

INFLUENCE DE LA DENSITÉ ET DE L'ORIENTATION DES FIBRES SUR LES COMPORTEMENTS EN TRACTION, EN FLEXION ET EN CISAILLEMENT D'UN BÉTON RENFORCÉ DE FIBRES MÉTALLIQUES

J. Doyon-Barbant ^A, J.-P. Charron ^A

^A : Groupe de recherche en Génie des Structures, CRIB - Polytechnique Montréal, Québec, Canada

RÉSUMÉ : L'orientation et la densité de fibres sont aujourd'hui reconnues comme étant des paramètres d'influence importants sur les propriétés mécaniques des bétons renforcés de fibres métalliques (BRF). Dans un élément structural, l'orientation des fibres est influencée par plusieurs facteurs tels les propriétés à l'état frais du béton, la géométrie de l'élément structural ainsi que le type d'écoulement du béton lors de la coulée. L'objectif de ce projet de recherche est de déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement d'un béton renforcé de fibres. Pour ce faire, des spécimens d'essais ont été sciés dans différentes directions à partir d'une grande dalle en BRF et des essais de traction, de flexion et de cisaillement ont été réalisés. Les résultats de cette campagne expérimentale ont mis en évidence l'influence marquée de l'orientation des fibres sur les comportements en traction et en flexion ainsi que l'influence de la densité de fibres sur le comportement en cisaillement.

1. INTRODUCTION

Les bétons renforcés de fibres métalliques (BRF) présentent plusieurs avantages comparativement aux bétons ordinaires (BO). Parmi ces avantages, on retrouve l'amélioration de la ductilité et des résistances post-fissuration (traction, compression, flexion et cisaillement) ainsi que l'augmentation de la durabilité étant donnée les faibles ouvertures de fissures à l'état limite de service (ACI Committee 544, 2002; MC2010, 2010). Récemment, plusieurs études ont mis en évidence la grande variabilité du comportement en flexion et en traction du BRF associée à la variation de l'orientation et de la densité de fibres (Banthia et al., 2014; Dupont & Vandewalle, 2005; Lameiras et al., 2015).

Plusieurs auteurs ont illustré l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction et en flexion des BRF (Abrishambaf et al., 2013; Delsol, 2012; Ferrara et al., 2012; Ferrara et al., 2011; Kang & Kim, 2012; Kang et al., 2011; Lameiras et al., 2015; Şanal & Zihnioğlu, 2013). Pour un béton renforcé de fibre métallique (0.63%-vol. de fibres) soumis à des essais de traction, Ferrara et al. (2012) ont observées une augmentation d'environ 100% de la résistance post-fissuration et une corrélation linéaire a été établie entre l'orientation des fibres et la résistance en traction. De façon similaire, Kang et al. (2011) ont mesuré une augmentation d'environ 160% de la résistance post-fissuration en flexion pour un béton fibré ultra-performant (2%-vol. de fibres) présentant une orientation de fibre favorable. Par ailleurs, l'influence du volume de fibres sur le comportement en cisaillement a été évaluée par quelques auteurs. Entre autres, Banthia et al. (2014) ont noté une augmentation de 160% de la contrainte maximale de cisaillement entre un BRF (0.5%-vol. de fibres) et un BO. Ces observations démontrent la nécessité de considérer l'influence de l'orientation et de la densité de fibres sur les comportements mécaniques d'éléments structuraux en BRF.

Le *fib* Model Code 2010 (MC2010, 2010) propose plusieurs lignes directrices pour la conception d'éléments structuraux en BRF. Deux modèles simplifiés (rigide plastique et linéaire) sont proposés par le MC2010 afin de modéliser le comportement en traction du BRF. Ces modèles sont définis à partir de deux contraintes de conception, f_{ts} et f_{tu} , qui correspondent respectivement aux états limites de services et ultimes. Étant déterminé à partir d'essais réalisés sur des spécimens de tailles réduites présentant une méthode de mise en place spécifique, le MC2010 propose de modifier ces contraintes de conception à l'aide d'un facteur de correction dénoté K. Ce facteur permet de modifier les contraintes de conception en se basant uniquement sur la différence d'orientation de fibres entre les spécimens de caractérisation et l'élément structural à l'étude. Toutefois, aucune indication claire n'est présentement

disponible dans le MC2010 afin de déterminer la valeur de ce facteur de correction. De plus, aucune valeur de référence n'est disponible pour un concepteur désirant utiliser ce facteur de correction.

Ce projet de recherche a pour objectif d'évaluer l'influence de l'orientation et de la densité de fibres sur les propriétés mécaniques d'un BRF et de proposer une méthodologie pour déterminer le facteur de correction. Cet article présente le programme expérimental réalisé pour déterminer l'influence de l'orientation et de la densité de fibres sur les comportements mécaniques en traction, en flexion et en cisaillement d'un BRF. La méthodologie proposée pour évaluer le facteur de correction est quant à elle présentée ailleurs (Doyon-Barbant, 2018).

2. PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

Le programme expérimental consistait en la fabrication d'une grande dalle en BRF dans laquelle des spécimens d'essais ont été sciés selon différentes inclinaisons (0°, 30° et 60°) par rapport à la direction d'écoulement du béton lors de la coulée. Ces spécimens d'essais ont ensuite été soumis à des essais de traction, de flexion et de cisaillement afin d'évaluer l'influence de l'orientation et de la densité de fibres sur les comportements mécaniques.

2.1 Propriété du matériau

Les composantes du BRF autoplaçant étudiés dans ce projet de recherches sont présentées dans le **Tableau 1**. Il s'agit d'un BRF présentant un rapport eau/ciment de 0.28 ainsi qu'un volume de fibres à crochet de 1%. Les fibres utilisées avaient une longueur (l_f) de 35 mm ainsi qu'un facteur d'élançement (l_f/d_f) de 65, où d_f correspond au diamètre des fibres.

