POLYPUBLIE
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Impact de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement d'un béton renforcé de fibres métalliques
Auteur: Author:	Julien Doyon Barbant
Date:	2018
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	Doyon Barbant, J. (2018). Impact de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement d'un béton renforcé de fibres métalliques [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/3050/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/3050/
Directeurs de recherche: Advisors:	Jean-Philippe Charron
Programme: Program:	Génie civil

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

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

JULIEN DOYON BARBANT

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUES ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCE APPLIQUÉES

(GÉNIE CIVIL)

AVRIL 2018

© Julien Doyon Barbant, 2018.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

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

présenté par : DOYON BARBANT Julien

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. MASSICOTTE Bruno, Ph. D., président

M. CHARRON Jean-Philippe, Ph. D., membre et directeur de recherche

Mme DESMETTRE Clélia, Ph. D., membre

DÉDICACE

À mes parents, Johanne et Didier

À ma conjointe et ma fille, Jade et Charlotte.

REMERCIEMENTS

Tout d'abord, je tiens à remercier sincèrement mon directeur de recherche, Jean-Philippe Charron, pour son implication et son dévouement envers ce projet de recherche. Ses conseils, son soutien, humain et financier, ainsi que sa grande présence m'ont permis de mener à terme ce projet de recherche.

Ensuite, je tiens à remercier tous les entreprises et organismes qui ont contribué à la réalisation de ce projet de recherche à l'aide d'un soutien financier, de don de matériel ou autres. Plus particulièrement, je tiens à remercier la compagnie Béton Brunet de Valleyfield qui nous a prêté main forte pour la fabrication et l'entreposage de la dalle en BRF.

Merci aussi à toute l'équipe du laboratoire de Polytechnique Montréal pour le soutien technique et pour l'ambiance agréable de ce lieu de travail. Un merci tout particulier à Cédric Androuet et Romain Siguier qui ont participé activement à la préparation des spécimens ainsi qu'à la réalisation des essais en laboratoire.

Finalement, je tiens à remercier ma conjointe sans laquelle je n'aurais su mener à terme ce projet recherche. Son implication ainsi que son support pour m'aider à jumeler ce projet de recherche avec la vie familiale et la vie professionnelle m'ont été d'une grande aide pour la finalisation de ce projet.

RÉSUMÉ

Le béton renforcé de fibres (BRF) est un matériau de construction en plein développement depuis les années 1990. Plusieurs travaux de recherche ont permis de mettre en évidence les avantages de ce matériau composite, tel que l'augmentation des résistances post-fissuration, l'augmentation de la ductilité ainsi que l'augmentation de la durabilité (ACI Committee 544, 2002; Desmettre & Charron, 2012; MC2010, 2010). Malgré les nombreux avantages du BRF, ce matériau demeure encore peu utilisé de nos jours dans la pratique nord-américaine. Ceci est principalement dû à l'absence de recommandations dans les normes pour la conception d'éléments en BRF. En effet, les normes nord-américaines ne permettent pas de considérer l'apport des fibres dans le dimensionnement.

L'intégration du BRF dans les normes présente certains obstacles étant donné la difficulté de prédire avec justesse le comportement mécanique des BRF. Entre autres, il a été démontré à plusieurs reprises dans la littérature que le comportement mécanique (en traction et en flexion) des BRF est fortement dépendant de l'orientation des fibres (Kazemi & Lubell, 2012; Soetens & Matthys, 2014; Wille et al., 2014). Toutefois, il n'y a encore aucune indication claire dans la littérature sur les façons de considérer l'influence de l'orientation des fibres sur les propriétés mécaniques du BRF lors de la conception.

Ce projet de recherche avait donc comme objectif de quantifier l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction, en flexion et en cisaillement d'un BRF. De plus, ce projet de recherche visait à développer une méthodologie permettant de considérer l'orientation des fibres lors de la conception. Pour ce faire, une campagne expérimentale comprenant des essais de traction, de flexion et de cisaillement a été réalisée. Ces essais ont été effectués sur des spécimens de tailles réduites et présentant des orientations de fibres distinctes. La diversité des orientations de fibres a été assurée en sciant les spécimens d'essais (selon différents angles) à partir d'une grande dalle en BRF dans laquelle un écoulement rectiligne du béton a été imposé.

Les résultats des essais de traction et de flexion ont mis en évidence l'influence importante de l'orientation des fibres sur ces types de sollicitation. Des augmentations des résistances maximales de l'ordre de 194 % et de 280 % ont été observées pour les essais de traction et de flexion respectivement, entre les spécimens ayant des orientations de fibres la plus défavorable (α=0.62) et la plus favorable (α=0.83). Pour l'essai de flexion, des corrélations de types linéaire et

exponentielle ont été déterminées respectivement entre les contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} et l'orientation des fibres. Pour l'essai de traction, des corrélations linéaires ont été déterminées pour les deux contraintes résiduelles $\sigma_{0.1}$ et $\sigma_{0.5}$ et l'orientation des fibres.

Les résultats des essais de cisaillement ont mis en évidence l'influence prédominante de la densité de fibre sur ce type de sollicitation. En effet, il a été constaté que le comportement en cisaillement présente une dépendance plus prononcée envers la densité de fibre qu'envers l'orientation des fibres. Une augmentation de la résistance maximale en cisaillement de 160 % a été observée entre les spécimens ayant des densités de fibres la plus faible et la plus élevée. Une corrélation linéaire entre la résistance maximale en cisaillement et la densité de fibre a de plus été notée.

L'influence marquée de l'orientation et de la densité de fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement démontre l'importance de considérer ces paramètres lors de la conception. En effet, la négligence de ces paramètres pourrait entrainer l'évaluation incorrecte (de manière sécuritaire ou non) de la capacité réelle d'éléments en BRF.

Afin de considérer l'impact de l'orientation des fibres sur les comportements en traction et en flexion, une méthodologie basée essentiellement sur les corrélations déterminées dans ce projet de recherche a été proposée. Cette méthodologie propose de modifier le comportement mécanique des spécimens de caractérisation à l'aide de facteurs de correction de l'orientation pour représenter le comportement structural envisagé. Ces facteurs de corrections sont calculés à l'aide des corrélations établies dans ce projet de recherche ainsi qu'à l'aide de valeurs de référence d'orientation de fibres pour des spécimens de caractérisation et pour des éléments structuraux. Finalement, la méthodologie proposée a été validée sur une dalle structurale en BFHP testée dans le cadre d'un projet de recherche antérieur réalisé à Polytechnique Montréal (Lachance et al., 2016). Cette validation a permis de mettre en évidence la simplicité et la justesse de la méthode proposée.

ABSTRACT

Since the 1990s, fiber reinforced concrete (FRC) is a building material in full development. Several researches have highlighted benefits of this composite material, such as the increase in post-crack resistance, ductility and durability (ACI Committee 544, 2002; Desmettre & Charron, 2012; MC2010, 2010). Despite its benefits, this material is still not widely used in North American practice nowadays. This is mainly due to the lack of recommendations in the standards for the design of FRC elements. Indeed, the North American standards do not allow to consider the fibers contribution in design.

The integration of this material in standards is limited due to the difficulty to accurately predict the mechanical behavior of FRC. Among other things, researches have noted that the mechanical behavior (in traction and bending) of FRC strongly correlates with the fiber orientation (Kazemi & Lubell, 2012; Soetens & Matthys, 2014; Wille et al., 2014). However, there is still no clear indication to calculate fiber orientation impact on mechanical properties.

This research project intended to quantify the impact of fiber orientation on tensile, bending and shear behavior of FRC. In addition, this project aimed to develop a methodology to consider fiber orientation during design. In order to achieve these objectives, an experimental campaign including tensile, bending and shear tests were carried out. These tests were performed on reduced size samples having distinct fiber orientations. The diversity of fiber orientations was ensured by sawing the tested sample (at different angles) from a large FRC slab which had a linear concrete flow.

Tensile and flexural test results have shown the major impact of fiber orientation on these mechanical properties. Increases in maximum strengths of 194 % and 280 % were observed for tensile and flexural tests, between specimens with the most unfavorable fiber orientations (α =0.62) and the most favorable fibers (α = 0.83). For bending test, linear and exponential regressions were found between residual stresses and fiber orientation. For tensile test, linear correlations were found for residual stresses σ0.1 and σ0.5 and fiber orientation.

Shear test results have shown the predominant impact of fiber density on this mechanical property. Indeed, it has been found that fiber density has a more pronounced impact on the shear behavior than fiber orientation. An increase in maximum shear strength of 160 % was observed between specimens with the lower and the higher fiber density. A linear correlation between maximum strength and fiber density was noted.

The influence of fiber orientation and density on tensile, bending and shear behavior indicate the importance to consider these parameters in design. Indeed, neglect of these parameters could lead to an insecure evaluation.

In order to determine the impact of fiber orientation on tensile and bending behaviors, a methodology based on regressions found in this research project is proposed. This methodology proposes to modify the mechanical behavior of characterization specimens using orientation correction factors. These correction factors are calculated according to the regressions found in this research project and using reference values of fiber orientation for characterization specimens and structural elements. The methodology was validated on a structural HPFRC slab, tested in a previous research project carried out at Polytechnique Montréal (Lachance et al., 2016). This validation highlights the simplicity and accuracy of the proposed method.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VII

TABLE DES MATIÈRES IX

LISTE DES TABLEAUX XIV

LISTE DES FIGURES XV

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XX

LISTE DES ANNEXES XXIII

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

1.1 Mise en contexte 1

1.2 Objectifs 2

1.3 Méthodologie 3

1.4 Contenu du mémoire 4

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 6

2.1 Généralités 7

2.1.1 Définition du béton renforcé de fibres 7

2.1.2 Comportement mécanique du BRF 8

2.1.3 Longueur caractéristique 10

2.1.4 Mécanisme d'action des fibres 11

2.2 Caractérisation du comportement mécanique des BRF 13

2.2.1 Essai de traction 14

2.2.2 Essai de flexion 16

2.2.3 Essai de cisaillement 18
2.3 Coefficient d'orientation 20
2.3.1 Angle d'orientation des fibres 21
2.3.2 Coefficient d'orientation des fibres 21
2.3.3 Facteurs influençant l'orientation et la distribution des fibres 23
2.3.4 Méthode de détection de l'orientation des fibres 26
2.3.5 Distribution de l'orientation des fibres 29
2.4 Influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique 31
2.4.1 Résistance à la compression 31
2.4.2 Résistance à la traction 32
2.4.3 Résistance à la flexion 34
2.4.4 Résistance au cisaillement 36
2.5 Recommandations pour la conception avec des BRF 38
2.5.1 Code modèle du *fib* 2010 38
2.5.2 RILEM 2003 47
2.6 Conclusion 53
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE 55
3.1 Programme expérimental 55
3.2 Technique pour orienter les fibres dans le BRF 56
3.2.1 Critères de fabrication 56
3.2.2 Solution retenue 56
3.3 Fabrication 58
3.3.1 Composition du béton 58
3.3.2 Coffrage 59

3.3.3 Fabrication et cure 60

3.3.4 Sciage des spécimens 62

3.4 Essais de caractérisation du béton 62

3.4.1 Essais à l'état frais 62

3.4.2 Essais à l'état durci 63

3.5 Essais du programme expérimental 64

3.5.1 Essais de traction directe - RILEM TC 162-TDF 64

3.5.2 Essais de flexion 3 points - EN14651 66

3.5.3 Essais de flexion 4 points – ASTM C-1609 68

3.5.4 Essais de cisaillement – JSCE-G 533-1999 modifié 70

3.6 Détection de l'orientation des fibres 71

3.6.1 Préparation des spécimens 71

3.6.2 Logiciel de détection des fibres 73

CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : IMPACT OF FIBER ORIENTATION ON TENSILE, BENDING AND SHEAR BEHAVIORS OF A STEEL FIBER REINFORCED CONCRETE 76

4.1 Abstract 76

4.2 Introduction 77

4.3 Experimental methodology 79

4.3.1 Material composition and properties 79

4.3.2 Casting procedure and specimen sampling 80

4.3.3 Mechanical test 81

4.3.4 Fiber orientation and density measurement 83

4.4 Experimental results 84

4.4.1 Fiber orientation 84

4.4.2 Direct tension behavior 85

4.4.3 Three-point bending behavior 86

4.4.4 Four-point bending behavior 87

4.4.5 Shear behavior 88

4.5 ANALYSIS AND DISCUSSION 89

4.5.1 Fiber orientation and density 89

4.5.2 Fiber orientation impact on bending residual stresses f_{R1} and f_{R3} 91

4.5.3 Fiber orientation impact on tensile residual stresses $\sigma_{0.1}$ and $\sigma_{0.5}$ 95

4.5.4 Fiber orientation impact on maximal shear (τ_{max}) and residual shear ($\tau_{0.5}$) stresses .. 97

4.6 Conclusions 99

4.7 Acknowledgements 100

4.8 References 100

CHAPITRE 5 ANALYSES COMPLÉMENTAIRES ET DISCUSSION GÉNÉRALE 103

5.1 Impact de la densité de fibres sur le comportement en flexion 103

5.2 Essai de cisaillement JSCE-G553-1999 (2005) modifié 104

5.2.1 Préparation des spécimens 105

5.2.2 Exigence sur le mode de rupture 105

5.2.3 Résultats expérimentaux 106

5.3 Analyse des résultats d'essais mécaniques avec le code modèle du *fib* 2010 110

5.3.1 Modèles simplifiés en traction et en cisaillement 110

5.3.2 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les modèles simplifiés du MC2010 113

5.3.3 Simulation des essais de flexion 3 points 118

5.4 Considération du coefficient d'orientation lors de la conception 121

5.4.1 Coefficient d'orientation selon le code modèle du *fib* 2010 121

5.4.2 Valeurs de référence pour le coefficient d'orientation 122

5.4.3 Évaluation du facteur de correction de l'orientation avec les résultats d'essais de flexion trois points 124

5.4.4 Évaluation du facteur de correction de l'orientation avec les résultats d'essais de traction directe 125

5.4.5 Considération du coefficient d'orientation pour la conception - méthodologie 126

5.4.6 Considération du coefficient d'orientation pour la conception – application structurale 129

5.5 Discussion générale 132

5.5.1 Essais mécaniques pour évaluer le comportement en traction des BRF 132

5.5.2 Essai mécanique pour évaluer le comportement en cisaillement des BRF 133

5.5.3 Évaluation de la densité et de l'orientation des fibres 134

5.5.4 Performance des équations du MC2010 135

5.5.5 Prise en compte de l'orientation des fibres dans la conception 136

CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS 139

6.1 Rappel des objectifs et de la méthodologie du projet 139

6.2 Conclusions 139

6.3 Recommandations 141

6.4 Recherches complémentaires 142

BIBLIOGRAPHIE 144

ANNEXES 150

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1: Coefficient d'orientation pour condition isotrope 2D et 3D.....30

Tableau 3-1 : Essais de caractérisation 55

Tableau 3-2: Composition du BRF80 58

Tableau 3-3: Propriétés à l'état frais du BRF 63

Tableau 3-4: Propriétés à l'état durci.....64

Tableau 3-5: Taux de chargement de l'essai de traction directe.....66

Tableau 3-6: Taux de chargement de l'essai de flexion 3 points.....68

Tableau 3-7: Procédure de l'essai ASTM C-1609.....69

Tableau 3-8: Taux de chargement de l'essai de cisaillement.....71

Table 4-1 : Concrete composition 79

Table 4-2 : SFRC properties.....80

Table 4-3 : Bending residual stresses from DTT, 3PBT and 4PBT 93

Table 4-4 : Tensile residual stresses from DTT and 3PBT 96

Table 4-5 : Shear stresses from ST.....98

Tableau 5-1: Contrainte f_{Ftu} selon le modèle rigide plastique.....113

Tableau 5-2: Contrainte de conception selon le modèle linéaire 115

Tableau 5-3 : Contrainte de conception selon le modèle linéaire et modèle rigide plastique.....116

Tableau 5-4 : Comparaison entre les résistances expérimentales en flexion et les résistances théoriques en flexion calculées avec les modèles simplifiées du MC2010.....119

Tableau 5-5 : Valeur de référence pour l'orientation des fibres de spécimens de caractérisation 123

