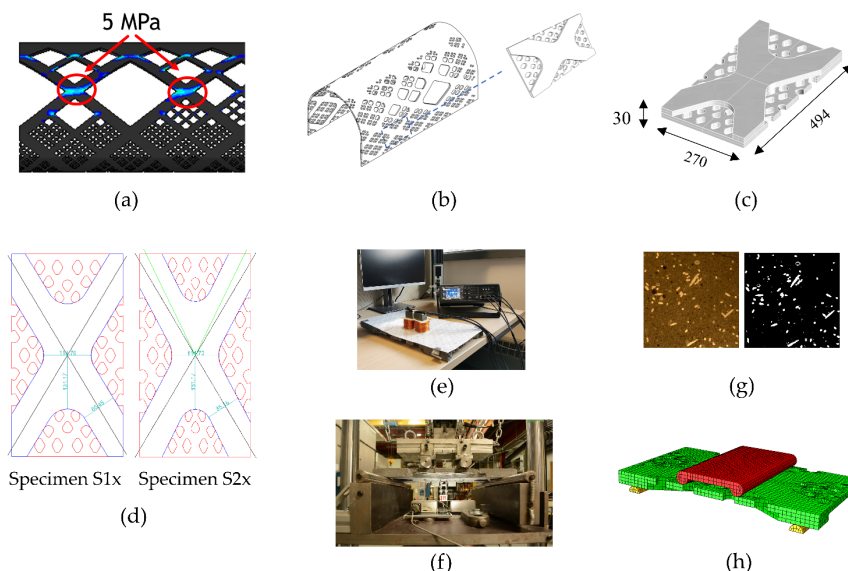
Avec une étude plus approfondie du projet de la passerelle en BFUP pour la ville de Québec, on va appliquer FEM-MIM pour évaluer l'élément « X-connection » dans laquelle une contrainte de traction critique de 5 MPa est estimée par l'analyse non linéaire par éléments finis (NLFEA) dans la « X-connection » lors de l'application de la charge utile (Sorelli et al., 2022 - FIGURE 3-a). Il est alors essentiel de s'assurer que la résistance du BFUP est supérieure à 5 MPa dans de telles « X-connection ». Les FIGURE 3-b, c montrent les détails clé de ce projet qui est la « X-connection » de l'élément préfabriqué en treillis avec la dimension (270x494x30mm). L'angle de croisement de la forme X a été réduit de 15% en passant du spécimen série S1x (60) au spécimen série S2x (52) (la FIGURE 3-d). Chaque série se compose de trois spécimens (S11, S12, S13 et S21, S22, S23).

## IV. RÉSULTATS PRÉLIMINAIRES

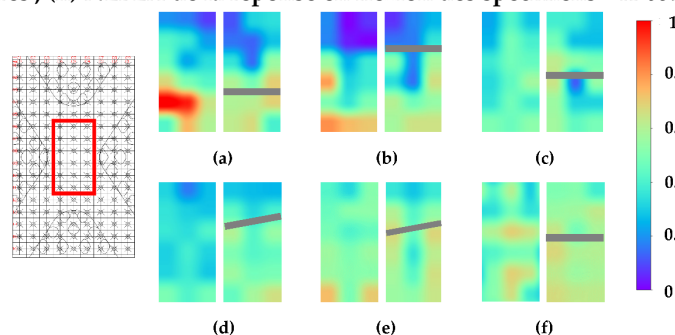
### IV.1 Résultats expérimentaux

#### IV.1.1 Distribution des fibres

Les spécimens « X-connection » ont été mesurée par MIM (FIGURE 3-e) à partir des surfaces en hautes et en bases. La FIGURE 4 montre les cartes de contour des valeurs normalisées  $\lambda = \mu_0 \mu_1 V_f$ , qui affectent principalement la résistance à la traction, dans la zone centrale de la surface en bas (qui est la région de tension dans le test de flexion). Une faible valeur de contour fait référence à une zone faible en termes de performances de traction. De plus, la fissure localisée est également présentée avec une ligne grise.



**FIGURE 3.** (a) Analyse NLFEA de la passerelle avec concentration de contrainte dans la « X-connection » après l'application d'une charge uniforme et permanente ; (b) module « X-connection » de la passerelle; (c) dimension de la « X-connection »; (d) Spécimen S1x et Spécimen S2x avec un changement d'angle de croisement ; (e) Mesure MIM ; (f) essai de flexion 4 points (4PBT) ; (g) Analyse d'image de la distribution des fibres ; (h) NLFEA de la réponse en flexion des spécimens « X-connection »



**FIGURE 4.** Cartes de contour de  $\lambda$  normalisé au centre (a) S11 – haut, bas ; (b) S12 – haut, bas ; (c) S13 – haut, bas ; (d) S21 – haut, bas ; (e) S22 – haut, bas ; (f) S23 – haut, bas.