Tableau 1. Composantes du béton

Composantes	Masse (kg/m ³)
Ciment (HSF)	685
Eau	181
Superplastifiant	9.81
Sable	870
Pierre	641
Fibre	80
Rapport eau/ciment	0.28

Les propriétés à l'état frais et à l'état durcis du BRF étudié sont présentées dans le **Tableau 2**. Une résistance à la compression de 106 MPa ainsi qu'un module de Young de 40 500 MPa ont été mesurés. La résistance à la compression élevée peut s'expliquer par le faible rapport eau/ciment utilisé. De plus, les propriétés mécaniques du BRF sont demeurées constantes tout au long du programme expérimental étant donné l'application d'une cure thermique et le début des essais en laboratoires approximativement 200 jours après la coulée de la dalle.

Tableau 2. Propriétés du BRF

État	Propriété	Normes	BRF
État frais	Température	ASTM C1064	31.2 °C
	Masse volumique	ASTM C138	2490 kg/m ³
	Affaissement / Étalement	ASTM C1611	280 / 750 mm
	L-Box	EN12350-10	1, remplissage complet
État durci	f_c	ASTM C39	106 MPa
	f_t	Basé sur RILEM TC 162-TDF	4.43 MPa
	E	ASTM C469	40 500 MPa
	ν	ASTM C469	0.208 (-)

2.2 Méthode de mise en place et spécimens d'essais

La dalle en BRF à l'étude a présenté une épaisseur moyenne de 150 mm. La coulée a été effectuée directement à partir d'une extrémité de la dalle afin d'induire un écoulement rectiligne du béton et ainsi obtenir une orientation préférentielle des fibres (**Figure 1**). Afin d'obtenir des orientations de fibres distinctes, les spécimens d'essais ont été sciés selon différentes inclinaisons (0°, 30°, et 60°) par rapport à la direction d'écoulement du béton. Aucun spécimen n'a été scié selon une inclinaison de 90° étant donné que plusieurs auteurs (Delsol, 2012; Hollmann & Wille, 2013) ont noté des comportements mécaniques similaires pour des spécimens sciés entre 60° et 90°. De plus, les spécimens ont été sciés à une certaine distance des zones d'extrémités du coffrage (début et fin) étant donné que celles-ci sont susceptibles de présenter des perturbations dans l'écoulement du béton (Zerbino et al., 2012). La **Figure 1** présente les lignes d'écoulements supposées du béton ainsi que la position des spécimens d'essais. Au total, 54 spécimens ont été sciés, soit 3 fois 12 spécimens pour les essais de flexion en quatre points (4PBT), de flexion en trois points (3PBT) et de cisaillement (ST), ainsi que 18 spécimens pour l'essai de traction directe (DT). Le tiers des spécimens de chaque type a été scié selon chacune des inclinaisons (0°, 30°, et 60°).

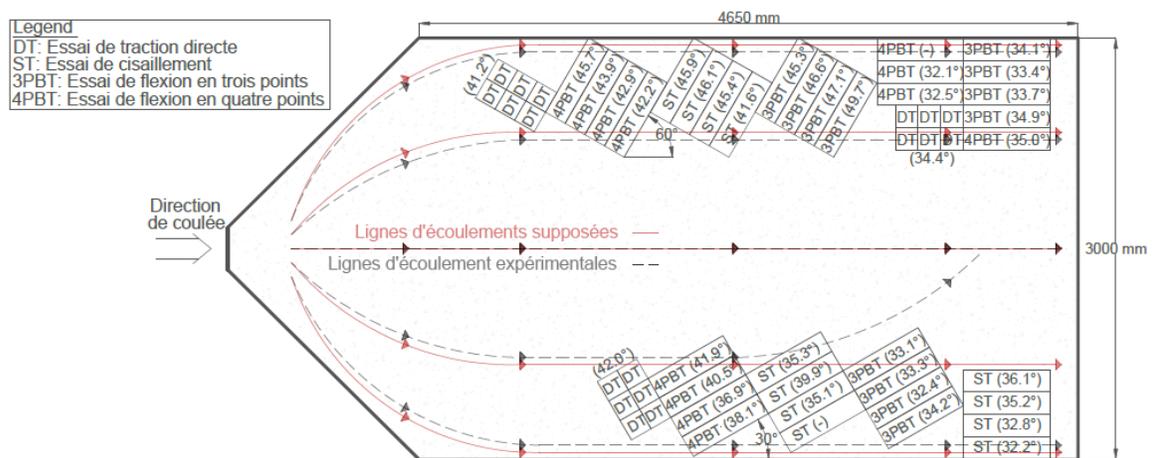


Figure 1. Vue en plan de la dalle expérimentale, localisation des spécimens et orientations des fibres

2.3 Essais mécaniques

2.3.1 Essai de traction directe (DT)

L'essai de traction directe a été effectué sur des spécimens cylindriques avec entaille selon la norme RILEM TC 162-TDF (**Figure 2a**). Les spécimens d'essais ont été collés sur des cylindres d'aluminium à chacune de leurs extrémités puis fixés sur la presse hydraulique. L'ouverture de la fissure a été mesurée à l'aide de trois extensomètres disposés selon des intervalles de 120°. Les contraintes de traction (σ) ont été calculées en divisant la force appliquée (P) par l'aire entaillée du cylindre (A) tel que présenté par l'**Équation 1**.