Tableau 5-6 : Valeur de référence pour l'orientation des fibres d'éléments structuraux 123

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1: Schéma organisationnel du mémoire 5

Figure 2-1: Mode d'action des fibres (Tang et al., 2014) 7

Figure 2-2: Comportement caractéristique d'une BRF et d'un BFUP en traction (Naaman, 2008) .9

Figure 2-3: Modification d'une loi de comportement en traction avec considération de la longueur caractéristique (de Montaignac, 2011) 11

Figure 2-4: Influence du pourcentage de fibres utilisées sur le comportement flexionnel (Pająk & Ponikiewski, 2013).....12

Figure 2-5: Essai de traction directe sur, a) Spécimen cylindrique, b) Spécimen en forme d'os (Amin et al., 2014) 15

Figure 2-6: Essai DEWS (Di Prisco et al., 2013b).....16

Figure 2-7: Essai de flexion, a) Essai de flexion 4 points non entaillé, b) Essai de flexion 3 points entaillé 17

Figure 2-8: Essai sur dalle circulaire (de Montaignac et al., 2013) 18

Figure 2-9: Essais de caractérisation du comportement en cisaillement (Shilang & Hans, 2005) 19

Figure 2-10: Montage de cisaillement, a) JSCE-SF6 (1990), b) Mirsayah et Banthia (2002).....20

Figure 2-11: Détermination de l'orientation d'une fibre Fu et Lauke (1996).....21

Figure 2-12: Définition de l'orientation d'une fibre (Wille et al., 2014) 22

Figure 2-13: Ségrégation des fibres, a) Statique, b) Dynamique (Şanal & Zihnioğlu, 2013).....23

Figure 2-14: Rotation des fibres causées par un écoulement radial (Blanco et al., 2015) 24

Figure 2-15: Rotation des fibres causée par l'écoulement du béton et l'effet de bord (Stähli et al., 2008).....25

Figure 2-16 : Méthode de coulée des dalles A et B (Ferrara et al., 2011) 25

Figure 2-17: Illustration de l'effet de bord (Torrents et al., 2012).....26

Figure 2-18: Distance du plan de coupe pour l'analyse de l'orientation des fibres (Wille et al., 2014) 28

Figure 2-19: Distributions de l'orientation des fibres prédites selon une loi gaussienne (Laranjeira et al., 2011) 29

Figure 2-20: Influence des fibres sur le comportement en compression (Boulekbache et al., 2009) 32

Figure 2-21: Comportement en traction d'un BFUP pour différentes orientations de fibres (Delsol, 2012) 33

Figure 2-22: Contraintes résiduelles obtenues de l'essai DEWS (Ferrara et al., 2012) 34

Figure 2-23: Comportement flexionnel en fonction de l'orientation théorique des fibres (Behloul, 1996) 35

Figure 2-24: Contraintes de traction obtenues d'essai de traction directe et indirecte (Ferrara et al., 2012) 35

Figure 2-25 : Contraintes résiduelles de traction en fonction de la densité de fibres sur le plan de rupture (Zerbino et al., 2012) 36

Figure 2-26: Index de ductilité en cisaillement en fonction de l'orientation des fibres (Boulekbache et al., 2012) 37

Figure 2-27: Courbe force-ouverture de fissure typique d'un essai de flexion 3 points (MC2010, 2010) 40

Figure 2-28: Modélisation de la loi constitutive en traction du BRF, a) Modèle rigide plastique, b) Modèle linéaire 42

Figure 2-29: Représentation de la loi constitutive en traction (MC2010, 2010) 43

Figure 2-30: Contraintes de conception pour un élément en flexion (MC2010, 2010) 44

Figure 2-31: Calcul des contraintes équivalentes f_{eq2} et f_{eq3} (Lameiras et al., 2015) 49

Figure 2-32: Coefficient prenant en compte l'effet d'échelle (Rilem, 2003) 50

Figure 2-33: Diagramme contrainte-déformation (Ferrara et al., 2012) 51

Figure 3-1: Dalle en BRF comportant les différents spécimens d'essais de la phase expérimentale 58

Figure 3-2: Coffrage, a) Pendant la construction, b) Nivellement 59

Figure 3-3: Coffrage, a) Joint de silicone, b) État final.....59

Figure 3-4: Coulée de la dalle directement à partir du camion-malaxeur.....60

Figure 3-5: Coulé du béton en deux étapes, a) Schéma, b) Photos.....61

Figure 3-6: Sciage, a) Marquage de la dalle, b) Sciage des spécimens.....62

Figure 3-7: Carottage d'un spécimen soumis à un essai de traction directe.....65

Figure 3-8: Mise en place des spécimens de traction directe (De Montaignac, 2011) 65

Figure 3-9: Montage expérimental de l'essai de flexion trois points EN14651, a) Schéma b) Photo 67

Figure 3-10: Montage expérimental de l'essai de flexion quatre points ASTM C-1609, a) 69

Figure 3-11: Montage expérimental de l'essai de cisaillement proposé par Mirsayah et Banthia (2002), a) Schéma, b) Photo.....70

Figure 3-12: Surface de béton, a) Avant le polissage, b) Après le polissage.....72

Figure 3-13: Augmentation du contraste entre les fibres et la matrice cimentaire, a) Avant l'application de gouache, b) Après l'application de gouache 73

Figure 3-14: Type d'erreurs possible lors de la détection de l'orientation des fibres, a) Mauvaise distinction entre deux fibres, b) Fausse détection d'une fibre présentant une grande section, c) Fausse détection de fibres 75

Figure 4-1 : Slab plan view, supposed flow lines and specimen locations 81

Figure 4-2: Tests setup and geometry, a) Direct tensile test, b) Three-points bending test, c) Four-points bending test, d) Shear test.....83

Figure 4-3 : Image processing steps, a) Painted surface, b) Binarized image, c) Final image with ellipses identified.....84

Figure 4-4 : Slab plan view, observed concrete flow lines and mean fiber angle (θ) 85

Figure 4-5 : Direct tensile test (DTT) results 86

Figure 4-6 : Three-point bending test (3PBT) results 87

Figure 4-7 : Four-point bending test (4PBT) results 88

Figure 4-8 : Shear test results, a) Mechanical behavior, b) Fibers broke at failure plan.....89

Figure 4-9: Fiber orientation in function of fiber density 90

Figure 4-10 : Theoretical and experimental fiber angle distributions, Specimens with, a) Favorable orientation, b) Unfavorable fiber orientation 91

Figure 4-11 : Comparison between simulated and experimental behaviors under 3PBT 92

Figure 4-12 : Impact of fiber orientation on residual bending stresses, a) $f_{R1,}$ b) f_{R3} 95

Figure 4-13 : Impact of fiber orientation on tensile residual stresses, a) $\sigma_{0.1}$, b) $\sigma_{0.5}$ 97

Figure 4-14 : Impact of fiber orientation on shear stresses, a) τ_{max}, b) $\tau_{0.5}$ 98

Figure 5-1: Schéma du montage de cisaillement 104

Figure 5-2 : Essai de cisaillement avec fissuration du bloc central 106

Figure 5-3: Courbe force-déplacement verticaux.....107

Figure 5-4: Évolution de comportement en cisaillement dans le temps 108

Figure 5-5: Surface de rupture de spécimens soumis à l'essai de cisaillement.....110

Figure 5-6: Comparaison du modèle rigide plastique aux essais de traction directe 114

Figure 5-7: Comparaison du modèle linéaire aux essais de traction directe 115

Figure 5-8 : Comparaison des modèles proposés par le MC2010 aux résultats expérimentaux..117

Figure 5-9: Comparaison des courbes σ-CMOD expérimentales en flexion et les courbes théoriques en flexion calculées avec les modèles simplifiées du MC2010 120

Figure 5-10 : Facteur d'orientation pour les contraintes résiduelles d'un essai de flexion trois points, a) $f_{R1,}$ b) f_{R3} 124

Figure 5-11 : Facteur d'orientation pour les contraintes résiduelles d'un essai de traction directe, a) $\sigma_{0.1\ mm}$, b) $\sigma_{0.5\ mm}$ 125

Figure 5-12: Dalle en BFHP, a) Section transversale, b) Propriétés mécaniques, (Lachance et al., 2016).....129

Figure 5-13: Loi de comportement en traction de référence et modifiée selon l'orientation des fibres attendues dans la structure.....130

Figure 5-14: Impact de l'orientation des fibres sur la relation moment-courbure, a) Moment positif, b) Moment négatif 131

Figure A-1 : Localisation des carottes 150

Figure A-2 : Orientation des fibres des spécimens carottés pour l'étude préliminaire 151

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

LISTE DES ABRÉVIATIONS

AFGC	Association Française de Génie Civil
AIS	Analyse Inélastique des Sections
ASTM	American Society for Testing and Materials
BFHP	Béton fibré à hautes performances
BFUP	Béton fibré à ultra-hautes performances
BO	Béton ordinaire
BRF	Béton renforcé de fibres
CMOD	Ouverture de fissures au bas de l'entaille
COD	Ouverture de fissures
ÉLF	État limite de fatigue
ÉLUL	État limite ultime
ÉLUT	État limite d'utilisation
EPM	École Polytechnique de Montréal
LVDT	Linear Variable Differential Transformer

LISTE DES SYMBOLES

Lettres grecques :

α	Coefficient d'orientation d'une fibre (-)
α_{moy}	Coefficient d'orientation moyen du plan à l'étude
ε	Déformation
ε_{cu}	Déformation maximale du béton en compression

ε_{fu}	Déformation maximale du béton en traction
θ	Angle d'inclinaison (Degré)
ν	Coefficient de Poisson
τ	Contrainte de cisaillement (MPa)
σ	Contrainte (MPa)

Lettres latines majuscules :

As	Aire de l'armature tendue
E	Module d'élasticité (MPa)
Lcr	Longueur caractéristique
Mr	Moment de flexion résistant pondéré
N	Quantité de fibres traversant le plan à l'étude
V_c	Contribution du béton à la résistance au cisaillement
V_{cis}	Effort de cisaillement
V_f	Volume de fibres
V_{fiber}	Contribution des fibres à la résistance au cisaillement
V_w	Contribution des étriers à la résistance au cisaillement

Lettres latines minuscules :

b	Largeur de la section
df	Diamètre d'une fibre
f'c	Résistance à la compression du béton
f't	Résistance à la traction du béton
f_{R1}	Contrainte de traction résiduelle pour une ouverture de fissure de 0.5mm

f_{R3}	Contrainte de traction résiduelle pour une ouverture de fissure de 2.5mm
f_{Fts}	Contrainte résiduelle en service (Code modèle du *fib* 2010)
f_{Ftu}	Contrainte résiduelle à l'ultime (Code modèle du *fib* 2010)
h	Hauteur de la section
h_{sp}	Hauteur de la section non-entaillée
l/d	Longueur/diamètre
lf	Longueur d'une fibre
n_f	Densité de fibres
s_{rm}	Espacement des fissures
w	Ouverture de fissure
w_u	Ouverture de fissure maximale

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A – Plan de carottage préliminaire de la dalle 150

ANNEXE B – Fiche de la gâchée de béton 152

ANNEXE C – Préparation des spécimens pour la procédure d'analyse d'image.....153

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Mise en contexte

Depuis les années 1990, plusieurs avancées technologiques ont été effectuées quant à la formulation des bétons. Désirant obtenir un béton de plus grande résistance tout en ayant une ductilité et durabilité accrue, les recherches se sont orientées vers les bétons renforcés de fibres. Plus particulièrement, les recherches portant sur le béton renforcé de fibres métalliques se sont multipliées et son utilisation dans le domaine des structures se veut grandissante.

Le béton renforcé de fibres métalliques (BRF) présente plusieurs avantages comparativement au béton ordinaire (BO). Parmi ceux-ci on retrouve l'amélioration des propriétés mécaniques post-fissuration (traction, compression, flexion et cisaillement) ainsi que l'augmentation de la durabilité et de la ductilité (ACI Committee 544, 2002; Desmettre & Charron, 2012; MC2010, 2010). Ces avantages permettent de réduire partiellement la quantité d'armatures et offrent donc une plus grande liberté architecturale. Malgré ces divers avantages, il demeure difficile de prédire adéquatement les propriétés mécaniques des BRF dans les ouvrages, ceci vient en partie de la grande diversité de compositions (synthétique et acier), de tailles (longueur, diamètre, forme), de propriétés mécaniques (E_s, f_r), de volume et d'orientation des fibres possible. L'influence de plusieurs de ces paramètres sur le comportement mécanique des BRF a été maintes fois étudiée dans la littérature à l'exception de l'orientation des fibres qui a été traité plus tardivement et qui est aujourd'hui un sujet d'actualité (Kazemi & Lubell, 2012; Soetens & Matthys, 2014; Wille et al., 2014).

Ces difficultés quant à la détermination et la prédiction du comportement mécanique des BRF rendent ardu l'établissement de concept et d'équations simplifiés servant à la conception. De surcroit, en Amérique du Nord, l'absence de règles normalisées pour la conception restreint l'utilisation de ce matériau en pratique. De plus, le manque de connaissance actuelle sur le béton renforcé de fibres porte le concepteur a surdimensionné les éléments structuraux ce qui engendre des couts supplémentaires et rend par le fait même ce matériau moins compétitif sur le marché.

L'orientation des fibres est reconnue comme un paramètre primordial dans la définition du comportement en traction et en flexion du BRF. Plusieurs études (Ferrara et al., 2012; Hollmann & Wille, 2013; Martinie & Roussel, 2011; Plagué et al., 2017) ont démontré que la résistance en

traction post-fissuration peut diminuer de plus de 50% pour des orientations moyennes des fibres défavorables. En revanche, l'impact de l'orientation des fibres sur le comportement en cisaillement est encore méconnu à ce jour. En pratique, la négligence ou l'incompréhension de ce paramètre peut conduire à la conception de structures non sécuritaire. En effet, le comportement en traction est habituellement déterminé à l'aide de spécimens de caractérisation qui sont de tailles réduites et mis en place selon une méthode de coulée particulière. L'orientation moyenne des fibres de ces spécimens peut alors différer grandement de celle de la structure à concevoir et donc modifier le comportement caractéristique en traction. Alors, afin d'effectuer une conception adéquate, l'influence de ce paramètre doit tout d'abord être quantifiée et une méthodologie permettant de prendre en compte cette influence doit être mise en place.

Visant à pallier ce problème, le code modèle du *fib* 2010 (MC2010) propose une méthodologie permettant de prendre en compte l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction des spécimens de caractérisation. La considération de ce paramètre est effectuée à l'aide d'un facteur dénoté «K» qui permet de réduire ou majorer les contraintes de conception en fonction de l'orientation réelle des fibres attendues dans la structure versus celle des spécimens de caractérisation. Toutefois, jusqu'à présent, ce modèle ne propose pas une quantification du facteur «K». La détermination de la valeur à utiliser est donc laissée au jugement de l'ingénieur qui a la possibilité d'effectuer des essais in situ si nécessaire.

Désirant permettre une meilleure compréhension ainsi qu'une utilisation plus optimale des BRF, cette recherche met de l'avant l'influence de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement de ce matériau. De plus, une méthodologie de conception permettant de considérer de façon adéquate l'influence de l'orientation des fibres sera proposée.

1.2 Objectifs

Le présent travail de recherche a pour objectif principal de déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement des BRF. De plus, ce travail vise à faciliter l'utilisation de ce paramètre lors de la conception en introduisant une méthodologie claire et facile d'application. Pour ce faire, cinq sous-objectifs ont été fixés et sont présentés ci-dessous :

- déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction des BRF à l'aide d'une campagne d'essais ;
- déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en flexion des BRF à l'aide d'une campagne d'essais ;
- déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en cisaillement des BRF à l'aide d'une campagne d'essais ;
- proposer une méthodologie permettant de prendre en compte le coefficient d'orientation des fibres lors de la conception d'éléments structuraux ;
- valider la facilité d'application et la justesse de la méthodologie proposée sur un élément structural.

1.3 Méthodologie

Afin de répondre aux objectifs mentionnés dans la section précédente, trois étapes principales ont été établies.