#### IV.1.2 Réponse en flexion de la « X-connection »

La « X-connection » a été testée en flexion 4 points (FIGURE 3-f) pour des raisons de simplicité. L'essai de flexion a été réalisée sur une machine d'essai servo-hydraulique d'une capacité de 500kN. Deux transducteurs à déplacement variable linéaire (LVDT) avec une base de mesure de 150 mm ont été placés sous le support central. Le test a été contrôlé en déplacement en utilisant la valeur

moyenne des 2 LVDT pour obtenir une réponse stable de l'échantillon pendant tout le test. La FIGURE 5-a montre les résultats des tests de flexion en termes de résistance à la flexion - déflexion, la ligne noire épaisse correspond à la réponse moyenne. Tous les spécimens présentent un comportement de flexion-écrouissage significatif, la résistance à la flexion étant comprise entre 17,5 et 34,2 MPa à la section du milieu (114,7x30 mm).

IV.1.3 Analyse d'image de la distribution des fibres

La distribution des fibres est importante dans le comportement structurel de « X-connection », de sorte que chaque échantillon s'est coupé près de la fissure localisée et le nombre de fibres a été compté après le test de flexion (FIGURE 3-g). Après avoir compté les fibres avec le programme MATLAB, le facteur d'orientation de la fibre  $\mu_0^{IA}$ , qui est défini comme la probabilité qu'une seule fibre soit intersectée par une section considérée, est obtenu par l'équation suivante (Aveston et Kelly, 1973; Bastien-Masse et al., 2016) :

$$\mu_0^{IA} = n_f \frac{A_f}{v_f} \tag{11}$$

où  $n_f$  est le nombre de fibres interceptant une unité de surface,  $A_f$  est la section d'une fibre.

Les coefficients de corrélation élevés  $R^2$  confirment la relation linéaire entre  $M_{max}$  et le nombre de fibres interceptant la fissure localisée (FIGURE 5-b, c). Comme on peut le voir sur la FIGURE 5-d,  $\mu_0^{MIM}$  a été estimé par MIM qui n'est pas bien corrélée avec  $\mu_0^{IA}$  surtout pour les 2 spécimens S12, S21. Cela montre la limitation de l'application d'une telle technique sur des éléments de BFUP de forme complexe en raison des effets possibles dus au bord sur le volume de référence sondé par l'instrument.

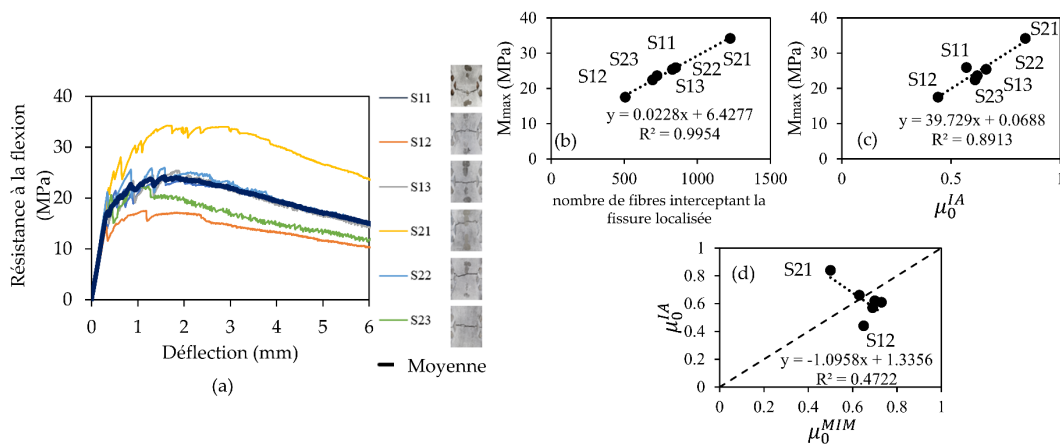
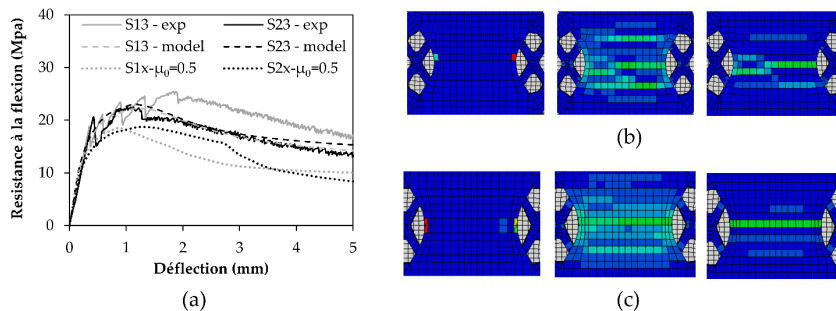