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad (1)$$

2.3.2 Essai de flexion en trois points (3PBT)

L'essai de flexion en trois points a été effectué sur des prismes entaillés de 150 mm x 150 mm de section selon la norme EN 14651 (**Figure 2b**). Les supports de ce type d'essai sont qualifiés de basses

frictions et sont ainsi libres de se déplacer selon l'axe longitudinal du spécimen. L'ouverture de fissure ($CMOD_{3PBT}$) a été calculée selon l'**Équation 2** étant donné qu'uniquement les déplacements verticaux (δ_{3pbt}) ont été mesurés lors de la réalisation des essais. Les contraintes de flexion (σ_N) ont été calculées selon l'**Équation 3** dans laquelle P représente l'effort appliqué, L correspond à la portée libre, b_{3PBT} représente la largeur du spécimen et h_{3pbt} représente la hauteur du spécimen.

$$\delta_{3pbt} = 0.85 CMOD_{3pbt} + 0.04 \quad (2)$$

$$\sigma_N = \frac{3 P L}{2 b_{3pbt} h_{3pbt}^2} \quad (3)$$

2.3.3 Essai de flexion en quatre points (4PBT)

L'essai de flexion en quatre points a été effectué sur des prismes non-entaillés de 150 mm x 150 mm de section selon la norme ASTM C1609 (**Figure 2c**). Les supports de ce type d'essai sont qualifiés de hautes frictions et restreignent donc les déplacements horizontaux selon l'axe longitudinal du spécimen. L'influence de ce type de support sera discutée et analysée dans les sections qui suivent. Les déplacements verticaux ont été mesurés à l'aide de deux LVDTs disposés à la mi-portée. Les contraintes de flexion (σ_N) ont été calculées selon l'**Équation 4** et la description des paramètres est la même que celle présentée pour l'**Équation 3**.

$$\sigma_N = \frac{P L}{b_{4pbt} h_{4pbt}^2} \quad (4)$$

2.3.3 Essai de cisaillement (ST)

L'essai de cisaillement a été effectué sur des prismes entaillés de 150 mm x 150 mm de section selon le montage proposé par Mirsayah et Banthia (2002) (**Figure 2d**). Les déplacements verticaux ont été mesurés à l'aide de quatre LVDTs (deux sur chaque plan) et les déplacements horizontaux ont été mesurés à l'aide de deux LVDTs. Les analyses qui suivent seront présentées en fonction des déplacements verticaux étant donné que ce paramètre est plus fréquemment utilisé dans la littérature. Les contraintes de cisaillement (τ) ont été calculées à l'aide d'une approche simplifiée exprimée selon l'**Équation 5**. Dans cette équation, P représente l'effort appliqué et A_v représente l'aire cisailée sur un plan de rupture.

$$\tau = \frac{P/2}{A_v} \quad (5)$$

2.4 Mesure de l'orientation des fibres

L'orientation des fibres est déterminée pour chacun des spécimens suite à la réalisation des essais mécaniques. Tout d'abord, les spécimens sont sciés à proximité (distance de $l/2$) du plan de rupture afin d'être représentatifs de ce dernier. Par la suite, le plan de coupe est poli et peinturé afin d'augmenter le contraste entre la matrice cimentaire et les fibres métalliques. La surface peinturée est ensuite numérisée selon une résolution de 2400 dpi et elle est analysée à l'aide d'un programme d'analyse d'image développé par Delsol et Charron (Delsol, 2012; Delsol & Charron, 2013). Ce programme permet de détecter l'orientation de chacune des fibres à l'aide de relations géométriques. L'orientation des fibres en degré (θ) ainsi que le coefficient d'orientation α ($\alpha = \cos \theta$) sont ainsi déterminés. La précision du programme sur le coefficient d'orientation est de ± 0.02 (Delsol & Charron, 2013). La **Figure 3** présente les étapes d'analyse du programme de détection de l'orientation des fibres.

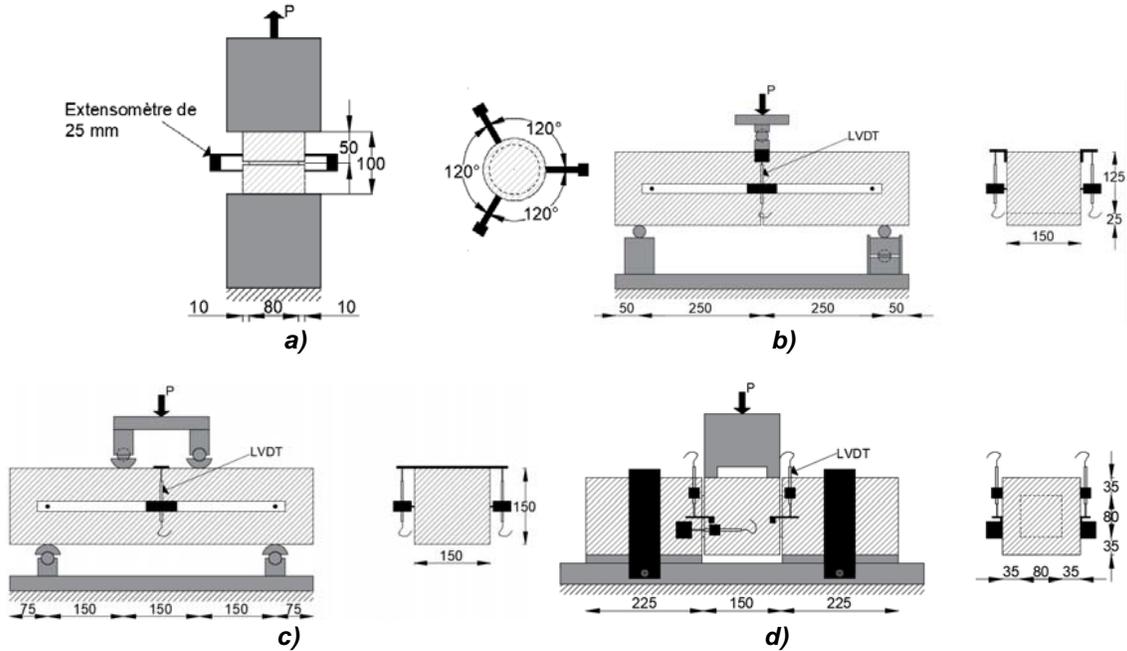


Figure 2. Montage et géométrie des essais, a) Essai de traction directe, b) Essai de flexion en trois points, c) Essai de flexion en quatre points, d) Essai de cisaillement