Premièrement, un programme expérimental principal visant à déterminer le comportement mécanique du BRF pour des orientations de fibres variées a été effectué. Ce programme comprend la réalisation d'essais de traction directe sur cylindre entaillé (essais réalisés dans le cadre de la maitrise professionnelle de Digonat (2015)), d'essais de flexion 3 points sur prisme entaillé, d'essais de flexion 4 points sur prisme non-entaillé ainsi que d'essais de cisaillement. Une fois les essais réalisés, l'orientation moyenne des fibres a été mesurée pour chacun des spécimens à l'aide d'un logiciel d'analyse d'image mis au point par Delsol (2012).

Deuxièmement, l'influence de l'orientation des fibres a été déterminée pour chacun des modes de sollicitations présentés à la première étape. Une méthodologie permettant de prendre en compte cette influence lors du dimensionnement est par la suite proposée et la facilité d'intégration de cette méthodologie aux normes et recommandations existantes est vérifiée.

Troisièmement, la quantification de l'influence de l'orientation des fibres ainsi que la méthodologie proposée ont été validées sur une dalle structurale grandeur réelle réalisée dans le cadre de la maîtrise recherche de Lachance (2015). Pour ce faire, le comportement flexionnel de cette dalle

structurale a été reproduit à l'aide du logiciel AIS tout en considérant l'influence de l'orientation des fibres.

1.4 Contenu du mémoire

Ce mémoire est constitué de six chapitres incluant celui-ci. Le chapitre 2 est composé de la revue de littérature. Le chapitre 3 est constitué de la présentation du programme expérimental et illustre donc les essais effectués ainsi que la méthode de détection de l'orientation des fibres. Le chapitre 4 est constitué d'un article soumis à la revue Materials and Structures. Cet article présente l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction, en flexion et en cisaillement. Des analyses complémentaires à celles présentées dans l'article sont exposées dans le chapitre 5. Principalement, ce chapitre présente des analyses complémentaires sur les essais de cisaillement, la mise en application des modèles simplifiés proposés par le MC2010 ainsi qu'une méthodologie d'application de l'orientation des fibres pour la conception. Finalement, le chapitre 6 propose une brève discussion ainsi que quelques recommandations. Le contenu de ce mémoire est détaillé sur la Figure 1.

Figure 1-1: Schéma organisationnel du mémoire

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Depuis plus de 30 ans, les recherches dans le domaine du béton renforcé de fibres (BRF) ont permis d'acquérir de nombreuses connaissances en ce qui a trait aux comportements mécaniques et à la durabilité de ce matériau. De plus, la parution du MC2010 a permis de synthétiser les résultats de nombreuses recherches et de mettre au point quelques lignes directrices quant à l'application structurale de ce matériau. Toutefois, malgré les recommandations de ce code modèle, le BRF demeure un matériau peu utilisé dans la pratique en Amérique du Nord étant donné l'absence de règles de conception dans les normes. Les concepteurs doivent alors se baser sur des codes modèles non adaptés aux normes en vigueur de leurs pays, ou sur des propositions provenant d'articles scientifiques.

L'une des difficultés à mettre en place des règles de conception provient en partie de l'hétérogénéité du BRF qui engendre une grande variabilité de son comportement mécanique. En effet, contrairement au béton armé qui peut être considéré homogène à l'échelle structurale, le BRF présente une grande hétérogénéité provenant de la dispersion et de l'orientation des fibres (Rossi, 1999). De plus, l'existence d'une grande diversité de fibres disponibles sur le marché complexifie la mise au point d'équations générales applicables aux différents types et géométries de fibres. En effet, tel qu'il sera discuté dans cette section, les propriétés mécaniques, le type, ainsi que la géométrie des fibres affectent le comportement mécanique des BRF (Pająk & Ponikiewski, 2013; Soetens et al., 2013).

Récemment, plusieurs recherches se sont orientées sur l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BRF. Ces recherches ont permis de mettre en évidence l'effet significatif de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement (résistance et déformation) (Abrishambaf et al., 2013; Delsol, 2012; Ferrara et al., 2012; Hollmann & Wille, 2013). Il s'agit donc d'un paramètre important à considérer lors de la conception.

Jusqu'à présent, peu de normes proposent de prendre en compte l'effet de l'orientation des fibres sur les propriétés mécaniques des BRF. En effet, les équations proposées dans les divers codes modèles ne prennent pas en compte le coefficient d'orientation des fibres excepté le MC2010 qui propose un facteur d'orientation dénoté «K» sans toutefois quantifier adéquatement ce dernier. En bref, l'absence d'équations pour calculer le facteur K jumelée aux manques d'informations sur

l'influence de ce paramètre sur les propriétés mécaniques des BRF rend le coefficient d'orientation des fibres difficile à intégrer dans le processus de conception d'ouvrages en BRF.

Ce chapitre a pour objectif de présenter certaines généralités concernant l'orientation des fibres et de mettre de l'avant l'influence de ce paramètre sur le comportement mécanique des BRF. Quelques essais couramment utilisés afin de caractériser le comportement mécanique des BRF seront présentés. Finalement, la présentation de quelques guides de conception permettra de mettre en évidence les paramètres pouvant potentiellement être affectés et modifiés par le coefficient d'orientation des fibres.

2.1 Généralités

2.1.1 Définition du béton renforcé de fibres

Le béton renforcé de fibres est un matériau constitué d'une matrice cimentaire à laquelle des fibres sont ajoutées. En d'autres mots, il s'agit d'un béton armé à l'échelle locale, où les fibres peuvent s'apparenter à de multiples barres d'armatures qui permettent de contrôler la fissuration (Rossi, 1998). Les fibres permettent donc de « coudre » les fissures et ne prennent alors effet qu'après la fissuration de la matrice cimentaire. Les fibres, étant ancrées de part et d'autre des fissures, permettent aux BRF de présenter une réduction des ouvertures de fissures pour un chargement donné ainsi qu'une augmentation des propriétés mécanique post-fissuration comparativement aux bétons ordinaires (BO). La **Figure 2-1** présente le mode d'action des fibres décrit ci-dessus.

Figure 2-1: Mode d'action des fibres (Tang et al., 2014)

L'action des fibres sur la fissuration confère à ce matériau plusieurs caractéristiques avantageuses comparativement au béton armé. Par exemple, l'ajout de fibre permet un meilleur contrôle de la fissuration et donc une durabilité ainsi qu'une ductilité accrue. Tel que mentionné précédemment, l'action des fibres de « coudre » les fissures permet d'opposer une résistance à l'ouverture des

fissures et donc d'augmenter les résistances post-fissuration. Finalement, le remplacement partiel des barres d'armatures par l'ajout de fibres permet de faciliter la mise en place de ce matériau (Rossi, 1999).

En fonction de l'action désirée des fibres, aux jeunes âges ou en service, ou bien sur les microfissures ou les macros fissures, plusieurs types de fibres sont disponibles sur le marché. Ces différents types de fibres diffèrent par leurs compositions (fibres d'acier, fibre synthétique, fibre de verre, fibre naturelle), leurs types (crochetée, plane, ondulée, etc.) et leurs dimensions (longueur, diamètre). Une étude visant à déterminer quels types de fibres sont les plus utilisées a permis de constater que 67% des fibres métalliques vendues sont des fibres avec extrémités crochetées (Katzer, 2006). Ceci explique donc en partie l'intérêt des chercheurs à effectuer des recherches sur ce type de fibres. Le BRF utilisé dans ce projet de recherche sera composé de fibres métalliques crochetées.

2.1.2 Comportement mécanique du BRF

Tel que mentionné, l'ajout de fibres dans la matrice cimentaire permet de « coudre » les fissures et donc de continuer à transférer les efforts de part et d'autre de celles-ci après la fissuration du béton. Ceci a donc comme effet de conférer une résistance post-fissuration en traction au béton. L'hypothèse de conception adoptée pour le béton armé, qui est de négliger la résistance en traction du béton, n'est donc plus applicable pour le BRF, ou du moins serait très conservatrice. Cet aspect représente l'effet majeur de l'ajout de fibres, c'est-à-dire la présence d'une résistance post-fissuration en traction du béton non négligeable (Delsol, 2012; Delsol & Charron, 2013; Ferrara et al., 2012).

Lors d'une sollicitation en traction, l'échelle à laquelle prennent action les fibres dépend des dimensions de celles-ci. En effet, des fibres de petites dimensions (l_f de 0.5 à 15mm) permettent d'agir sur les microfissures limitant ainsi leur expansion et leur propagation, tandis qu'à l'inverse, des fibres de plus grandes dimensions (l_f de 15 à 60mm), dites macrofibres, agissent sur les macrofissures. Cette distinction entre le mode d'action des microfibres et des macrofibres permet par le fait même de distinguer les bétons renforcés de fibres des bétons fibrés ultra performant (BFUP). Comme le démontre la **Figure 2-2**, la distinction entre ces deux types de bétons s'effectue sur la base du comportement mécanique observé (Naaman, 2008).

Figure 2-2: Comportement caractéristique d'une BRF et d'un BFUP en traction (Naaman, 2008)

La principale différence entre le BFUP et le BRF est que ce dernier ne présente pas de comportement écrouissant. En effet, le BRF ne présente qu'une phase adoucissante due aux grandes dimensions des fibres qui prennent effet principalement sur les macrofissures. Les microfissures, de faibles dimensions, ne peuvent être contrôlées efficacement par les fibres d'un BRF. Ces fibres de grandes dimensions permettent alors de restreindre l'ouverture des macrofissures et apportent ainsi une ductilité supplémentaire en traction qui est illustrée entre les points B et C de la **Figure 2-2a**.

Quant au BFUP, celui-ci présente un comportement écrouissant suivi d'un comportement adoucissant. Les fibres de petites dimensions incorporées dans le BFUP permettent de restreindre l'initiation et l'expansion des microfissures donnant ainsi naissance à une phase écrouissante. Durant cette phase, plusieurs microfissures se forment jusqu'à la localisation d'une macrofissure qui marque la fin de la phase écrouissante et l'atteinte de la résistance maximale dénotée par le point B sur la **Figure 2-2b**. Par la suite, comme pour le BRF, la macrofissure s'ouvre davantage tout en étant encore contrôlée par l'action des fibres jusqu'à la rupture, phase qui est illustrée entre

les points B et C. Il est à noter que cette façon de distinguer les BRF des BFUP peut parfois porter à confusion étant donné qu'un BRF peut parfois présenter un comportement légèrement écrouissant pour des orientations de fibres très favorables.

Finalement, le comportement en traction des BRF et des BFUP est défini par deux phases distinctes soit la phase pré-pic et la phase post-pic. La phase pré-pic est caractérisée par l'élongation générale du spécimen puis, dans le cas particulier du BFUP, par l'apparition de microfissures diffuses. Cette phase est exprimée en fonction d'une courbe contrainte-déformation et correspond aux étapes 1 et 2 de la **Figure 2-2**. Par la suite, la phase post-pic correspond à la localisation d'une macrofissure et s'exprime donc en fonction d'une courbe contrainte-ouverture de fissure qui est représentée par l'étape 3 (Naaman, 2008).

2.1.3 Longueur caractéristique

En pratique, le comportement pré-fissuration d'un matériau est représenté à l'aide d'un courbe contrainte-déformation tandis que le comportement post-fissuration est représenté à l'aide d'une courbe contrainte-ouverture de fissure. Pour du béton armé conventionnel, le comportement post-fissuration en traction du béton n'a que peu d'intérêt étant donné les hypothèses de conception qui néglige le comportement en traction du béton. Toutefois, il en est tout autrement pour le béton renforcé de fibre dont l'apport principal des fibres réside dans le comportement post-fissuration. Alors, afin d'effectuer le lien entre le comportement pré-fissuration et post-fissuration du BRF, l'intégration d'une longueur caractéristique (L_{cr}) permettant d'effectuer un lien entre les déformations et les ouvertures de fissure a été mise en place. Encore aujourd'hui, cette longueur caractéristique fait l'objet de plusieurs travaux de recherches étant donné les nombreux paramètres pouvant l'affecter. Par exemple, le type de fibres, la géométrie de l'élément, le type de sollicitation et la présence de renforcement sont autant de paramètres qui l'influencent (de Montaignac et al., 2012a). La **Figure 2-3** illustre la mise en application de cette longueur caractéristique qui permet de déterminer une loi contrainte-déformation équivalente à la loi contrainte-ouverture de fissure.

Figure 2-3: Modification d'une loi de comportement en traction avec considération de la longueur caractéristique (de Montaignac, 2011)

Étant donné ces nombreux paramètres d'influence, plusieurs auteurs dans la littérature proposent des valeurs de longueur caractéristiques distinctes. Un tableau récapitulatif présentant les propositions de plusieurs auteurs est présenté par de Montaignac et al. (2012a). En général, les valeurs proposées varient entre h/2 et 2h, où h représente la hauteur du spécimen. Finalement, il a été démontré que la longueur caractéristique permet aussi de prendre en compte l'effet d'échelle (di Prisco et al., 2013a). C'est-à-dire que ce paramètre agit comme coefficient minorateur ou majorateur lorsque la taille de la structure à l'étude augmente ou diminue.

2.1.4 Mécanisme d'action des fibres

Comme mentionné précédemment, les fibres prennent action après la fissuration du béton et ont comme rôle de limiter l'ouverture des fissures en transmettant les efforts de traction de part et d'autre de celles-ci. Le comportement mécanique post-fissuration dépend donc de la capacité des fibres à transmettre ces efforts. Deux facteurs semblent influencer significativement le comportement post-fissuration du BRF, soit le nombre de fibres traversant le plan de rupture et la réponse à l'arrachement de celles-ci. Dans ce qui suit, l'influence de l'orientation des fibres sur ces deux facteurs sera mise en évidence, montrant de ce fait l'importance de ce paramètre.

2.1.4.1 Nombres de fibres traversant le plan de rupture

Tout d'abord, le nombre de fibres traversant un plan de rupture dépend principalement du volume de fibre utilisé et de la distribution de celles-ci. Pour un BRF standard, le pourcentage volumique de fibres utilisé varie généralement entre 0.25 et 1.5% (Charron et al., 2015). Plusieurs études ont

démontré l'impact significatif d'une augmentation du pourcentage de fibres sur le comportement mécanique. Par exemple, une étude effectuée par Pająk et Ponikiewski (2013) sur du BRF autoplaçant a démontré l'influence du volume de fibres sur le comportement flexionnel. Tel que présenté sur la **Figure 2-4**, ces auteurs ont mis en évidence l'influence positive d'une augmentation du volume de fibre sur le comportement mécanique en flexion des BRF.

Figure 2-4: Influence du pourcentage de fibres utilisées sur le comportement flexionnel (Pająk & Ponikiewski, 2013)

Par la suite, le nombre de fibres traversant un plan de fissuration est aussi dépendant de la distribution des fibres à l'intérieur d'un élément. Dans le but de favoriser une distribution homogène des fibres, il doit y avoir un bon contrôle du mélange à l'état frais afin d'éviter l'agglomération de fibres et la ségrégation de celles-ci (Şanal & Zihnioğlu, 2013). En effet, un bon dosage des différentes composantes du béton permet d'éviter la ségrégation des fibres qui est causée par leur masse volumique élevée comparativement aux autres composantes du béton. Finalement, l'orientation des fibres influence aussi le nombre de fibres traversant un plan de rupture (Krenchel, 1975). Ceci s'explique par le fait qu'une fibre perpendiculaire à une fissure a plus de chances de traverser celle-ci que si elle est parallèle à cette fissure.

2.1.4.2 Arrachement des fibres

Pour une quantité de fibres traversant un plan de rupture donnée, la résistance post-fissuration d'un élément est fonction de la réponse à l'arrachement des fibres (augmentation de la résistance post-fissuration avec une augmentation de la résistance à l'arrachement). Ce paramètre dépend de

plusieurs facteurs mis en évidence par Soetens et al. (2013) tels que la résistance de la matrice cimentaire, la résistance à la traction des fibres, le type de fibres (crochetées, planes, vrillées, ondulées), l'orientation des fibres et le facteur de forme des fibres. Dans cette étude, l'influence de chacun de ces paramètres sur la réponse à l'arrachement des fibres est mise en évidence.