FIGURE 5. (a) Résistance à la flexion – déflexion réponse de 6 spécimens au milieu de la section ; Recherche de corrélation entre (b)  $M_{max}$  -  $\mu_0^{IA}$  – nombre de fibres interceptant la fissure localisée ; (c)  $M_{max}$  -  $\mu_0^{IA}$  ; (d)  $\mu_0^{IA}$  -  $\mu_0^{MIM}$  ;

IV.2 Résultats numériques

Pour toutes ces raisons, il est important de prendre en compte la distribution des fibres dans l'analyse non linéaire par éléments finis (NLFEA) de la réponse en flexion des spécimens « X-connection » (FIGURE 3-h). Basée sur l'analyse d'image, les spécimens S13 et S23 ont été choisies pour étudier NLFEA car  $\mu_0^{MIM}$  est bien corrélée avec  $\mu_0^{IA}$ .

La FIGURE 6-a montre la prédiction de NLFEA qui utilise la loi de traction moyenne avec  $\mu_0 = 0.5$  et la loi de traction locale avec les spécimens S13 et S23. Cette moyenne de la loi de traction est à comparer les deux versions des spécimens. En effet, les spécimens de la série S2x ont une résistance à la flexion au point de rupture  $M_{\max}$  plus élevée que les spécimens de la série S1x, mais la différence n'est pas significative entre les deux versions des spécimens. En revanche, le modèle avec la loi de traction locale est sous-estimé par rapport à l'expérimental de S13, mais il fonctionne bien pour la prédiction de  $M_{\max}$  avec le spécimen S23. Les FIGURE 6-b, c montrent le processus de fracture des deux spécimens par NLFEA. FEM-MIM est un outil prometteur pour des recherches ultérieures qui permettrait de contrôler la qualité des éléments architecturaux en BFUP aux formes complexes avec des distributions des fibres non uniforme.



**FIGURE 6.** (a) Prédiction de NLFEA avec la loi de traction uniformément et avec la loi de traction locale des spécimens S13 et S23 ; (b) Processus de fracture S13 par NLFEA; (c) Processus de fracture S23 par NLFEA

## V. CONCLUSION

Ce travail vise à rechercher l'effet de la distribution des fibres sur le comportement en flexion de la « X-connection ». C'est un détail de conception critique d'un nouveau concept de passerelle en BFUP faite de coffrage en cire recyclée par une approche de recherche interdisciplinaire. Sur la base des résultats présentés, les conclusions suivantes peuvent être établies :

- L'utilisation d'un coffrage en cire est économiquement et écologiquement prometteur. A l'issue de ce test, le coffrage en cire pourra être recyclé pour un autre projet.
- Basée sur la distribution des fibres mesurée par des analyses d'image de la section fissurée, une bonne corrélation a été trouvée entre le nombre de fibres rencontrées et la résistance à la flexion. Cela signifie que la distribution des fibres est critique car elle affecte fortement la résistance à la flexion d'une telle « X-connection ».
- Une étude de corrélation entre la méthode NDT et l'analyse d'image a été réalisée pour comprendre l'applicabilité de la sonde magnétique aux éléments en BFUP de forme complexe. Seuls S13 et S23 ont montré une bonne concordance entre le MIM et l'analyse d'image pour la distribution des fibres. Cela peut être dû à la taille du volume sondé par MIM qui peut être affecté par l'effet de bord et les trous.
- Comme pour les éprouvettes pour lesquelles les mesures MIM étaient fiables (S13 et S23), le NLFEA a pu reproduire le comportement mesuré en flexion en termes de moment-déformation. La « X-connection » concentre les contraintes et favorise la localisation des fissures.

Les travaux futurs devraient se concentrer sur différentes méthodes de coulée plus réalistes (par exemple, pressuriser le flux ou imprimer en 3D). De plus, une modélisation de traction NLFEA devrait être effectuée pour mieux comprendre le comportement de l'application réelle.