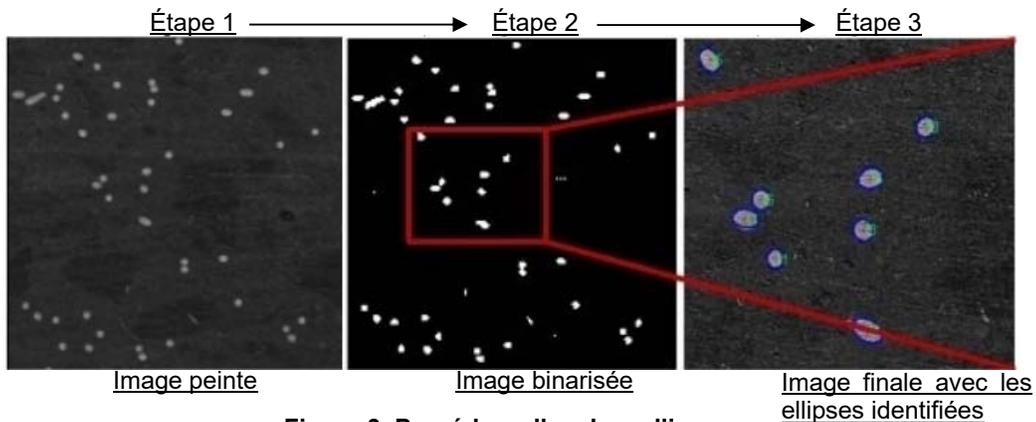


Figure 3. Procédure d'analyse d'image

3. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

3.1 Orientation des fibres

En plus de présenter les lignes d'écoulements supposées et la localisation des spécimens d'essais, la **Figure 1** présente les orientations de fibres mesurées à l'aide du programme d'analyse d'image. Les orientations de fibres sont présentées pour chacun des spécimens, excepté pour les spécimens de traction directe pour lesquels une valeur moyenne est illustrée aux fins de lisibilité. Les orientations de fibres indiquées sur cette figure sont présentées en degré (θ) afin de faciliter la comparaison avec l'orientation de coupe des spécimens. Le coefficient d'orientation α sera utilisé dans les analyses suivantes. Les lignes d'écoulement expérimentales présentées sur cette figure ont été déterminées à l'aide d'un enregistrement vidéo effectué lors de la coulée de la dalle.

Tel qu'attendu, les orientations moyennes de fibres divergent grandement des orientations de coupe des spécimens. En effet, une plage d'orientation de fibres allant de 32.1° à 49.7° (coefficient d'orientation variant de 0.847 à 0.647) a été mesurée. Des plages d'orientations similaires ont été observées par d'autres auteurs travaillant sur l'impact de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique du BFUP (Delsol & Charron, 2013; Mlekusch, 1999; Plagué et al., 2017; Yoo et al., 2016). Cette plage d'orientation moyenne des fibres s'étalant sur 17.0° représente un bon indicatif des orientations réelles pouvant être retrouvées dans des éléments structuraux en pratique.

3.2 Comportement mécanique

3.2.3 Comportement en traction et en flexion

Les **Figures 4a, 4b et 4c** présentent les résultats des essais de traction directe, de flexion en trois points et de flexion en quatre points respectivement. L'enveloppe des résultats ainsi que les courbes contraintes-déplacements/ouvertures de fissures de quatre spécimens sont présentées pour chaque type d'essais. Les comportements observés en traction et en flexion sont caractérisés par une augmentation graduelle de la résistance post-fissuration jusqu'à l'atteinte de la résistance maximale. Une diminution progressive de la résistance jusqu'à la rupture des spécimens a ensuite été notée. Pour ces essais, une plage de coefficient d'orientation variant entre 0.618 – 0.833 a été mesurée ainsi qu'une plage de densité de fibres variant entre 1.98 – 3.64 fibres/cm². En analysant l'influence de ces deux paramètres, il a été constaté que les comportements mécaniques de ces trois types d'essais présentent une meilleure corrélation envers l'orientation des fibres que la densité des fibres. En fait, cette variation de l'orientation des fibres a mené à des augmentations de 194%, 280% et 157% de la résistance maximale (entre l'orientation la plus défavorable et la plus favorable) pour les essais de traction directe, flexion en trois points et flexion en quatre points respectivement. Pour ces essais, l'analyse des résultats qui suivra sera donc effectuée en fonction de l'orientation des fibres.

3.2.3 Comportement en cisaillement

La **Figure 4d** présente l'enveloppe des résultats obtenus pour les essais de cisaillement ainsi que quatre courbes force-déplacement spécifiques. Le comportement observé en cisaillement est caractérisé par une augmentation graduelle de la résistance jusqu'à l'atteinte de la résistance maximale, ensuite une chute abrupte de la résistance est observée jusqu'à l'atteinte d'un déplacement vertical supérieur à 1.2 mm. Cette diminution rapide de la résistance en cisaillement est probablement liée au mécanisme de rupture qui est principalement caractérisé par une cassure des fibres. Pour ces spécimens, une plage d'orientation de fibre variant entre 0.666 et 0.825 a été observée, tandis que des densités de fibres variant entre 2.20 et 3.68 fibre/cm² ont été mesurées. Contrairement aux essais de traction directe, de flexion en quatre points et de flexion en trois points, le comportement en cisaillement a présenté une meilleure dépendance envers la densité de fibres, ce qui est cohérent avec le mode de rupture des fibres observées. Cette variation de la densité de fibres a mené à une augmentation de 160% de la résistance maximale en cisaillement (entre la densité de fibres la plus défavorable et la plus favorable). L'analyse des résultats qui suivra sera ainsi présentée en fonction de la densité de fibres.