De manière générale, l'orientation des fibres a une influence sur la résistance à l'arrachement étant donné que pour une orientation favorable, la probabilité que la longueur d'ancrage de part et d'autre de la fissure soit élevée tend à augmenter. L'orientation des fibres constitue, en quelque sorte, une mesure indirecte de la longueur d'ancrage de celles-ci. Par exemple, une fibre perpendiculaire à une fissure peut avoir une longueur d'ancrage égale à la moitié de sa longueur, tandis qu'une fibre parallèle à une fissure à, par définition, une longueur d'ancrage nulle.

2.2 Caractérisation du comportement mécanique des BRF

Afin d'utiliser adéquatement le béton renforcé de fibres, le comportement en traction de ce matériau doit être caractérisé à l'aide d'essais en laboratoire. Toutefois, la méthode optimale permettant de caractériser cette résistance est encore sujette d'actualité. En effet, il existe plusieurs types d'essais permettant de caractériser le comportement en traction des BRF, chacun ayant ses avantages et inconvénients. Les différents types d'essais se divisent en deux catégories principales, soient les essais directs et les essais indirects (de Montaignac et al., 2012b)

Parmi les essais directs on retrouve les essais de traction directe effectuée sur spécimens en forme d'os ou bien sur spécimens cylindriques entaillés. Ces types d'essais ont pour avantage principal de fournir directement la loi constitutive en traction du matériau. Toutefois, ces essais sont plus complexes à effectuer en plus de nécessiter des équipements spécialisés et un grand temps de préparation (de Montaignac, 2011)

Les essais indirects comprennent les essais de flexion 3 points et 4 points, les essais sur dalle circulaire, l'essai brésilien, l'essai wedge splitting test (WST) et l'essai double edge wegde splitting test (DEWS). Ces essais sont généralement simples à mettre en place, mais nécessitent toutefois, à l'exception de l'essai DEWS, une analyse inverse afin de déterminer la loi constitutive en traction. De plus, ces essais permettent, pour la majorité, de caractériser le comportement flexionnel du matériau. La caractérisation du comportement en flexion est souvent nécessaire étant donné qu'un matériau peut présenter un comportement flexionnel distinct de celui en traction. Par exemple, un

matériau peut parfois présenter un comportement adoucissant en traction, mais écrouissant en flexion (Naaman & Reinhardt, 2006).

Par ailleurs, la caractérisation du comportement en cisaillement du BRF est traitée distinctement dans cette section étant donné que celui-ci comporte des mécanismes de ruptures plus complexes qui diffèrent du comportement observé en traction. Plusieurs essais sont proposés dans la littérature afin de caractériser ce comportement. Toutefois, il n'y a pas, pour l'instant, d'essai standardisé pour l'Amérique du Nord.

Finalement, afin de déterminer sur une base objective l'efficacité des différents essais de caractérisation, Kooiman (2000) propose quelques critères permettant de faciliter la prise de décision. Ces principaux critères sont : la complexité de l'essai (montage, préparation des spécimens, exécution de l'essai et la complexité de l'analyse pour obtenir la loi en traction), la reproductibilité des essais, la représentativité de l'essai par rapport à la structure, le coût (travail et temps) et l'applicabilité en pratique.

Les différents types d'essais seront présentés dans les sous-sections suivantes ainsi que leurs avantages et inconvénients.

2.2.1 Essai de traction

2.2.1.1 Essai de traction directe

L'essai de traction directe est théoriquement l'essai parfait pour déterminer le comportement post-fissuration du BRF. En effet, cet essai permet une répartition constante des contraintes de traction sur la section ainsi que l'obtention directe de la loi de comportement en traction (Baby, 2012; de Montaignac, 2011).

Toutefois, malgré ces avantages, cet essai est rarement utilisé en pratique étant donné la difficulté d'ancrage des spécimens et la possibilité d'effort de flexion parasite due à un mauvais alignement (Lameiras et al., 2015). En général, les essais de traction directe sont effectués sur des spécimens cylindriques ou bien sur des spécimens en forme d'os. Ces différents types de spécimens sont illustrés sur la **Figure 2-5**.

L'essai de traction directe sur spécimen cylindrique a la particularité d'être entaillé, ce qui permet de localiser le plan de fissuration et ainsi faciliter la mesure des déplacements lors de l'essai. De

plus, ces spécimens peuvent aisément être carottés d'une structure réelle, permettant ainsi de caractériser le comportement en traction in-situ de celle-ci. Dans ce dernier cas, le spécimen de caractérisation présente une orientation moyenne représentative de la structure réelle.

L'essai de traction sur spécimen en forme d'os a l'avantage de ne présenter aucune entaille et d'avoir une section réduite constante dans sa zone centrale. Cette section réduite permet de localiser la fissuration à l'intérieur d'une certaine zone et de laisser place à la multi-fissuration du spécimen, comportement qui est caractéristique des BFUP (Naaman, 2008). Étant donné la géométrie complexe de ces spécimens, ceux-ci peuvent difficilement être extraits d'une structure réelle, ce qui implique qu'ils doivent être coulés dans des coffrages à part. L'orientation moyenne des fibres des spécimens de caractérisation peut alors différer de celle de la structure réelle, engendrant alors une certaine erreur de représentativité par rapport à la structure réelle.

a) **b)**

Figure 2-5: Essai de traction directe sur, a) Spécimen cylindrique, b) Spécimen en forme d'os (Amin et al., 2014)

2.2.1.2 Essai DEWS

L'essai du Double-Edge Wedge-Splitting test (DEWS) est un essai de type indirect qui a la particularité de présenter un champ de contrainte de traction pure au niveau du plan de rupture (Di Prisco et al., 2013b). Cet essai consiste à appliquer une force de compression sur un spécimen rectangulaire sur lequel des entailles en V ont été effectuées au point d'appui de la charge. Ces entailles permettent donc de dévier les efforts de compression de la zone centrale et ainsi d'induire des efforts de traction pure dans cette zone (Di Prisco et al., 2013b). Tel que présenté pour l'essai

de traction directe sur cylindre entaillé, cet essai a aussi l'avantage de pouvoir être extrait d'une structure réelle permettant ainsi de caractériser le comportement mécanique réel d'une structure à l'étude (Di Prisco et al., 2010). Les principales forces se développant au cours de cet essai sont illustrées sur la **Figure 2-6**.

Figure 2-6: Essai DEWS (Di Prisco et al., 2013b)

2.2.1.3 Autres essais

D'autres types d'essais de traction sont présentés dans la littérature telle que l'essai brésilien (STT) et l'essai brésilien modifié (MSTT). Toutefois, ces essais ne seront pas discutés dans ce présent mémoire.

2.2.2 Essai de flexion

2.2.2.1 Essai de flexion 3 points et 4 points

Les essais de flexion sont couramment utilisés dans la pratique afin de caractériser le comportement en traction et en flexion des BRF. Plusieurs normes proposent l'utilisation de ces types d'essais, toutefois, chacune d'entre elles comporte ses propres particularités. Par exemple, la géométrie des spécimens, la présence ou non d'entaille ainsi que les conditions d'appuis sont des paramètres variables entre ces essais. Cette variabilité entre les conditions de réalisation des essais de flexion entraine une difficulté supplémentaire lors de la comparaison des résultats entre les différents essais.

Dans ce mémoire, l'essai de flexions 3 points selon la norme EN14651 (EN14651, 2005) ainsi que l'essai de flexion 4 points selon la norme ASTM C-1609 (ASTM, 2010) seront présentés (**Figure 2-7**). Ces deux types d'essais ont l'avantage d'être simples de réalisation ainsi que d'être couramment effectués dans de nombreux laboratoires (de Montaignac, 2011). Toutefois, il s'agit d'essai de type indirect, c'est-à-dire qu'une analyse inverse doit être effectuée afin de retrouver la loi constitutive en traction. Telle que présentée dans la section 2.1.3, cette analyse inverse peut être fastidieuse et nécessite la définition d'une longueur caractéristique qui est encore sujette à débat.

Finalement, pour ces deux types d'essais, des techniques de mise en place du béton sont bien définies dans les normes. Ces techniques peuvent induire, dans certaines mesures, un écart entre l'orientation moyenne des fibres des spécimens de caractérisation vis-à-vis celle de la structure réelle (Wille & Parra-Montesinos, 2012). D'un autre côté, étant donné la géométrie simple de ces spécimens, ils peuvent être sciés d'un élément structural afin d'obtenir une caractérisation représentative des conditions réelles.

a) **b)**

Figure 2-7: Essai de flexion, a) Essai de flexion 4 points non entaillé, b) Essai de flexion 3 points entaillé

2.2.2.2 Essai sur dalle circulaire

L'essai sur dalle circulaire ASTM C1550 (ASTM, 2008) consiste à appliquer une charge au centre d'une dalle appuyée sur trois points. Cet essai a l'avantage d'être simple de préparation et permet de laisser place à une multi fissuration des spécimens (trois fissures au maximum pour effectuer une analyse inverse). Étant donné la géométrie des spécimens, ceux-ci présentent une orientation des fibres qui peut être considérée aléatoire. Les résultats de cet essai peuvent donc s'avérer plus sécuritaires lorsqu'utilisés dans la conception. Finalement, étant un essai indirect, une analyse

inverse doit être effectuée afin de retrouver la loi constitutive en traction. Un schéma de cet essai est présenté sur la **Figure 2-8**.

Figure 2-8: Essai sur dalle circulaire (de Montaignac et al., 2013)

2.2.3 Essai de cisaillement

Plusieurs essais de cisaillement sur des spécimens de dimensions réduites sans armature sont disponibles dans la littérature. Shilang et Hans (2005) présentent un résumé de ces différents essais et ceux-ci sont illustrés sur la **Figure 2-9**. Selon ces auteurs, le seul essai qui présente un mode de rupture en cisaillement pure est celui présenté sur la **Figure 2-9a**. En effet, l'excentricité des charges dans les autres essais induit des contraintes de traction résultant ainsi en un mode de rupture mixte.

Figure 2-9: Essais de caractérisation du comportement en cisaillement (Shilang & Hans, 2005)

Afin de pallier ce problème et de faciliter la réalisation des essais de cisaillement, la société japonaise en ingénierie civile (JSCE) propose un essai selon la norme JSCE-SF6 (JSCE-SF6, 1990) sur des spécimens à géométrie simple où les contraintes au plan de rupture sont essentiellement des contraintes de cisaillement (**Figure 2-10a**). Toutefois, en utilisant cet essai, Mirsayah et Banthia (2002) ont observé une fissuration déviant des plans de ruptures souhaités. Ces auteurs ont alors proposé quelques modifications à ce montage pour en arriver à celui présenté sur la **Figure 2-10b**.

a) **b)**

Figure 2-10: Montage de cisaillement, a) JSCE-SF6 (1990), b) Mirsayah et Banthia (2002)

Ce montage proposé par Mirsayah et Banthia (2002) permet de localiser efficacement la rupture grâce à la présence d'entailles périmétriques et permet d'obtenir une rupture conjointe des deux plans de cisaillement grâce à l'ajout de retenues verticales (illustrées en gris foncé) de part et d'autre des plans de rupture. Cet essai permet alors de caractériser efficacement le comportement en cisaillement sur des spécimens réduits qui peuvent être fabriqués de façon individuelle selon les recommandations de la norme JSCE-SF2 (JSCE-SF2, 1990) ou bien être sciés directement d'une structure.

2.3 Coefficient d'orientation

Tel que présenté brièvement dans la section 2.1.4, l'orientation moyenne des fibres joue un rôle important sur la résistance à l'arrachement des fibres ainsi que sur la quantité de fibres traversant un plan de rupture. En ce sens, plusieurs recherches ont démontré l'influence importante de l'orientation des fibres sur le comportement en traction et en flexion des BRF (Di Prisco et al.; Kang & Kim, 2012; Kang et al., 2011; Lameiras et al., 2015). L'influence de ce facteur sur le comportement mécanique des BRF sera présentée à la section 2.4.

Afin de déterminer l'orientation moyenne des fibres sur un plan quelconque, un coefficient d'orientation des fibres dénoté « α » est habituellement considéré. Ce coefficient représente en fait l'orientation moyenne des fibres sur le plan de rupture à l'étude. Dans ce qui suit, les principales caractéristiques de ce coefficient d'orientation seront présentées ainsi que les différentes méthodes d'évaluation de ce dernier.

2.3.1 Angle d'orientation des fibres

L'orientation d'une fibre est généralement définie par rapport à la direction de l'effort principal de traction (Laranjeira et al., 2008; Lee et al., 2010). Cette approche vient principalement du fait que les fibres ont une influence importante sur le comportement en traction et que les fissures de traction se créent perpendiculairement à cet effort. Une fibre sera alors considérée bien alignée si elle est parallèle à l'effort de traction et donc perpendiculaire à la fissuration. Dans la pratique, une fibre parfaitement bien alignée présentera un angle θ de 0°, tandis qu'à l'inverse une fibre parfaitement mal alignée présentera un angle θ de 90°. La **Figure 2-11** ci-dessous illustre ce concept.

Figure 2-11: Détermination de l'orientation d'une fibre Fu et Lauke (1996)

2.3.2 Coefficient d'orientation des fibres

Dans la littérature, l'orientation d'une fibre est souvent exprimée en fonction du coefficient d'orientation dénoté α. Ce coefficient a été introduit par Krenchel (1975) permettant ainsi de quantifier l'orientation moyenne des fibres. L'équation proposée par ce dernier a l'avantage de permettre la détermination du coefficient d'orientation des fibres à l'aide d'un comptage manuel. En effet, tel que l'illustre l'équation 2.1, le coefficient d'orientation des fibres est déterminé en fonction de la quantité de fibres traversant le plan de rupture à l'étude ainsi qu'en fonction de la densité et de l'aire de la section d'une fibre. Étant donné l'efficacité et la simplicité de cette méthode, plusieurs auteurs se basent sur celle-ci afin de valider l'exactitude de nouvelles techniques mises au point. L'équation proposée par Krenchel (1975) est présentée ci-dessous :

$$n_f = \alpha_{moy} \frac{V_f}{A_f} \tag{2.1}$$

Où,

n_f: $Densité\ de\ fibres\ (fibres/cm^2)$

α_{moy}: $Coefficient\ d'orientation\ moyen\ des\ fibres$

V_f: $Volume\ de\ fibres\ utilisé$ (%)

A_f: $Aire\ de\ la\ section\ d'une\ fibre\ (cm^2)$

D'un autre côté, géométriquement parlant, le coefficient d'orientation représente la moyenne des longueurs des fibres projetées sur un axe dans la direction d'analyse divisée par la longueur totale d'une fibre. En considérant cette affirmation, Wille et al. (2014) propose de calculer le coefficient d'orientation moyen comme suit :

$$\alpha_{moy} = \frac{\left(\sum_{i=1}^{N} l_{f,proj}\right)/N}{l_f} \tag{2.2}$$

Pour une seule fibre, le coefficient d'orientation s'exprime selon l'équation 2.3. Cette équation présente de plus la relation existante entre les diamètres de l'ellipse formée par le plan de coupe et le coefficient d'orientation. La **Figure 2-12** illustre ces différents paramètres et permet de plus de mettre en relation le coefficient d'orientation et l'angle de la fibre en degré.

$$\alpha = cos\theta = \frac{d_f}{d_{f2}} = \frac{l_{f,proj}}{l_f} \tag{2.3}$$

Figure 2-12: Définition de l'orientation d'une fibre (Wille et al., 2014)

À l'aide de ces équations, on constate que le coefficient d'orientation peut prendre une valeur quelconque entre 0 et 1. Par exemple, celui-ci prend une valeur de 0 lorsque toutes les fibres sont perpendiculaires à la direction d'analyse (fibres mal alignées avec θ = 90°) et prend une valeur de 1 lorsque toutes les fibres sont parallèles à la direction d'analyse (fibres bien alignées avec θ = 0°). Ainsi, une orientation de 0° correspond à un coefficient d'orientation de 1 et représente une fibre perpendiculaire au plan de coupe.

2.3.3 Facteurs influençant l'orientation et la distribution des fibres

L'orientation moyenne des fibres dans un élément dépend de plusieurs facteurs. Parmi ceux-ci on retrouve les propriétés à l'état frais du béton, la méthode de mise en place ainsi que l'effet de bord introduit par les coffrages (Blanco et al., 2015). Chacun de ces facteurs influence l'orientation moyenne des fibres en induisant, dans différentes proportions, une orientation préférentielle des fibres.