## REFERENCES

- Aubry, S., Bompas, P., Vaudeville, B., Corvez, D., Lagrange, T., Mazzacane, P., Brizou, A., 2016. A UHPFRC cladding challenge: the foundation Louis Vuitton pour la création" Iceberg. Newsletter.
- Aveston, J., Kelly, A., 1973. Theory of multiple fracture of fibrous composites. *J Mater Sci* 8, 352–362. <https://doi.org/10.1007/BF00550155>
- Baril, M.A., Sorelli, L., Réthoré, J., Baby, F., Toutlemonde, F., Ferrara, L., Bernardi, S., Fafard, M., 2016. Effect of casting flow defects on the crack propagation in UHPFRC thin slabs by means of stereovision Digital Image Correlation. *Construction and Building Materials* 129, 182–192.
- Bastien-Masse, M., Denarié, E., Brühwiler, E., 2016. Effect of fiber orientation on the in-plane tensile response of UHPFRC reinforcement layers. *Cement and Concrete Composites* 67, 111–125. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2016.01.001>
- Bayard, O., 2003. Approche multi-échelles du comportement mécanique des bétons à ultra hautes performances renforcés par des fibres courtes (Ph.D. Thesis). Cachan, Ecole normale supérieure.
- Behloul, M., 1996. Analyse et modélisation du comportement d'un matériau à matrice cimentaire fibrée à ultra hautes performances (bétons de poudres réactives). Du matériau à la structure.
- Guenet, T., 2012. UN MODÈLE NUMÉRIQUE POUR STRUCTURES EN BÉTON FIBRÉ À ULTRA-HAUTES PERFORMANCES : PRISE EN COMPTE DE L'ORIENTATION DES FIBRES PAR UNE APPROCHE D'ENDOMMAGEMENT MICROMÉCANIQUE 154.
- Guénet, T., Baby, F., Duhamel-Labrecque, Y., Meulenyzer, S., Sorelli, L., Toutlemonde, F., Bernardi, S., 2016. Numerical Modeling of UHPFRC Tensile Behavior by a Micromechanics FEM Model Taking into Account Fiber Orientation. Presented at the 9th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, IA-FraMCoS. <https://doi.org/10.21012/FC9.010>
- Hannant, P.J., 1978. *Fiber Cements and Fiber Concretes*. England: Wiley & Sons 231.
- Li, V. C., Stang, H., Krenchel, H., 1993. Micromechanics of crack bridging in fibre-reinforced concrete. *Materials and Structures* 26, 486–494. <https://doi.org/10.1007/BF02472808>
- Li, Victor C., Stang, H., Krenchel, H., 1993. Micromechanics of crack bridging in fibre-reinforced concrete. *Materials and structures* 26, 486–494.
- Lin, Z., Li, V.C., 1997. Crack bridging in fiber reinforced cementitious composites with slip-hardening interfaces. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 45, 763–787.
- Mazzacane, P., Ricciotti, R., Lamoureux, G., Corvez, D., 2013. Roofing of the stade Jean Bouin in UHPFRC. Presented at the Symposium on ultra-high performance fibre-reinforced concrete. Marseille: RILEM, RILEM PRO 87, Marseille, pp. 59–68.
- Mazzacane, P., Ricciotti, R., Teply, F., Tollini, E., Corvez, D., 2015. MUCEM: The builder's perspective. Newsletter.
- Mimram, M., Bonera, M., Barrau, G., Mazzacane, P., 2017. Roofing of Montpellier—South of France TGV Station, in: *Proc., Int. Conf. on Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete*. pp. 837–856.
- Naaman AE., 1972. *A Statistical Theory of Strength for Fiber Reinforced Concrete*. PhD Thesis. Boston: Massachusetts Institute of Technology; 196 p.
- Nunes, S., Pimentel, M., Ribeiro, F., Milheiro-Oliveira, P., Carvalho, A., 2017. Estimation of the tensile strength of UHPFRC layers based on non-destructive assessment of the fibre content and orientation. *Cement and Concrete Composites* 83, 222–238. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2017.07.019>
- Reinhardt, H.W., 1985. Crack softening zone in plain concrete under static loading. *Cement and Concrete Research* 15, 42–52. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(85\)90007-9](https://doi.org/10.1016/0008-8846(85)90007-9)
- Ricciotti, R., Portelatine, J., Nicolas, F., 2013. Museum of European and Mediterranean Civilizations (MuCEM): High UHPFRC Content Structure Design, in: *Designing and Building with UHPFRC*. John Wiley & Sons, pp. 487–500.
- Shen, X., Brühwiler, E., 2020. Influence of local fiber distribution on tensile behavior of strain hardening UHPFRC using NDT and DIC. *Cement and Concrete Research* 132, 106042. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2020.106042>
- Simon, A., Corvez, D., Marchand, P., 2013. Feedback of a ten years assessment of fibre distribution using K factor concept, in: *UHPFRC 2013-International Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete*. pp. 669–678.
- Xu, M., Wille, K., 2015. Fracture energy of UHP-FRC under direct tensile loading applied at low strain rates. *Composites Part B: Engineering* 80, 116–125. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.05.031>
- Zhou, Z., Xie, R., Qiao, P., Lu, L., 2019. On the modeling of tensile behavior of ultra-high performance fiber-reinforced concrete with freezing-thawing actions. *Composites Part B: Engineering* 174, 106983. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2019.106983>