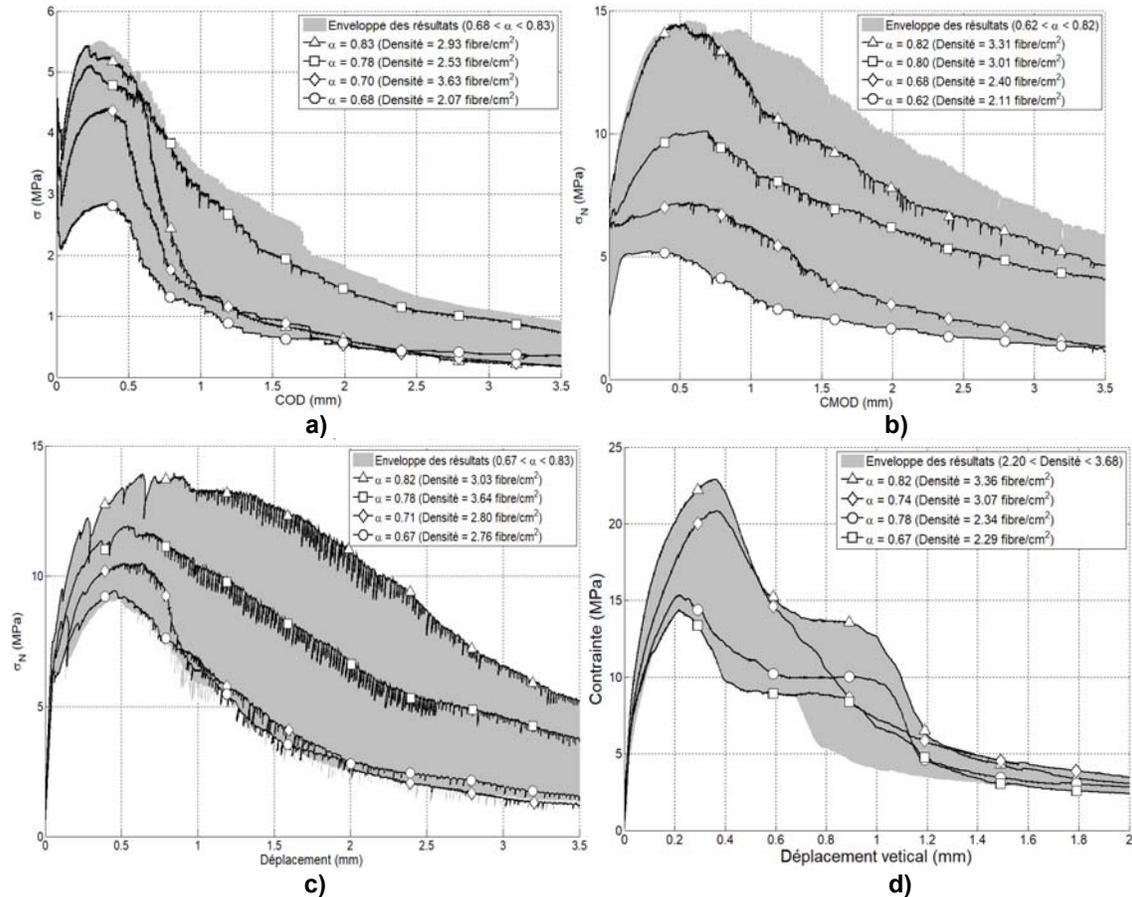


Figure 4. Résultats d'essais, a) traction directe (DT), b) flexion en trois points (3PBT), c) flexion en quatre points (4PBT), d) cisaillement

3.3 Impact de l'orientation des fibres sur les contraintes résiduelles de flexion f_{R1} et f_{R3}

Cette section présente l'impact de l'orientation des fibres sur les contraintes de flexion f_{R1} et f_{R3} qui correspondent respectivement aux contraintes résiduelles obtenues d'un essai de flexion en trois points pour des ouvertures de fissures de 0.5 mm et 2.5 mm, tel que spécifié par le MC2010. Afin d'établir des corrélations avec les résultats des différents essais, des contraintes de flexion équivalentes ont été déterminées pour les essais de traction directe, de flexion en trois points et de flexion en quatre points.

3.3.1 Contraintes résiduelles - essai de flexion en trois points

Les contraintes résiduelles de flexion f_{R1} et f_{R3} sont calculées directement à partir des résultats des essais de flexion en trois points (Figure 4b) à l'aide de l'Équation 3. Ces contraintes résiduelles sont présentées en fonction de l'orientation des fibres sur la Figure 6.

3.3.2 Contraintes résiduelles - essai de traction directe

Des contraintes de flexion équivalentes à celles obtenues de l'essai de flexion en trois points ont été déterminées pour les essais de traction directe à l'aide du programme d'analyse sectionnelle AIS développé à Polytechnique Montréal (Massicotte et al., 2014). Des essais de flexion en trois points ont ainsi été simulés en considérant le comportement en traction des spécimens de traction directe et le comportement en compression des spécimens de caractérisation. Une surface présentant une hauteur de 125 mm et une largeur de 150 mm a été considérée pour l'analyse afin de représenter la géométrie

des essais de flexion en trois points au droit de l'entaille. Les ouvertures de fissures provenant de la simulation ont été multipliées par 1.2 selon les recommandations de di Prisco et al. (2013). Cette manipulation permet de convertir l'ouverture de fissure mesurée au haut de l'entaille (CTOD) en ouverture de fissure mesurée au bas de l'entaille (CMOD). Finalement, une longueur caractéristique (l_{cs}) égale à la hauteur du spécimen au droit de l'entaille (125 mm) a été considérée telle que proposée par le MC2010.

Les courbes contraintes-ouvertures de fissures provenant des simulations ont par la suite été comparées aux courbes expérimentales des essais de flexion en trois points obtenus pour des coefficients d'orientations de fibres similaires afin de valider la méthodologie proposée. La **Figure 5** permet d'illustrer la validité des courbes contraintes-ouvertures de fissures simulées. Des contraintes résiduelles équivalentes à f_{R1} et f_{R3} ont ainsi été déterminées pour chacun des spécimens de traction directe et sont présentées sur la **Figure 6**.