2.3.3.1 Propriétés à l'état frais

Afin de favoriser une distribution uniforme des fibres, le béton doit préférablement être autoplaçant en plus de présenter une viscosité suffisante pour éviter la ségrégation des fibres (Ferrara et al., 2011). En effet, un matériau autoplaçant permet un écoulement libre sans nécessité de compaction ni de vibration. Ces derniers pouvant engendrer des zones de faiblesses dans la structure en réduisant ponctuellement la quantité de fibres.

De plus, une viscosité adéquate du mélange permet d'orienter et de transporter les fibres selon l'écoulement, permettant ainsi d'éviter la ségrégation de celles-ci. Deux types de ségrégation peuvent survenir lors de la coulée du béton : la ségrégation statique et la ségrégation dynamique (Şanal & Zihnioğlu, 2013). La ségrégation statique est causée par la différence de masse volumique entre les fibres et les composantes du béton. Cette différence peut engendrer une sédimentation des fibres sous l'effet de la gravité. D'un autre côté, la ségrégation dynamique fait plutôt référence à l'habilité du béton à transporter les fibres au cours de l'écoulement (Şanal & Zihnioğlu, 2013). La **Figure 2-13** illustre ces deux types de ségrégations.

Figure 2-13: Ségrégation des fibres, a) Statique, b) Dynamique (Şanal & Zihnioğlu, 2013)

Un mélange approprié permet d'éviter la ségrégation des fibres tout en favorisant une orientation de celles-ci selon le sens de l'écoulement.

2.3.3.2 Méthode de mise en place

Lors de la mise en place du béton, différents types d'écoulements peuvent survenir en fonction de la géométrie du coffrage et de l'emplacement du point de coulée. Le type d'écoulement généré aura comme effet d'induire une orientation préférentielle des fibres. Dans la pratique, les deux types d'écoulements observés sont l'écoulement radial et l'écoulement qualifié de rectiligne (Blanco et al., 2015).

Premièrement, l'écoulement radial se produit lorsqu'un élément est coulé à partir de son centre ou lorsque les dimensions de celui-ci sont très grandes par rapport au point de sortie du béton. Comme l'illustre la **Figure 2-14**, ce type d'écoulement induit une orientation préférentielle des fibres perpendiculaires au sens de l'écoulement du béton (Abrishambaf et al., 2013; Blanco et al., 2015). Cette orientation préférentielle des fibres provient du profil de vitesse généré lors de l'écoulement, la zone centrale (point de coulée du béton) est donc peu affectée par le profil de vitesse et risque de ne pas présenter d'orientation préférentielle.

Figure 2-14: Rotation des fibres causées par un écoulement radial (Blanco et al., 2015)

Deuxièmement, un écoulement rectiligne permet une orientation préférentielle des fibres selon le sens de l'écoulement du béton. Ce phénomène a été constaté à maintes reprises et utilisé par plusieurs auteurs (Ferrara et al., 2011; Martinie & Roussel, 2011; Zerbino et al., 2012). Cette orientation préférentielle provient encore une fois du profil de vitesse causée par l'écoulement du béton jumelé à l'effet de bord (Vandewalle et al., 2008). La **Figure 2-15** illustre l'impact du champ de vitesse et de l'effet de bord sur l'orientation des fibres.

Figure 2-15: Rotation des fibres causée par l'écoulement du béton et l'effet de bord (Stähli et al., 2008)

Afin de mettre en évidence l'impact de ces deux types d'écoulements, Ferrara et al. (2011) ont évalué les propriétés mécaniques de spécimens provenant de deux dalles présentant ces types d'écoulements. La **Figure 2-16** permet de visualiser les dalles utilisées pour ces essais ainsi que les lignes d'écoulements supposées.

Figure 2-16 : Méthode de coulée des dalles A et B (Ferrara et al., 2011)

Ces essais ont permis d'observer une grande différence dans la résistance flexionnelle des spécimens sciés dans la direction transversale (T1, T2 et T3) et longitudinale (L1, L2 et L3) de la dalle A. En effet, les spécimens orientés selon le sens de l'écoulement (L1, L2 et L3) ont présenté des résistances bien plus élevées, de plus de 300%, que ceux orientés perpendiculairement (T1, T2, T3) à l'écoulement. À l'inverse, l'ensemble des spécimens de la dalle B a présenté des résultats assez semblables. Ces auteurs expliquent ces derniers résultats par la présence d'un écoulement du béton de type radial qui a introduit des orientations de fibres semblables dans chacun des spécimens.

2.3.3.3 Effet de bord

La présence de barrières physiques telles que les bords d'un coffrage influence l'orientation des fibres. En effet, il est physiquement impossible qu'une fibre soit perpendiculaire au bord du coffrage si celle-ci se situe à une distance moindre de la moitié de sa longueur (Martinie & Roussel, 2011). Ce phénomène est appelé l'effet de bord et il est illustré sur la **Figure 2-17**. L'effet de bord a pour conséquence de favoriser une orientation préférentielle des fibres parallèles aux bords du coffrage. Pour un élément donné, l'effet de bord se fait sentir sur une distance correspondant à la demi-longueur de la fibre ($l_f/2$) des bords des coffrages (Dupont & Vandewalle, 2005).

L'influence de l'effet de bord sur l'orientation des fibres à l'intérieur d'un élément quelconque dépend des dimensions des fibres utilisées et des dimensions de l'élément en question. Plus les fibres utilisées sont longues et plus les dimensions de l'élément sont étroites, plus l'effet de bord sera prononcé (Ferrara et al., 2011).

Figure 2-17: Illustration de l'effet de bord (Torrents et al., 2012)

2.3.4 Méthode de détection de l'orientation des fibres

Les méthodes de détection de l'orientation des fibres peuvent être classées en deux grandes catégories, soient les méthodes destructives et les méthodes non-destructives. Comme le sous-entendent ces appellations, les méthodes destructives telles que le comptage manuel et l'analyse d'images nécessitent de scier les spécimens afin de pouvoir analyser l'orientation des fibres. À l'inverse, les méthodes non-destructives peuvent être effectuées sans rupture des spécimens. Étant donné le temps requis pour la mise en application de ces dernières méthodes ainsi que le coût engendré par celles-ci, ces méthodes sont surtout utilisées dans le domaine de la recherche. (Laranjeira et al., 2011)

2.3.4.1 Comptage manuel

Comme introduit précédemment, Krenchel (1975) a mis au point une méthode permettant de déterminer l'orientation moyenne des fibres en se basant sur un comptage manuel. Entre autres, cette méthode se base sur la probabilité d'une fibre à intercepter un plan de coupe en fonction de son inclinaison. Ainsi, lorsque des fibres sont inclinées par rapport à la direction d'analyse, celles-ci ont une probabilité moindre de traverser la fissuration. Étant donné la nécessité du comptage manuel des fibres sur un plan de coupe, cette méthode se veut destructive.

L'équation 2.1 présentée dans la section 2.3.2, peut alors s'exprimer sous la forme suivante qui permet de déterminer le coefficient α_{moy}, représentant l'orientation moyenne des fibres.

$$\alpha_{moy} = n_f \frac{A_f}{V_f} \tag{2.4}$$

Dans cette équation, nf correspond à la quantité de fibres qui interceptent le plan de coupe sujet à l'analyse, tandis que A_f et V_f représente respectivement l'aire d'une fibre et le volume de fibre introduit dans le mélange de béton. Malgré son apparente simplicité, cette méthode est encore fréquemment utilisée de nos jours étant donné sa facilité d'exécution et le peu de matériel nécessaire à sa réalisation.

2.3.4.2 Analyse d'images

L'analyse d'images est une méthode permettant de déterminer l'orientation des fibres à partir de l'ellipse formée par celles-ci sur un plan de coupe. La **Figure 2-12** présente les principaux paramètres nécessaires à cette analyse. De manière générale, la surface à analyser doit être polie, peinturée et sablée de sorte à augmenter le contraste entre les fibres et la matrice cimentaire. Par la suite, cette surface est numérisée et analysée par un logiciel de détection de l'orientation des fibres. Ce logiciel détecte alors chacune des fibres présentes sur l'image numérisée et détermine l'ellipse représentant le mieux la géométrie de chacune d'entre elles. Une fois effectuée, l'orientation d'une fibre peut être déterminée en effectuant le ratio entre le diamètre réel de la fibre (d_f) et le grand diamètre de l'ellipse (d_{f2}) qui a été déterminé à l'aide d'un logiciel de détection (Delsol, 2012). Suivant cette définition, le coefficient d'orientation d'une fibre peut s'exprimer selon l'équation 2.5 dans laquelle θ représente l'angle de la fibre en degré.

$$\alpha = cos\theta = \frac{d_f}{d_{f2}} \tag{2.5}$$

Le coefficient d'orientation moyen (α_{moy}) peut par la suite être calculé en effectuant simplement la moyenne des coefficients d'orientation de l'ensemble des fibres détectées et s'exprime donc comme suit où N représente la quantité de fibre présente sur le plan à l'étude:

$$\alpha_{moy} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} cos\theta \tag{2.6}$$

Par la suite, une approximation de l'angle moyen en degré peut être déduite avec l'équation 2.7 (Laranjeira et al., 2011)

$$\theta_m = \frac{arcos(\alpha_{moy})180}{\pi} \tag{2.7}$$

Finalement, il est à noter que la surface où l'orientation des fibres est déterminée doit être le plus près possible du plan de rupture afin d'obtenir une orientation représentative de ce dernier. Cependant, cette surface doit être assez éloignée de ce plan afin d'éviter d'analyser une surface où des fibres auraient pu être arrachées au cours de la réalisation de l'essai. Considérant ceci, Wille et al. (2014) proposent d'analyser un plan de coupe se situant à 1.5 fois la longueur des fibres tel qu'illustré sur la **Figure 2-18**.

Figure 2-18: Distance du plan de coupe pour l'analyse de l'orientation des fibres (Wille et al., 2014)

2.3.4.3 Autres méthodes

Dans la littérature, plusieurs autres méthodes sont utilisées par différents chercheurs afin de déterminer l'orientation des fibres. Parmi les méthodes non-destructives, il existe la tomographie par rayons X (Krause et al., 2010), la tomographie par approche magnétique (Faifer et al., 2011) ainsi que la tomographie par méthode électrique (Ozyurt et al., 2006). Ces différentes méthodes ont pour avantage qu'elles ne nécessitent pas la destruction des spécimens, ce qui permet de les

réutiliser et de limiter le temps nécessaire à la préparation de l'analyse. Toutefois, ces méthodes comportent quelques inconvénients importants tels que la nécessité de dispositifs dispendieux, la taille réduite des spécimens pouvant être analysés, la perturbation de la mesure en présence d'armature et le manque de précision (Delsol, 2012; Faifer et al., 2010; Faifer et al., 2011).

2.3.5 Distribution de l'orientation des fibres

2.3.5.1 Distribution selon une loi normale

Selon Laranjeira et al. (2011), la distribution de l'orientation des fibres est directement proportionnelle à l'orientation moyenne des fibres et peut être associée à une distribution gaussienne. Selon ces auteurs, la distribution des orientations des fibres peut être représentée adéquatement en se basant uniquement sur le coefficient d'orientation moyen. Ces derniers proposent donc l'utilisation des équations 2.8 et 2.9 afin de déterminer l'écart type (σ) de la distribution des fibres en fonction du coefficient d'orientation moyen (α_{moy}).

$$\sigma(\alpha_{moy}) = \alpha_{moy}(1 - \alpha_{moy}) \tag{2.8}$$

$$\sigma(\theta_{moy}) = 90\alpha_{moy}(1 - \alpha_{moy}) \tag{2.9}$$

Par la suite, en connaissant l'écart type ainsi que la moyenne, il est possible de déterminer l'allure complète d'une distribution normale. La **Figure 2-19** illustre certaines distributions pour différentes valeurs d'orientation moyenne où η_θ est la variable utilisée par ces auteurs pour représenter le coefficient d'orientation moyen qui est dans ce mémoire dénoté α_{moy}.

Figure 2-19: Distributions de l'orientation des fibres prédites selon une loi gaussienne (Laranjeira et al., 2011)

La **Figure 2-19** met en évidence l'effet de l'orientation moyenne sur la dispersion des orientations. En effet, il est possible de constater que plus l'orientation moyenne des fibres est favorable (θ_{moy} se rapprochant de 0), plus la dispersion des orientations des fibres est faible. Laranjeira et al. (2011) indique que ce phénomène permet d'expliquer en partie la dispersion des résultats obtenus pour des essais mécaniques. Effectivement, il n'est pas rare d'observer des variations des contraintes résiduelles de l'ordre de 20% entre des spécimens fabriqués selon les mêmes procédures (Molins et al., 2009). En conséquence, Laranjeira et al. (2011) indique que plus le coefficient d'orientation est élevé plus la dispersion des propriétés mécaniques sera réduite.

2.3.5.2 Distribution et orientation moyenne isotrope

Une distribution isotrope des fibres se produit lorsqu'un béton est coulé de façon aléatoire et qu'il n'y a pas d'orientation préférentielle des fibres. Dans ce cas, l'hypothèse d'une distribution aléatoire des orientations des fibres peut être adoptée. Lorsqu'applicable, cette hypothèse permet de déduire l'orientation moyenne des fibres. En théorie, il existe trois situations de distributions isotropes des fibres soient les cas 1D, 2D et 3D. En pratique, les orientations de fibres 2D et 3D sont les situations les plus probables d'être observées. Celles-ci représentent respectivement les orientations moyennes de fibres pour des BRF parfaitement isotrope dans une condition plane et tridimensionnelle. Les orientations 2D et 3D obtenues par divers auteurs pour ces situations sont présentées dans le **Tableau 2-1**.

Tableau 2-1: Coefficient d'orientation pour condition isotrope 2D et 3D

Condition isotrope	Auteurs	Orientation (α)
2D	(Laranjeira et al., 2011)	$2/\pi = 0.64$
	(Xia & Mackie, 2014)	$2/\pi = 0.64$
	AFGC	$2/\pi = 0.64$
3D	(Martinie & Roussel, 2011)	0.5
	(Xia & Mackie, 2014)	0.5
	(Blanco et al., 2015)	0.5
	AFGC	0.405

Alors, dans une situation isotrope, le coefficient d'orientation devrait donc varier entre 0.405 et 0.64. Toutefois, comme discuté dans la section 2.3.3, plusieurs facteurs influencent l'orientation des fibres faisant ainsi dévier celles-ci des conditions isotropes. Il est donc fréquent d'observer des

coefficients d'orientations supérieurs à 0.64 dans la pratique. En fait, il apparait même difficile d'obtenir des orientations moyennes aussi basses tel qu'il sera démontré dans ce projet.

2.4 Influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique

L'orientation des fibres est reconnue comme étant un facteur déterminant lors de l'évaluation des propriétés mécaniques des BRF. En effet, plusieurs études ont mis en évidence les différences de comportement engendrées par des orientations de fibres favorables et défavorables (Boulekbache et al., 2009, 2012; Delsol, 2012; Ferrara et al., 2012). Cette section mettra donc de l'avant le rôle primordial de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BRF.

2.4.1 Résistance à la compression

Lors d'une sollicitation en compression, la microfissuration du béton débute aux alentours de 50% de sa charge maximale et continue à progresser jusqu'à l'atteinte d'un pic (Paultre, 2011). En considérant le mode d'action des fibres sur les fissures, il serait donc logique de s'attendre à ce que la résistance en compression d'un BRF soit légèrement supérieure à celle d'un béton ordinaire à partir d'une charge équivalente à 50% de la charge maximale. Toutefois, la réalité en est autrement. En effet, quelques auteurs ont constaté que la résistance maximale en compression des BRF est légèrement moindre que celle d'un béton ordinaire (Boulekbache et al., 2009; Mansur et al., 1999). Par exemple, Boulekbache et al. (2009) ont observé une diminution de la résistance maximale en compression de l'ordre de 5% à 7% pour un béton avec fibres. Pour justifier ces résultats, ces auteurs mettent en cause la présence de défaut supplémentaire dans la matrice cimentaire causée par l'ajout de fibres.

D'un autre côté, ces auteurs mentionnent toutefois que l'ajout de fibres a comme avantage majeur d'augmenter la ductilité en compression. La **Figure 2-20** illustre bien l'effet des fibres sur le comportement en compression.

Figure 2-20: Influence des fibres sur le comportement en compression (Boulekbache et al., 2009)

Mansur et al. (1999) ont observé des tendances semblables en notant une diminution de la résistance à la compression ainsi qu'une augmentation de la ductilité. De plus, ils ont mis de l'avant la faible influence de l'orientation des fibres sur la résistance maximale en compression. Ainsi, une variation d'environ 4% de cette résistance a été observée entre des spécimens présentant des orientations favorables et défavorables.

2.4.2 Résistance à la traction

La résistance à la traction est fortement influencée par la présence de fibres ainsi que par l'orientation moyenne de celles-ci. En effet, plusieurs travaux ont démontré que des fibres alignées perpendiculairement au plan de fissuration génèrent une augmentation marquée des résistances post-fissuration. En effet, des augmentations de l'ordre de plus de 100% ont été notées par certains auteurs pour des BRF et des BFUP, tandis qu'à l'inverse des fibres alignées parallèlement au plan de fissuration ont peu d'influences. (Abrishambaf et al., 2013; Delsol, 2012; Ferrara et al., 2012; Hollmann & Wille, 2013)

À l'aide d'une campagne expérimentale effectuée sur des spécimens en forme d'os, Delsol (2012) a mis en évidence l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction d'un BFUP comportant 4% vol. de fibre. Dans ce cas, une réduction de plus de 50% de la résistance maximale a été observée entre des spécimens présentant des orientations favorables et défavorables. Une réduction d'environ 95% de la phase écrouissante et des résistances post-fissuration a de plus été notées pour des spécimens présentant des orientations défavorables. La **Figure 2-21** illustre les

comportements en traction obtenues pour différentes orientations théoriques de fibres. Il est à noter que ces orientations sont des orientations théoriques, c'est-à-dire qu'elles ne représentent par l'orientation moyenne réelle des fibres, mais plutôt l'orientation de l'écoulement du béton par rapport à la direction principale de l'effort de traction.

Figure 2-21: Comportement en traction d'un BFUP pour différentes orientations de fibres (Delsol, 2012)

Dans la même lignée, Hollmann et Wille (2013) ont observé une variation marquée des contraintes maximales de traction en fonction de l'orientation moyenne des fibres pour des spécimens en BFUP. En effet, les contraintes de traction pour des spécimens avec des orientations de fibres défavorables se sont avérées être égales à environ 25% des contraintes des spécimens présentant les orientations de fibres les plus favorables. De plus, pour des orientations de fibres totalement défavorables, ces auteurs ont constaté que la présence de fibres n'avait aucun impact sur l'augmentation de la résistance maximale. En d'autres mots, la résistance maximale était la même que celle d'un béton ordinaire. Ces résultats sont cohérents avec ceux de Delsol (2012).

Dans l'objectif de quantifier l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction, Ferrara et al. (2012) ont réalisé une série d'essais sur des spécimens de BRF (0.65% vol. de fibres) présentant différentes orientations de fibres. Les essais réalisés, DEWS et traction directe, ont permis de mettre en évidence l'existence d'une relation entre les contraintes résiduelles de traction et l'orientation moyenne des fibres. Ainsi, tel qu'illustré sur la **Figure 2-22**, plus le coefficient d'orientation est élevé plus les contraintes résiduelles tendent à augmenter. D'un autre côté, il est possible de constater que le coefficient d'orientation n'a pas d'effet sur la contrainte de fissuration, résultat qui était prévisible étant donné que la mise en action des fibres survient après la fissuration.

Finalement, l'écart entre les contraintes résiduelles, pour une même orientation, s'explique en partie par la variabilité des orientations. En effet, tel que présenté à la section 2.3.5, plus l'orientation moyenne est faible plus la distribution des orientations est élevée.

Figure 2-22: Contraintes résiduelles obtenues de l'essai DEWS (Ferrara et al., 2012)

2.4.3 Résistance à la flexion

Le comportement flexionnel de plusieurs poutres en BFUP présentant différentes orientations moyennes de fibres a été analysé dans une étude effectuée par Behloul (1996). Cette étude a permis d'illustrer l'effet majeur de l'orientation des fibres sur le comportement flexionnel. En effet, il a été constaté qu'une orientation favorable permet le développement d'une phase écrouissante ainsi qu'un gain en ductilité, tandis qu'à l'inverse, une orientation défavorable ne présente qu'un faible gain de ductilité et ne présente pas de phase écrouissante. Ce phénomène est illustré sur la **Figure 2-23**. Il est à noter que l'orientation présentée sur cette figure est une orientation théorique provenant de la méthode de mise en place du béton. Elle représente donc l'orientation de l'écoulement du béton par rapport à la direction principale de l'effort de traction.

Figure 2-23: Comportement flexionnel en fonction de l'orientation théorique des fibres (Behloul, 1996)

En général, l'effet de l'orientation des fibres sur le comportement flexionnel s'apparente à celui sur le comportement en traction. Ainsi, Ferrara et al. (2012) compare les contraintes résiduelles obtenues d'une analyse inverse simplifiée d'un essai de flexion 3 points à celles obtenues d'un essai de traction directe et d'un essai DEWS. Afin d'effectuer une comparaison adéquate, les contraintes résiduelles ont été déterminées pour des niveaux de déformations équivalentes. Cette comparaison a permis de constater pour ces trois types d'essais une augmentation des contraintes résiduelles en fonction de l'augmentation de l'orientation moyenne (**Figure 2-24**). Dans cette étude, l'orientation moyenne des fibres a été déterminée selon l'équation théorique proposée par Krenchel et est donc fonction de la densité de fibres traversant le plan d'analyse.

Figure 2-24: Contraintes de traction obtenues d'essai de traction directe et indirecte (Ferrara et al., 2012)

Finalement, Zerbino et al. (2012) ont effectué une série d'essais de flexion 3 points sur des spécimens prélevés dans différentes directions à l'intérieur d'une dalle en BRF présentant 0.45% vol. de fibres crochetés. D'un côté, cette étude a permis d'illustrer la variation de la densité de fibres en fonction de la direction de coupe du spécimen. Puis, d'un autre côté, la dépendance des contraintes résiduelles envers cette densité de fibres telle que présentée sur la **Figure 2-25**. Tel qu'indiqué par l'étude de Ferrara et al. (2012), les tendances observées ont permis de constater une augmentation des contraintes résiduelles en fonction d'une densité de fibres plus élevée. Il est à noter que, tel que présenté dans la section 2.3.2, la densité de fibres dans une section est fortement corrélée à l'orientation moyenne de celles-ci.

Figure 2-25 : Contraintes résiduelles de traction en fonction de la densité de fibres sur le plan de rupture (Zerbino et al., 2012)

2.4.4 Résistance au cisaillement

L'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en cisaillement est un sujet peu documenté dans la littérature. En effet, les études sur ce sujet portent plutôt sur l'influence du volume et du type de fibres sur la résistance en cisaillement. De plus, l'absence d'essai standardisé en Amérique de Nord pour évaluer le comportement du béton renforcé de fibre en cisaillement rend difficile la caractérisation de ce matériau ainsi que la comparaison des résultats (Shoaib, 2012).

Parmi les études portant sur l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en cisaillement, Boulekbache et al. (2012) ont démontré l'existence d'une corrélation entre l'indice

de ductilité en cisaillement et l'orientation moyenne des fibres. Le montage utilisé dans cette étude est celui proposé par Mirsayah et Banthia (2002) qui correspond à une modification de celui proposé par la norme Japonaise JSCE SF-6.

Dans cette étude, les auteurs se sont plus particulièrement attardés sur l'influence de l'orientation des fibres sur l'indice de ductilité en cisaillement. L'indice de ductilité représente un indicatif de l'énergie dissipée au cours de la réalisation de l'essai de cisaillement et se calcule comme étant le ratio de l'intégrale de la courbe force-déplacement pour un déplacement donné sur l'intégrale de la courbe force-déplacement au moment de la fissuration. Tel que présenté sur la **Figure 2-26**, ces auteurs ont observé une augmentation de l'indice de ductilité en fonction d'une augmentation du coefficient d'orientation des fibres. Cette corrélation est toutefois basée sur trois types de béton différents (FROC :Fibre reinforced ordinary concrete, FRSCC : Fibre reinforced self-compacting concrete et le FRHSC : Fibre reinforced high strength concrete) ce qui peut influencer le mode de rupture des fibres et donc le comportement observé.

Figure 2-26: Index de ductilité en cisaillement en fonction de l'orientation des fibres (Boulekbache et al., 2012)

D'un autre côté, l'influence du type et du volume de fibres sur le comportement en cisaillement a été étudiée par Banthia et al. (2014). Entre autres, ces auteurs ont constaté une augmentation de la ductilité et de la résistance maximale en cisaillement avec une augmentation du volume de fibres. De plus, les fibres à crochet se sont révélées plus efficaces que celles doublement déformées (double deformed steel fiber).

2.5 Recommandations pour la conception avec des BRF

La majorité des recommandations pour la conception de structure en BRF se base sur la réalisation d'essai de caractérisation afin de déterminer les propriétés mécaniques du BRF qui sera spécifiquement employé pour la construction de structure (CESC, 2004; DR-AS5100.5, 2014; MC2010, 2010; Rilem, 2003). Cette approche se distingue de celle utilisée pour le BO par le fait que des essais de caractérisation sont nécessaires lors de la phase de conception afin d'assurer la prise en compte de propriétés mécaniques adéquates. Par exemple, plusieurs normes (MC2010, 2010; Rilem, 2003) font référence à des essais de flexion 3 points sur des prismes de dimensions réduites (section de 150 mm x 150 mm) afin de caractériser le comportement en traction des BRF.

Tel que mentionné, dans la section 2.2, les essais de caractérisation requièrent, pour la plupart, l'usage de techniques de mise en place strictes qui induisent une orientation préférentielle des fibres pouvant différer de celle de la structure réelle. Afin de caractériser adéquatement les performances mécaniques attendues de la structure réelle, trois moyens peuvent être envisagés. Premièrement, les essais de caractérisation pourraient être effectués sur des spécimens plus représentatifs de l'élément à l'étude en termes de taille et de mode de coulée. Deuxièmement, un facteur de correction de l'orientation pourrait être introduit afin de réduire ou majorer les propriétés mécaniques attendues dans la structure. Troisièmement, il serait aussi possible d'utiliser de plus grands facteurs de tenue des matériaux dans la conception.

L'introduction d'un facteur de correction de l'orientation dans les équations permettrait de lier le comportement des essais de caractérisation à celui de la structure réelle. Pour l'instant, aucune norme ne propose de méthodologie complète afin de prendre en compte cette différence d'orientation. Toutefois, le MC2010 propose l'intégration partielle de cette notion.

Cette section permettra de mettre de l'avant les différentes méthodes et équations utilisées par les normes afin de considérer le comportement en traction, en flexion et en cisaillement des BRF. De plus, les avancements en ce qui a trait à la prise en compte de l'orientation des fibres seront présentés.

2.5.1 Code modèle du *fib* 2010

Le MC2010 propose de caractériser le comportement en traction des BRF à l'aide d'un essai de flexion 3 points. Une fois cet essai réalisé et la courbe force-déplacement obtenue, une méthode

simplifiée permettant de retrouver la loi constitutive en traction est proposée. Cette méthode simplifiée, en plus d'être simple d'utilisation permet la prise en compte du coefficient d'orientation des fibres à l'aide d'un facteur dénoté « K ». Finalement, le MC2010 propose des méthodes de dimensionnement en flexion et en cisaillement compte tenu des propriétés mécaniques du BRF.

2.5.1.1 Limitations de la norme et hypothèse

Tout d'abord, les concepts et équations proposées par le MC2010 sont basés sur quelques limitations et hypothèses qui sont présentées ci-dessous (MC2010, 2010) :

- La résistance en compression est assumée comme étant la même que celle d'un béton sans fibre. C'est-à-dire que l'augmentation de la ductilité post-pic est négligée ;
- L'ouverture maximale des fissures (w_u) est considérée égale à 2.5mm ;
- La déformation maximale du béton en traction (ε_{fu}) est de 2% pour une distribution variable des déformations sur la section et de 1% pour une distribution constante des déformations sur la section.

La méthodologie s'applique plus particulièrement à des bétons présentant un comportement adoucissant en traction directe, toutefois celle-ci peut s'appliquer à des bétons présentant un comportement écrouissant (MC2010, 2010)

2.5.1.2 Essai de caractérisation et définitions des contraintes résiduelles

Selon le MC2010, la caractérisation de la loi constitutive en traction des BRF s'effectue typiquement à partir des contraintes résiduelles de traction obtenues d'un essai de flexion 3 points (EN14651, 2005). D'autres types d'essais de caractérisation peuvent aussi être utilisé selon ce code modèle, une corrélation entre ces essais et l'essai de flexion 3 points doit toutefois être démontrée.

Afin d'identifier la loi constitutive en traction, la méthode simplifiée proposée par le MC2010 nécessite la détermination des contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} qui sont évaluées à des ouvertures de fissures correspondant respectivement à 0.5mm et 2.5mm. Ces contraintes résiduelles peuvent être déterminées soit en fonction de l'ouverture de fissure à mi-portée (CMOD) ou bien en fonction du déplacement vertical à la mi-portée (δ_r). La détermination de ces contraintes (en MPa) s'effectue à partir des équations 2.10 et 2.11 et une courbe force-ouverture de fissure typique est présentée à

la **Figure 2-27**. Sur cette figure, la ligne en gras continue représente le comportement d'un BRF, tandis que la section ombragée représente le comportement d'un BO.

$$CMOD_1 = 0.5\,mm \qquad \delta_{R1} = 0.46\,mm \qquad f_{R1}: \frac{3F_{R1}L}{2bh_{sp}^2} \tag{2.10}$$

$$CMOD_3 = 2.5\,mm \qquad \delta_{R3} = 2.165\,mm \qquad f_{R3}: \frac{3F_{R3}L}{2bh_{sp}^2} \tag{2.11}$$

Où F_r représente la force appliquée (en N), L la portée libre (en mm), b la largeur du spécimen (en mm) et h_{sp} la hauteur du spécimen (en mm) au droit de l'entaille.

Figure 2-27: Courbe force-ouverture de fissure typique d'un essai de flexion 3 points (MC2010, 2010)

2.5.1.3 Longueur caractéristique

Tel que présenté dans la section 2.1.3, l'intégration d'une longueur caractéristique (l_{cr}) permet de relier les courbes contrainte-ouverture de fissure (σ-w) aux courbes contrainte-déformation (σ-ε) afin d'obtenir une courbe contrainte-déformation équivalente.

Pour un matériau présentant un comportement adoucissant et muni d'armature longitudinale, il est généralement admis que la longueur caractéristique équivaut à la distance entre l'axe neutre de la section et la fibre extrême en traction (y) lorsqu'il y a présence d'une fissuration unique, et prend une valeur équivalente à l'espacement des fissures (s_{rm}) lorsqu'il y a multifissuration. Dans le premier cas, aucune contribution des fibres en traction ne doit être considérée pour déterminer la hauteur de l'axe neutre et le chargement doit être celui correspondant à l'état limite de service. Finalement, pour une section sans armature longitudinale, la longueur caractéristique est prise égale à la hauteur de la pièce (h). On obtient alors le système d'équations suivant :

$$l_{cr} = \min(s_{rm}, y) \qquad (Section\ avec\ armature\ longitudinale) \tag{2.12}$$

$$l_{cr} = h \qquad (Section\ sans\ armature\ longitudinale) \tag{2.13}$$

L'espacement moyen des fissures (s_{rm}) pour une poutre munie d'armature conventionnelle s'exprime selon l'équation 2.14 :

$$s_{rm} = \xi \left(50 + 0.25 k_1 k_2 \frac{\phi}{\rho}\right) \tag{2.14}$$

Lors d'une modélisation par éléments finis, la longueur caractéristique dépend habituellement de données intrinsèques du modèle tel que la taille des éléments. De plus, selon di Prisco et al. (2013a), la longueur caractéristique peut aussi être considérée égale à la taille maximale des granulats. Finalement, la longueur caractéristique est réputée avoir un effet important sur la fissuration d'un modèle par éléments finis et elle permet, entre autres, de localiser la fissuration (di Prisco et al., 2013a).