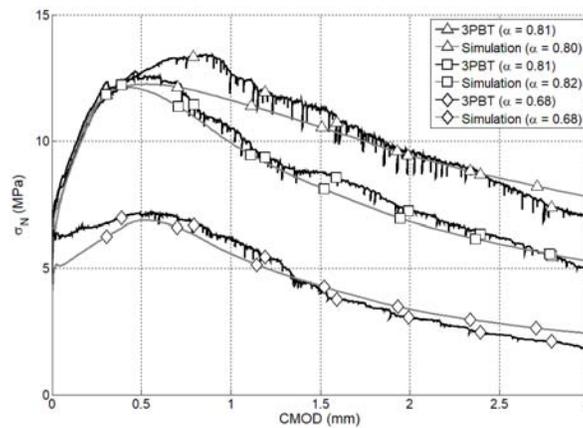


Figure 5. Comparaison entre les comportements simulés et expérimentaux de spécimens soumis à un essai de flexion en trois points

3.3.3 Contraintes résiduelles - essai de flexion en quatre points

Afin de déterminer des contraintes de flexion équivalentes à celles de l'essai de flexion en trois points, un traitement a été effectué sur les résultats des essais de flexion en quatre points pour prendre en compte les différentes conditions d'essais. Tel que mentionné précédemment, les conditions d'appuis, la géométrie des spécimens (entaille) et la géométrie du montage sont différentes. Tout d'abord, Blanco et al. (2013) ainsi que Monsó Varona (2011) ont proposé une méthodologie basée sur des concepts géométriques afin de convertir les déplacements verticaux de l'essai de flexion en quatre points (δ_{4PBT}) en ouverture de fissure de l'essai de flexion en trois points ($CMOD_{3PBT}$). En considérant l'**Équation 6** proposée par ces auteurs ainsi qu'une hauteur de 150 mm pour les spécimens de flexion en quatre points (h_{4PBT}), des déplacements verticaux (δ_{4PBT}) de 0.313 mm et 1.56 mm sont obtenus pour des ouvertures de fissures ($CMOD_{3PBT}$) de 0.5 mm et 2.5 mm respectivement. Dans cette étude, la hauteur réelle des spécimens de flexion en quatre points a été considérée dans l'**Équation 6** étant donné qu'une faible variation de l'épaisseur a été observée dans la dalle en BRF.

$$\delta_{4PBT} = \frac{93.75 CMOD_{3PBT}}{h_{4PBT}} = 0.625 CMOD_{3PBT} \text{ pour } h_{4PBT} = 150 \text{ mm} \quad (6)$$

Par la suite, la friction induite par les appuis a été calculée en considérant les recommandations proposées par Wille et Parra-Montesinos (2012). En effet, les appuis de l'essai de flexion en trois points sont qualifiés de basse friction, tandis que ceux de l'essai de flexion en quatre points sont qualifiés de hautes frictions. Cette différence est considérée à l'aide de l'**Équation 7** en utilisant un coefficient de friction (μ) égal à 0.4. Les variables P et M représentent respectivement l'effort total appliqué et le moment induit. Finalement, Wille et Parra-Montesinos (2012) ont évalué l'influence d'une entaille sur le

comportement en flexion, mais aucune équation n'a été proposée pour tenir compte de cet effet étant donné la grande variabilité des résultats observés. Étant donné cette difficulté à prédire adéquatement l'effet d'une entaille sur le comportement mécanique, cet aspect n'a pas été considéré dans l'analyse. En considérant la méthodologie proposée, des contraintes résiduelles équivalentes à f_{R1} et f_{R3} ont été déterminées pour chacun des spécimens de flexion en quatre points et sont présentées sur la **Figure 6**. Il est à noter que les résultats des essais de flexion en quatre points sans friction représentent ceux calculés à l'aide de l'**Équation 7**, tandis que ceux avec friction ont été calculés avec l'**Équation 4**.

$$\sigma_{N_{mod}} = \frac{M - \mu \frac{P}{2} \times 0.9 h_{4pbt}}{\frac{b_{4pbt} h_{4pbt}^2}{6}} \quad (7)$$

3.3.4 Influence de l'orientation des fibres sur les contraintes résiduelles de flexion

L'influence de l'orientation des fibres sur les contraintes résiduelles de flexion f_{R1} et f_{R3} provenant des essais de traction directe, de flexion en trois points et de flexion en quatre points sont présentés respectivement sur les **Figures 6a** et **6b**. Les résultats des essais de traction directe et de flexion en trois points présentent des tendances similaires en fonction de l'orientation des fibres, tandis que les résultats de l'essai de flexion en quatre points présentent certaines discordances. En effet, ces derniers résultats présentent soit une pente plus douce ou plus abrupte que les essais de traction directe et de flexion en trois points en considérant respectivement les contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} . Ces différences entre les tendances observées peuvent s'expliquer par l'absence d'entaille sur les spécimens de flexion en quatre points et par les conditions d'appuis différentes entre ces deux types d'essais. Considérant ceci, les corrélations présentées sur la **Figure 6** ont été déterminées en se basant uniquement sur les essais de traction directe et de flexion en trois points.

Une corrélation linéaire a ainsi été établie entre les contraintes résiduelles f_{R1} et le coefficient d'orientation, tandis qu'une corrélation de type exponentielle a été déterminée pour les contraintes résiduelles f_{R3} . Pour une plage d'orientation de fibres allant de 0.62 à 0.83, des plages de résultats variant de 5.0 MPa à 14 MPa (+288%) et de 1.7 MPa à 8.5 MPa (+480%) ont été mesurées respectivement pour les contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} . Ces résultats peuvent être comparés à ceux observés par Ferrara et al. (2012), où une augmentation de 200% des contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} a été notée pour une plage d'orientation de fibres variant approximativement entre 0.33 et 0.63. Des tendances similaires ont donc été observées pour les contraintes résiduelles f_{R1} , tandis qu'à l'inverse des tendances et des corrélations différentes ont été observées pour les contraintes résiduelles de flexion f_{R3} . Les différences observées peuvent s'expliquer par l'utilisation de matériaux différents (volume de fibre et résistance à la compression) et par l'utilisation d'une approche différente pour calculer l'orientation des fibres. En effet, ces auteurs ont calculé l'orientation des fibres à l'aide de l'équation proposée par Krenchel, alors que cette étude a utilisé un programme d'analyse d'image beaucoup plus précis. Tel que présenté dans (Doyon-Barbant, 2018), l'équation proposée par Krenchel peut conduire à une sous-estimation importante du coefficient d'orientation des fibres, ce qui pourrait expliquer la plage d'orientation de fibres obtenues par Ferrara et al. (2012).