2.5.1.4 Détermination de la loi constitutive en traction

Dans l'objectif de simplifier le comportement en traction du BRF et ainsi de mettre au point des méthodes de conception pratiques, le MC2010 présente deux modèles distincts qui permettent de représenter le comportement post-fissuration en traction du BRF. Tout d'abord, le MC2010 propose un modèle à contrainte de traction constante qui se nomme le modèle rigide plastique. Ce modèle, tel que présenté sur la **figure 2-28**, dépend d'un seul paramètre qui est dénoté f_{Ftu}, la contrainte à l'état limite ultime. Ce paramètre représente en fait la contrainte de conception qui permet de considérer l'apport du BRF en traction. Cette contrainte de conception est définie selon l'équation 2.15 et elle est directement proportionnelle à la contrainte résiduelle f_{R3} obtenue d'un essai de flexion trois points.

$$f_{Ftu} = \frac{f_{R3}}{3} \tag{2.15}$$

Par la suite, le MC2010 propose un deuxième modèle qui, cette fois, permet la prise en compte d'un comportement linéaire en traction du BRF. Ce modèle se nomme le modèle linéaire et il permet, de par sa variation linéaire des contraintes, la prise en compte d'un comportement adoucissant et écrouissant en traction. Ce modèle est défini à l'aide de deux paramètres de référence qui sont dénotés f_{Fts} et f_{Ftu} qui sont illustrés sur la **figure 2-28**. Ces contraintes représentent en fait les contraintes à l'état limite de service (f_{Fts}) et à l'état limite ultime (f_{Ftu}). Ces dernières s'expriment respectivement selon les équations 2.16 et 2.17.

$$f_{Fts} = 0.45 f_{R1} \tag{2.16}$$

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3}(f_{Fts} - 0.5 f_{R3} + 0.2 f_{R1}) \geq 0 \tag{2.17}$$

Tel que décrit dans le MC2010, ces équations ont été déterminées en effectuant l'équilibre des forces et des moments sur des sections présentant des distributions de contraintes hypothétiques aux états limites ultime et de service. Le paramètre w_u qui représente l'ouverture de fissure maximale acceptée pour la conception structurale s'exprime selon l'équation 2.18 :

$$w_u = l_{cr}\, \varepsilon_{fu} \tag{2.18}$$

Où,

$\varepsilon_{fu} = 2\%$ $(distibution\ variable\ des\ déformations\ sur\ la\ section)$

$\varepsilon_{fu} = 1\%$ $(déformation\ en\ traction\ sur\ la\ section)$

De plus, le MC2010 propose une valeur maximale d'ouverture de fissure de 2.5 mm. En tenant compte de cette restriction, le paramètre w_u peut donc s'exprimer selon l'équation 2.19.

$$w_u = \min\left(l_{cr}\, \varepsilon_{fu}; 2.5\right) \tag{2.19}$$

a) **b)**

Figure 2-28: Modélisation de la loi constitutive en traction du BRF, a) Modèle rigide plastique, b) Modèle linéaire

Finalement, afin d'être cohérent avec les lignes directrices de l'Eurocode 2, la portion pré-pic de la courbe contrainte-déformation, provenant de la résistance de la matrice cimentaire, n'est pas prise en compte dans ces modèles. Toutefois, afin de procéder à des analyses plus précises ainsi que pour l'évaluation des contraintes à l'état limite de service, il est possible d'utiliser la représentation des contraintes illustrées sur la **Figure 2-29**.

Figure 2-29: Représentation de la loi constitutive en traction (MC2010, 2010)

2.5.1.5 Influence de l'orientation des fibres

Étant donné les nombreuses recherches effectuées dans les dernières années qui ont démontré l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en traction du BRF, le MC2010 propose l'intégration d'un facteur de correction de l'orientation des fibres dénoté « K ». Ce facteur permet d'effectuer un lien entre l'orientation des fibres des spécimens de caractérisation et l'orientation des fibres réelle de la structure à l'étude. Pour ce faire, ce facteur d'orientation s'applique directement sur les contraintes de conception f_{Fts} et f_{Ftu} afin de réduire ou majorer celles-ci tel que l'illustrent les équations 2.20 et 2.21.

$$f_{Ftsd} = \frac{f_{Fts}}{k} \tag{2.20}$$

$$f_{Ftud} = \frac{f_{Ftu}}{k} \tag{2.21}$$

Afin de guider le concepteur dans le choix d'une valeur du facteur « K », le MC2010 propose les valeurs suivantes en fonction de l'effet de l'orientation des fibres attendu sur l'élément à l'étude :

$$K < 1 \rightarrow Effet\ favorable \tag{2.22}$$

$$K > 1 \rightarrow Effet\ défavorable \tag{2.23}$$

$$K = 1 \rightarrow Condition\ isotropique \tag{2.24}$$

En observant les équations 2.22 à 2.24, on constate que la détermination exacte des valeurs du facteur « K » est laissée libre aux concepteurs. Actuellement, il est donc encore difficile d'utiliser

ce paramètre en conception étant donné le manque d'informations sur les valeurs représentatives de celui-ci pour différents éléments structuraux.

2.5.1.6 Résistance en flexion

Le calcul de la résistance en flexion du BRF s'effectue selon des distributions de contraintes simplifiées, autant en traction qu'en compression. Cette méthodologie de calcul permet donc d'être cohérent avec celle présentée dans l'Eurocode 2 qui utilise un bloc de contrainte équivalente pour le comportement en compression du BO. Dans le cas du BRF, le MC2010 propose l'utilisation de ce même bloc de contraintes équivalentes en compression en plus de la considération d'un bloc de contrainte équivalente en traction. Ces contraintes de traction équivalentes peuvent être considérées égales à celles obtenues de l'un ou l'autre des deux modèles présentés dans la section 2.5.1.4. La **Figure 2-30** présente le principe mis de l'avant par le MC2010.

Figure 2-30: Contraintes de conception pour un élément en flexion (MC2010, 2010)

Comme l'illustre cette figure, le MC2010 propose deux options quant à la modélisation du comportement flexionnel. La première option permet une modélisation plus représentative du comportement flexionnel du BRF étant donné la prise en compte d'un comportement parabole-rectangle en compression et d'un comportement bilinéaire en traction. La deuxième option est, quant à elle, plus simple d'utilisation, mais légèrement moins précise quant à la représentation du comportement flexionnel du BRF. Finalement, la rupture en flexion de la pièce survient lorsqu'un de ces états limites de déformation est atteint :

$\varepsilon_{cu} > 0.0035$ $\quad$ $(Atteinte\ de\ la\ déformation\ maximale\ en\ compression)$

$\varepsilon_{fu} > 0.01$ $\quad$ $(Atteinte\ de\ la\ déformation\ maximale\ dans\ l'acier\ d'armature)$

$\varepsilon_{cu} > 0.02\ ou\ 0.01$ $\quad$ $(Atteinte\ de\ la\ déformation\ maximale\ du\ BRF\ en\ traction)$

Tel que mentionné dans la section 2.5.1.5, le facteur «K» prenant en compte l'orientation des fibres dans le spécimen à l'étude permet d'ajuster les contraintes de traction en fonction de l'orientation des fibres anticipée. Ce facteur s'applique directement sur les contraintes équivalentes de conception et seulement sur les contraintes de traction.

2.5.1.7 Résistance en cisaillement

Le MC2010 propose la prise en compte de l'apport des fibres en cisaillement selon trois différentes situations. Premièrement, des équations sont proposées dans le cas où l'élément à l'étude ne comporte pas d'étrier ni d'armature longitudinale. Deuxièmement, des équations différentes sont proposées lorsqu'un élément comporte uniquement des barres d'armatures longitudinales sans étrier et, finalement, le MC2010 propose une méthodologie à suivre dans le cas où il y a présence d'armatures longitudinales et d'étriers.

2.5.1.7.1 Résistance au cisaillement sans armature longitudinale et sans étrier

Selon le MC2010, l'utilisation unique du BRF pour reprendre les efforts de cisaillement ne peut être applicable que dans le cas où ce matériau présente un comportement écrouissant en traction. Dans ce cas, le principe de base mis de l'avant est que la contrainte principale de traction (σ_1) résultant des efforts de cisaillement ne doit pas être supérieure à la contrainte de conception en traction (f_{Ftu}). Ce principe peut alors s'exprimer selon l'équation 2.25 dans laquelle γ_f représente le facteur de sécurité partiel et l'indice k indique qu'il s'agit de contraintes caractéristiques.

$$\sigma_1 \leq \frac{f_{Ftuk}}{\gamma_f} \tag{2.25}$$

Tel que présenté dans les sections précédentes, la contrainte de conception en traction prend l'expression suivante pour le modèle rigide plastique :

$$f_{Ftuk} = \frac{f_{R3k}}{3} \tag{2.26}$$

Lorsqu'une section est soumise uniquement à un effort de cisaillement, la contrainte principale de traction est égale à la contrainte de cisaillement. Puis, à l'état limite ultime, où il y a rupture de la section, la contrainte de cisaillement peut être approximée avec l'équation 2.27 dans laquelle τ représente la contrainte de cisaillement, V_{cis} représente l'effort de cisaillement et A représente l'aire de la section où le cisaillement s'applique (Coccia et al., 2015b).

$$\tau = \frac{V_{cis}}{A} \tag{2.27}$$

2.5.1.7.2 Résistance au cisaillement avec armature longitudinale et sans étrier

Lorsque l'élément à l'étude comporte un renforcement effectué à l'aide d'armatures longitudinales uniquement, le MC2010 propose une équation empirique permettant de prendre en compte l'effet mixte des barres d'armatures longitudinales et des fibres. L'équation proposée est en fait une adaptation de celle proposée dans l'Eurocode 2 pour inclure l'effet des fibres. Pour ce faire, le MC2010 propose de prendre en compte l'effet des fibres en modifiant le ratio d'armature longitudinale (ρ_1). Ce principe est illustré par l'équation 2.29 qui est une adaptation de l'équation 2.28 proposée dans l'Eurocode 2 pour le béton armé.

$$V_{Rd} = \left\{\frac{0.18}{\gamma_c} k \left[100\rho_1 f_{fck}\right]^{\frac{1}{3}} + 0.15\sigma_{cp}\right\} b_w d \tag{2.28}$$

$$V_{Rd,f} = \left\{\frac{0.18}{\gamma_c} k \left[100\rho_1 \left(1 + 7.5\frac{f_{Ftuk}}{f_{fck}}\right) f_{fck}\right]^{\frac{1}{3}} + 0.15\sigma_{cp}\right\} b_w d \tag{2.29}$$

Où,

γ_c: *Facteur de sécurité partiel pour un béton ordinaire (sans fibre)*

k: *Coefficient pour prende en compte l'effet d'échelle* $\left(1 + \sqrt{200/d} \leq 2.0\right)$

d: *Profondeur effective de la section en flexion (mm)*

ρ_1: *Ratio d'armature longitudinale* $(A_{sl}/b_w d)$

A_{sl}: *Air d'armature longitudinale* (mm^2)

σ_{cp}: *Contrainte axiale moyenne (MPa) sur la section* A_c (mm^2) *causée par un effort normal* $N_{ed}(N)$ *où* N_{ed} *est supérieure à zéro pour un effort de compression* $(N_{ed}/A_c \leq 0.2 f_{cd})$

b_w: *Largeur minimale de la section dans la zone tendue (mm)*

Le terme f_{Ftuk} présent dans l'équation 2.29, est déterminé selon le modèle linéaire pour une ouverture de fissure à l'ultime (w_u) de 1.5 mm. Cette équation comporte de plus quelques limitations. En effet, celle-ci n'est valide que dans le cas de rupture en cisaillement diagonal où le ratio a/d est supérieur ou égal à 2.5. Finalement, dans cette équation, le terme qui permet de prendre en compte l'apport des fibres dans la résistance au cisaillement est le suivant :

$$\left\{\frac{0.18}{\gamma_c}k\left[100\rho_1\left(7.5\frac{f_{Ftuk}}{f_{fck}}\right)f_{fck}\right]^{\frac{1}{3}}\right\}b_w d$$

Le MC2010 propose de plus une valeur minimale de résistance au cisaillement. Cette valeur se traduit selon l'équation 2.30.

$$V_{Rd,f\ min} = \left(0.035k^{\frac{3}{2}}f_{ck}^{\frac{1}{2}} + 0.15\sigma_{cp}\right)b_w d \tag{2.30}$$

2.5.1.7.3 Résistance au cisaillement avec armature longitudinale et étrier

Afin d'être cohérent avec les méthodes de calculs existantes, la résistance au cisaillement d'un élément muni d'armature longitudinale et d'étrier se calcule en cumulant les termes de résistance du béton, des étriers et des fibres. Il s'agit donc d'ajouter le terme $V_{Rd,f}$ dans les équations proposés pour calculer la résistance en cisaillement du béton armé.

2.5.2 RILEM 2003

Tout comme le MC2010, le comité RILEM propose de caractériser le comportement en traction du BRF à l'aide d'un essai de flexions 3 points. À partir de cet essai, des courbes force-déplacement caractéristiques du matériau à l'étude sont obtenues et une méthode simplifiée permettant de retrouver la loi constitutive en traction à partir du comportement flexionnel observé est proposée. Le comité RILEM propose de plus l'intégration d'un facteur qui permet de considérer l'effet d'échelle. Cet effet d'échelle permet de considérer l'influence de la taille d'un spécimen sur le comportement mécanique. Toutefois, contrairement au MC2010, aucun facteur permettant de considérer l'effet de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique n'est considéré. Finalement, le comité RILEM propose aussi des méthodes de dimensionnement en flexion et en cisaillement qui seront présentées un peu plus loin dans cette section.

2.5.2.1 Limitations et hypothèse

Tout d'abord, les concepts et équations proposées par le comité RILEM sont basés sur quelques limitations et hypothèses qui sont présentées ci-dessous (Rilem, 2003):

- La résistance en compression est assumée comme étant la même que celle d'un béton sans fibre. C'est-à-dire que l'augmentation de la ductilité post-pic est négligée ;

- L'ouverture maximale des fissures en traction est posée à 3.5 mm. Au-delà de cette limite il est considéré que les fibres ne peuvent pas être ancrées adéquatement de part et d'autre de la matrice cimentaire ;
- La déformation maximale en compression pour une section soumise à de la flexion est de 0.35%.

La méthodologie proposée est valide pour des bétons ayant une résistance à la compression inférieure à 50 MPa. Pour des bétons dont la résistance à la compression est supérieure à cette limite, le comité RILEM indique qu'une vérification doit être effectuée afin de s'assurer que les fibres ne cèdent pas de manière fragile avant l'arrachement.