3.4 Impact de la densité de fibres sur les contraintes maximales et résiduelles de cisaillement

La contrainte maximale (T_{max}) ainsi que la contrainte résiduelle équivalente à un déplacement de 0.5 mm ($T_{0.5}$) peuvent être déterminées directement des courbes contraintes-déplacements expérimentales. Tel qu'indiqué précédemment, les contraintes de cisaillement sont analysées en fonction de la densité de fibres étant donné que les tendances présentées sur la **Figure 4d** ont révélé une plus grande influence de ce paramètre sur le comportement en cisaillement.

La **Figure 7** illustre l'influence de la densité de fibres sur les contraintes T_{max} et $T_{0.5}$. Une corrélation linéaire entre la densité de fibres et ces contraintes a été établie. Pour une plage de densité de fibres

allant de 2.20 à 3.68 fibre/cm² (+167%), des plages de contraintes variant de 14.3 MPa à 22.9 MPa (+160%) et de 9.07 MPa à 20.1 MPa (+222%) ont été mesurées respectivement pour la contrainte maximale et la contrainte résiduelle. Une tendance très similaire a été obtenue par Banthia et al. (2014). Ils ont noté une augmentation d'environ 145% de la contrainte maximale de cisaillement pour un volume de fibres variant entre 0.5% et 0.3% (+166%), ce qui s'apparente à la variation de densité de fibres (167%) notées dans cette étude.

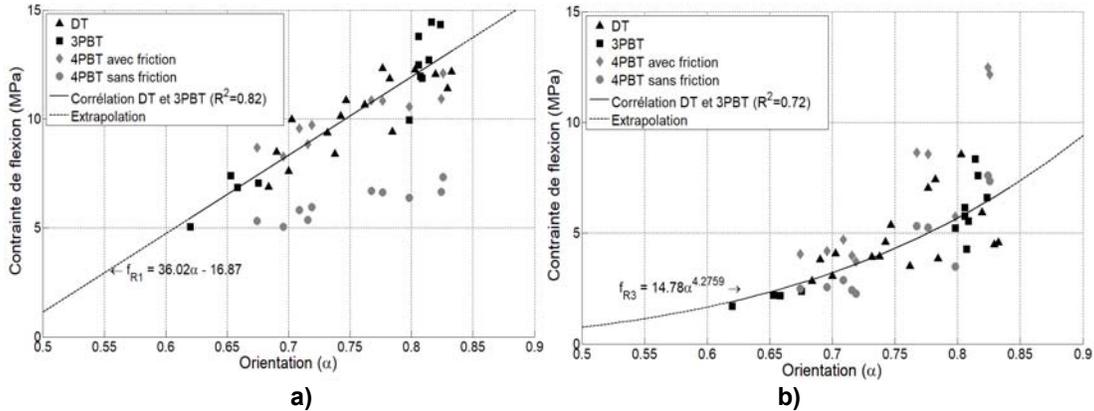


Figure 6. Impact de l'orientation des fibres sur les contraintes résiduelles, a) f_{R1} , b) f_{R3}

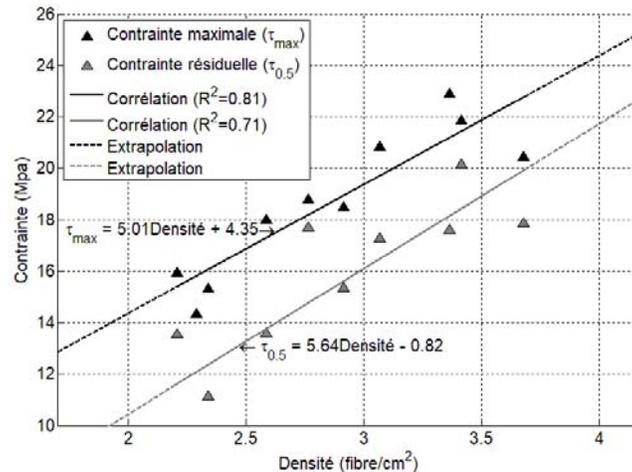


Figure 7. Impact de l'orientation de fibres sur les contraintes maximales (τ_{max}) et résiduelles ($\tau_{0.5}$) de cisaillement

4. CONCLUSION

Les objectifs de ce projet de recherche étaient d'évaluer l'impact de la densité et de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement d'un béton renforcé de fibres présentant un volume de fibres de 1%. Suite aux analyses effectuées dans ce projet de recherche, les conclusions suivantes peuvent être formulées :

- Une plage de coefficient d'orientation de fibres allant de 0.647 à 0.847 (32.7° à 49.7°) a été mesurée dans une dalle en BRF coulée à partir d'une extrémité avec un béton renforcé de fibres autoplaçant. Cette plage de coefficient d'orientation représente un bon indicatif des orientations de fibres pouvant vraisemblablement être mesurées dans des éléments en BRF.

- Les contraintes résiduelles de traction et de flexion sont grandement et principalement influencées par l'orientation des fibres, tandis que les contraintes de cisaillement sont principalement influencées par la densité de fibres.
- Les contraintes résiduelles provenant de l'essai de flexion en quatre points (ASTM C1609) présentent certaines discordances par rapport à celles obtenues des essais de traction directe (RILEM TC 162-TDF) et de flexion en trois points (EN 14651) étant donné l'absence d'entaille et l'utilisation d'appuis à haute friction.
- Pour les essais de traction directe et de flexion en trois points, une corrélation linéaire a été établie entre l'orientation des fibres et la contrainte résiduelle f_{R1} , tandis qu'une corrélation exponentielle a été déterminée pour la contrainte résiduelle f_{R3} . Une augmentation de 288% et de 480% ont respectivement été mesurée pour les contraintes f_{R1} et f_{R3} évaluées entre les orientations des fibres les plus défavorables et les plus favorables.
- Les contraintes maximales (T_{max}) et résiduelles ($T_{0.5}$) de cisaillement ont présenté des corrélations linéaires en fonction de la densité de fibres et des augmentations de 160% et de 222% ont été mesurées respectivement pour T_{max} et $T_{0.5}$ entre les densités des fibres les plus faibles et les plus élevées.

L'impact significatif de la densité et de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement met en évidence l'importance de considérer ces paramètres lors de la conception. Des recherches supplémentaires sont requises afin de déterminer des facteurs de correction considérant l'influence de l'orientation des fibres.

4. REMERCIEMENTS

Les auteurs désirent remercier Holcim, Bekaert et Euclid pour leur don en matériaux. Les travaux ont été réalisés dans le cadre d'un projet de recherche industrielle par le Conseil National de Recherche en Sciences et en Génies (CRSNG), la Ville de Montréal, les Ponts Jacques Cartier et Champlain Inc., Béton Brunet et Euclid.

5. RÉFÉRENCES

- Abrishambaf, Barros, & Cunha. (2013). Relation between fibre distribution and post-cracking behaviour in steel fibre reinforced self-compacting concrete panels. *Cement and concrete research*, 51, 57-66.
- ACI Committee 544. (2002). *Design considerations for steel Fiber Reinforced Concrete*. ACI Farmington Hills.
- Banthia, Majdzadeh, Wu, & Bindiganavile. (2014). Fiber synergy in hybrid fiber reinforced concrete (HyFRC) in flexure and direct shear. *Cement and Concrete Composites*, 48, 91-97.
- Blanco, Pujadas, de la Fuente, Cavalaro, & Aguado. (2013). Application of constitutive models in European codes to RC-FRC. *Construction and Building Materials*, 40, 246-259.
- Delsol. (2012). *Evaluation of fiber orientation to predict the mechanical behavior of fiber reinforced concrete under tensile and bending loads*. (M.Sc. thesis, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Canada, In french).
- Delsol, & Charron. (2013). *Numerical modeling of UHPFRC mechanical behavior based on fibre orientation*. Communication présentée à Conference UHPFRC 2013, Aix en Provence, France.
- di Prisco, Colombo, & Dozio. (2013). Fibre-reinforced concrete in fib Model Code 2010: principles, models and test validation. *Structural Concrete*, 14(4), 342-361.
- Doyon-Barbant. (2018). *Impact of fiber orientation on the mechanical behavior of steel fiber reinforced concrete under tensile, bending and shear loads*. (M. Sc. thesis, Ecole Polytechnique de Montréal, Montreal, Canada, In french).
- Dupont, & Vandewalle. (2005). Distribution of steel fibres in rectangular sections. *Cement and Concrete Composites*, 27(3), 391-398.

- Ferrara, Caverzan, Muhaxheri, & Di Prisco. (2012). *Identification of tensile behaviour of SFR-SCC: direct vs. indirect tests*. Communication présentée à Fibre Reinforced Concrete: Challenges and Opportunities, Proceedings BEFIB 2012, 8th International RILEM Symposium (p. 12).
- Ferrara, Ozyurt, & Di Prisco. (2011). High mechanical performance of fibre reinforced cementitious composites: the role of "casting-flow induced" fibre orientation. *Materials and Structures*, 44(1), 109-128.
- Hollmann, & Wille. (2013). *Influence of fiber orientation on the properties of strain hardening ultra-high performance fiber reinforced concrete (UHPFRC) under direct tensile loading*. Communication présentée à 5th International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation, SEMC 2013, September 2, 2013 - September 4, 2013, Cape Town, South africa (p. 1721-1726).
- Kang, & Kim. (2012). Investigation on the flexural behavior of UHPCC considering the effect of fiber orientation distribution. *Construction and Building Materials*, 28(1), 57-65.
- Kang, Lee, Kim, & Kim. (2011). The effect of fibre distribution characteristics on the flexural strength of steel fibre-reinforced ultra high strength concrete. *Construction and Building Materials*, 25(5), 2450-2457.
- Lameiras, Barros, & Azenha. (2015). Influence of casting condition on the anisotropy of the fracture properties of Steel Fibre Reinforced Self-Compacting Concrete (SFRSCC). *Cement and Concrete Composites*, 59, 60-76.
- Massicotte, Conciatori, Bédard, & Braïke. (2014). Analyse Inélastique des Sections V3.1. Groupe de recherche en génie des structures, École Polytechnique de Montréal, Canada.
- MC2010. (2010). First complete draft.
- Mirsayah, & Banthia. (2002). Shear strength of steel fiber-reinforced concrete. *ACI Materials Journal*, 99(5).
- Mlekusch. (1999). Thermoelastic properties of short-fibre-reinforced thermoplastics. *Composites Science and Technology*, 59(6), 911-923.
- Monsó Varona. (2011). *Analysis of the behavior of fiber reinforced concrete for Barcelona and bending test*. (M. Sc. thesis, Escola tècnica superior d'enginyers de camins, Barcelona, Spaine, In spanish).
- Plagué, Desmettre, & Charron. (2017). Influence of fiber type and fiber orientation on cracking and permeability of reinforced concrete under tensile loading. *Cement and Concrete Research*, 94, 59-70.
- Şanal, & Zihnioğlu. (2013). To what extent does the fiber orientation affect mechanical performance? *Construction and Building Materials*, 44, 671-681.
- Wille, & Parra-Montesinos. (2012). Effect of Beam Size, Casting Method, and Support Conditions on Flexural Behavior of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. *ACI Materials Journal*, 109(3).
- Yoo, Kang, & Yoon. (2016). Enhancing the flexural performance of ultra-high-performance concrete using long steel fibers. *Composite Structures*, 147, 220-230.
- Zerbino, Tobes, Bossio, & Giaccio. (2012). On the orientation of fibres in structural members fabricated with self compacting fibre reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites*, 34(2), 191-200.