2.5.2.2 Essai de caractérisation et définitions des contraintes résiduelles

Tel qu'indiqué précédemment pour le MC2010, le comité RILEM propose de caractériser le comportement en traction du BRF à partir d'un essai de flexion 3 points (EN 14651). Les contraintes nécessaires à la caractérisation de la loi constitutive en traction du BRF sont par la suite calculées depuis les courbes forces-déplacements obtenues de cet essai. Ces contraintes sont les suivantes :

$f_{fctm,fl}$: $Contrainte\ moyenne\ de\ flexion\ (MPa)$

f_{R1}: $Contrainte\ résiduelle\ de\ flexion$ à $CMOD = 0.5\ mm\ (MPa)$

f_{R4}: $Contrainte\ résiduelle\ de\ flexion$ à $CMOD = 3.5\ mm\ (MPa)$

f_{eq2}: $Contrainte\ équivalente\ de\ flexion$ à $\delta_2\ (MPa)$

f_{eq3}: $Contrainte\ équivalente\ de\ flexion$ à $\delta_3 (MPa)$

Où,

$\delta_2 = \delta_L + 0.65\ mm$

$\delta_3 = \delta_L + 2.65\ mm$

$\delta_L = Déplacement\ correspondant$ à $F_u (mm)$

$F_u = Force\ maximale\ pour\ un\ déplacement\ vertical\ ou\ une\ ouverture\ de\ fissure\ inférieure$ à $0.05\ mm$

Tel que l'indique l'équation 2.31, la contrainte $f_{fctm,fl}$ (MPa) est calculé à partir de la variable F_u (N) qui correspond à la force la plus élevée située dans l'intervalle de déplacement (δ) ou d'ouverture de fissure (CMOD) variant de 0 à 0.05mm (Barros et al., 2005). Dans cette équation, L correspond à la portée libre (en mm), b représente la largeur du spécimen (en mm) et h_{sp} correspond à la hauteur du spécimen au droit de l'entaille (en mm).

$$f_{fctm,fl}: \frac{3F_u L}{2bh_{sp}^2} \tag{2.31}$$

Par la suite, les contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R4} se calculent respectivement selon les équations 2.32 et 2.33 et correspondent donc à des contraintes calculées pour des déplacements verticaux (δ) ou des ouvertures de fissures (CMOD) précises.

$$CMOD_1 = 0.5\ mm \qquad \delta_{R1} = 0.46\ mm \qquad f_{R1} = \frac{3F_{R1}L}{2bh_{sp}^2} \tag{2.32}$$

$$CMOD_4 = 3.5\ mm \qquad \delta_{R4} = 3.00\ mm \qquad f_{R4} = \frac{3F_{R4}L}{2bh_{sp}^2} \tag{2.33}$$

En remplacement des contraintes f_{R1} et f_{R4}, le comité RILEM propose aussi l'utilisation de contraintes équivalentes dénotées f_{eq2} et f_{eq3}. Étant fonction de l'énergie dissipée pour une déflexion donnée, les contraintes équivalentes ont l'avantage d'offrir des résultats plus représentatifs, car elles sont indépendantes des irrégularités ponctuelles des courbes forces-déplacements. Ces contraintes sont toutefois plus difficiles et fastidieuses à évaluer (Barros et al., 2005). Le calcul des contraintes équivalentes est illustré sur la **Figure 2-31**.

Figure 2-31: Calcul des contraintes équivalentes f_{eq2} et f_{eq3} (Lameiras et al., 2015)

2.5.2.3 Effet d'échelle

Afin de prendre en compte l'effet d'échelle sur le comportement mécanique des BRF, le comité RILEM propose l'intégration d'un facteur dénoté k_h. Tel que l'indique l'équation 2.34, ce facteur permet de réduire les contraintes obtenues des spécimens de caractérisation en fonction de la hauteur réelle de l'élément à l'étude (*h*). En effet, cette équation permet uniquement de réduire les contraintes obtenues des spécimens de caractérisation étant donné la valeur limitée à 1.0.

$$k_h = 1 - \frac{0.6(h - 125)}{475} \qquad 125 \leq h \leq 600\ mm \tag{2.34}$$

La **Figure 2-32** permet de visualiser la variation du coefficient k_h en fonction de la taille de l'élément à l'étude. Tel qu'il sera présenté dans la section suivante, le coefficient k_h s'applique uniquement sur les contraintes résiduelles en flexion.

Figure 2-32: Coefficient prenant en compte l'effet d'échelle (Rilem, 2003)

2.5.2.4 Détermination de la loi constitutive en traction

Tel qu'indiqué dans la section 2.5.2.2, le comité RILEM propose de caractériser le comportement en traction des BRF à l'aide des contraintes résiduelles obtenues d'un essai de flexion 3 points. Un modèle à contraintes variables est proposé par le comité RILEM et les principaux paramètres peuvent être déterminés selon les équations 2.35 à 2.37.

$$\sigma_1 = 0.7 f_{fctm,fl}(1.6 - d) \qquad \varepsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E_c} \tag{2.35}$$

$$\sigma_2 = 0.45 f_{R1} k_h \qquad \varepsilon_2 = \varepsilon_1 + 0.01\% \tag{2.36}$$

$$\sigma_3 = 0.37 f_{R4} k_h \qquad \varepsilon_3 = 2.5\% \tag{2.37}$$

Où,

$d: Pronfondeur\ effective\ de\ la\ section\ en\ flexion\ (mm)$

$E_C: Module\ élastique\ du\ béton\ (MPa)$

À l'aide de ces équations et de la **Figure 2-33**, on constate qu'il s'agit d'un modèle trilinéaire dont les changements de pentes sont caractérisés par les contraintes des équations 2.35 à 2.37.

Figure 2-33: Diagramme contrainte-déformation (Ferrara et al., 2012)

2.5.2.5 Résistance en flexion

Le comité RILEM propose de calculer la résistance en flexion d'un élément selon le diagramme de contraintes équivalentes présenté sur la **Figure 2-33**. Le comportement en traction est tel que défini dans la section 2.5.2.4, tandis que le comportement en compression est considéré comme étant le même que celui d'un béton ordinaire et la déformation maximale du béton en compression est de 0.35%. Aux fins de calcul, la contrainte de compression est considérée équivalente à $0.85f_{fcd}$ et la contrainte de conception (f_{fcd}) est déterminée selon l'équation 2.38 dans laquelle γ_d représente le facteur de sécurité partiel. Cette contrainte de conception est directement proportionnelle à la contrainte de compression caractéristique (f_{fck}).

$$f_{fcd} = \frac{f_{fck}}{\gamma_d} \tag{2.38}$$

2.5.2.6 Résistance en cisaillement

De façon semblable à celle effectuée dans le MC2010, le comité RILEM évalue la résistance ultime au cisaillement en additionnant les composantes liées à la contribution du béton (V_c), des étriers (V_w) et des fibres (V_{fiber}). La résistance au cisaillement (V_R) se calcule donc selon l'équation 2.39.

$$V_R = V_c + V_w + V_{fiber} \leq V_{Rc} \tag{2.39}$$

À l'aide de cette équation, on constate qu'une limite maximale est imposée à la résistance en cisaillement du BRF. En effet, tel que pour le béton armé, la résistance en cisaillement d'un élément en BRF ne peut pas dépasser la résistance du béton à l'écrasement en compression (V_{Rc}). Les équations 2.40 et 2.41 représentent respectivement le calcul de la contribution du béton et des étriers à la résistance en cisaillement. L'équation 2.42 permet de calculer la résistance du béton à l'écrasement. Il est à noter que ces équations proviennent des recommandations effectuées dans l'Eurocode 2.

$$V_C = \left\{0.12k\left[100\rho_1 f_{fck}\right]^{\frac{1}{3}} + 0.15\sigma_{cp}\right\} b_w d \tag{2.40}$$

$$V_w = \frac{A_{sw}}{s} 0.9 d f_{ywd}(1 + \cot\alpha)\sin\alpha \tag{2.41}$$

$$V_{Rc} = \frac{1}{2}\upsilon f_{cd} 0.9 d b_w (1 + \cot\alpha) \tag{2.42}$$

Où,

k: $Coefficient\ pour\ prende\ en\ compte\ l'effet\ d'échelle\ \left(1 + \sqrt{200/d} \leq 2.0\right)$

d: $Profondeur\ effective\ de\ la\ section\ en\ flexion\ (mm)$

ρ_1: $Ratio\ d'armature\ longitudinale\ (A_{sl}/b_w d)$

σ_{cp}: $Contrainte\ axiale\ moyenne\ (MPa)\ sur\ la\ section\ A_c\ (mm^2) causée\ par\ un\ effort\ normal\ N_{sd}(N)$ où N_{sd} $est\ supérieure$ à $zéro\ pour\ un\ effort\ de\ compression\ (N_{sd}/A_c)$

b_w: $Largeur\ minimale\ de\ la\ section\ dans\ la\ zone\ tendue\ (mm)$

A_{sw}: $Air\ des\ étriers\ (mm)$

s: $Espacement\ des\ étriers\ (mm)$

f_{ywd}: $Contrainte\ élastique\ des\ étriers\ (MPa)$

α: $Angle\ d'inclinaison\ des\ étriers\ par\ rapport$ à $la\ direction\ longitudinale\ (45° \leq \alpha \leq 90°)$

$\upsilon : 0.7 - f_{fck}/200 \geq 0.5$

Pour ce qui est de la contribution des fibres (V_f) à la résistance au cisaillement du BRF, le comité RILEM propose de calculer celle-ci selon l'équation 2.43 :

$$V_{fiber} = k_f\ k\ cos\theta\ \tau_{fd}\ b_w\ d\ \cot\theta \tag{2.43}$$

Dans cette équation, l'angle θ représente l'inclinaison des bielles de compression. En assumant un angle de 45° pour ces bielles, l'équation 2.43 prend la formulation suivante :

$$V_{fiber} = 0.7\ k_f\ k\ \tau_{fd}\ b_w\ d \tag{2.44}$$

Dans l'équation 2.44, le facteur k_f permet de prendre en compte la résistance procurée par les ailes d'un profilé en té. Cette contribution se calcule selon l'équation 2.45 et dans le cas d'une section rectangulaire, k_f est égal à 1.

$$k_f = 1 + n\left(\frac{h_f}{b_w}\right)\left(\frac{h_f}{d}\right) \leq 1.5 \tag{2.45}$$

Où,

$$n = \frac{b_f - b_w}{h_f} \leq \min\left(3, \frac{3b_w}{h_f}\right) \tag{2.46}$$

Le comité RILEM propose de plus l'intégration d'un facteur dénoté « k » qui permet de prendre en compte l'effet d'échelle sur le comportement en cisaillement. Ce facteur se calcule selon l'équation 2.47. Finalement, la contribution des fibres à la résistance en cisaillement est représentée à l'aide du facteur dénoté τ_{fd} qui se calcule selon l'équation 2.48. Ce facteur représente en fait la contrainte de cisaillement à laquelle peuvent résister les fibres.

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2.0 \tag{2.47}$$

$$\tau_{fd} = \frac{0.18}{\gamma_c} f_{R4} \tag{2.48}$$

Où,

γ_c: *Facteur de sécurité partiel pour un béton ordinaire (sans fibre)*

2.6 Conclusion

Cette revue de littérature a permis de synthétiser les résultats de plusieurs travaux de recherches et ouvrages de référence afin de permettre une meilleure compréhension de l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BRF. Tout d'abord, le coefficient d'orientation des fibres a été défini comme étant un facteur représentant l'orientation moyenne des fibres sur le plan de rupture à l'étude. Par la suite, plusieurs méthodes permettant de déterminer ce coefficient d'orientation ont été décrites telles que l'équation proposée par Krenchel (1975) qui permet un calcul simple et manuel. Par après, l'importance de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique du BRF a été présentée. En effet, plusieurs auteurs ont démontré l'importance de ce paramètre sur le comportement en traction (Abrishambaf et al., 2013; Delsol,

2012; Ferrara et al., 2012; Hollmann & Wille, 2013) et en flexion (Behloul, 1996; Ferrara et al., 2012; Zerbino et al., 2012) du BRF en illustrant l'effet positif d'une orientation favorable sur le comportement mécanique. Des augmentations de l'ordre de 100% (Delsol & Charron, 2013; Ferrara et al., 2012; Hollmann & Wille, 2013) de la résistance maximale en traction et en flexion ont été constatées pour des orientations de fibres favorables par rapport à des conditions où l'orientation était défavorable. Pour ce qui est du comportement en cisaillement, un effet positif dû à une orientation favorable des fibres a aussi été constaté à quelques reprises (Boulekbache et al., 2012), mais pour l'instant peu d'études ont été réalisées sur ce sujet. Finalement, les équations proposées dans le MC2010 et par le comité RILEM pour la conception du BRF ont été présentées. Pour le MC2010, il a été constaté qu'un facteur prenant en compte l'orientation des fibres a été intégré, mais que celui-ci reste toutefois difficile à quantifier dans la pratique. Aucun facteur ne prenant en compte l'orientation des fibres n'est toutefois considéré dans les recommandations effectuées par le comité RILEM.

Ce projet de recherche a donc comme objectif d'approfondir les connaissances sur l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BRF ainsi que de combler certains manques qui ont été constatés quant à la définition du facteur d'orientation dans les normes de conception. Il sera donc question de mieux comprendre l'influence de l'orientation des fibres sur les comportements en cisaillement, en flexion et en traction du BRF ainsi que de mettre au point une méthodologie qui permettra d'intégrer aisément en pratique le coefficient d'orientation des fibres.

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

Cette section présente le programme de recherche réalisé pour atteindre les objectifs spécifiques du projet. La méthode de fabrication de la dalle, les essais mécaniques réalisés ainsi que le programme de détection de l'orientation des fibres sont présentés. Les principaux résultats expérimentaux et leurs analyses seront présentés dans le Chapitre 4 sous la forme d'un article scientifique. Les résultats expérimentaux complémentaires seront abordés dans le Chapitre 5 : Analyses complémentaires et discussion générale.

3.1 Programme expérimental

Tel que présenté précédemment, l'objectif principal de ce projet de recherche consiste à déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BRF. Pour ce faire, une campagne d'essais expérimentale a été réalisée sur des spécimens de BRF présentant différentes orientations de fibres. Le BRF utilisé dans le cadre de ce projet contenait 1% de macrofibres d'acier et la résistance à la compression visée après 28 jours était de 80 MPa. Plusieurs essais de caractérisation standard à l'état frais et à l'état durcis ont été réalisés sur le matériau à l'étude. Les essais effectués ainsi que les résultats de ceux-ci sont présentés dans les sections suivantes. Par la suite, le programme expérimental principal comportait la réalisation de 4 types d'essais mécaniques qui sont présentés dans le **Tableau 3-1**. Il est à noter que la réalisation des essais de traction directe a été effectuée dans le cadre de la maitrise cours de Digonat (2015). Tel qu'il sera présenté dans les sections suivantes, l'ensemble des essais a été réalisé sur des spécimens présentant des orientations de fibres théoriques de 0°, 30° et 60°. Dans ce qui suit, la procédure de fabrication des spécimens ainsi que les différents types d'essais effectués seront illustrés et détaillés.

Tableau 3-1 : Essais de caractérisation

Type d'essais	Norme
Traction directe	Rilem TC 162-TDF
Flexion 3 points	EN14651
Flexion 4 points	ASTM C-1609
Cisaillement	JSCE-G 553-1999

3.2 Technique pour orienter les fibres dans le BRF

3.2.1 Critères de fabrication

Lors de la définition du programme expérimental, deux critères principaux ont été identifiés comme étant primordiaux à l'obtention de résultats représentatifs et significatifs. Le premier critère était l'obtention de spécimens présentant une composition uniforme et des propriétés mécaniques (f'_c, E_c) homogènes et le deuxième critère était l'obtention de diverses orientations préférentielles de fibres.

Tout d'abord, afin de favoriser une homogénéité des spécimens, il a été déterminé que ceux-ci devaient être fabriqués à l'aide d'une seule coulée et, plus précisément, extraits d'un même élément en BRF. Par la suite, pour obtenir des orientations préférentielles de fibre dans les spécimens, les facteurs d'influence présentés dans la section 2.3.3 ont été considérés. En rappel, ces facteurs sont les suivants et sont reconnus comme ayant une influence marquée sur l'induction d'une orientation préférentielle des fibres :

- propriétés du BRF à l'état frais ;
- méthode de mise en place du BRF ;
- effet de bord à proximité des coffrages.

En considérant ces différents facteurs, il a été conclu que la méthode de mise en place appropriée devait introduire une orientation préférentielle des fibres selon un écoulement rectiligne et que l'effet de bord devait être utilisé afin d'augmenter l'écart entre les diverses orientations de fibres. En conclusion, le BRF idéal devait avoir les caractéristiques suivantes :

- être un béton autoplaçant ;
- présenter un écoulement approprié sans l'aide de vibration externe ;
- présenter une viscosité suffisante afin d'éviter la ségrégation des fibres métalliques.

3.2.2 Solution retenue

En considérant les éléments mentionnés dans la section précédente, la solution retenue a été de couler une grande dalle en BRF à l'intérieur de laquelle les spécimens du programme expérimental

ont été sciés dans différentes directions. Tel que présenté sur la **Figure 3-1**, la coulée a été effectuée à partir d'une extrémité de la dalle afin d'induire une orientation préférentielle des fibres selon la direction longitudinale. Cette coulée a été effectuée en deux étapes qui seront détaillées dans la section 3.3.3. Une fois la coulée effectuée, une cure humide a été réalisée et les spécimens ont été sciés dans plusieurs directions telles qu'illustré à la **Figure 3-1**. En théorie, considérant l'orientation préférentielle des fibres induite dans la direction de l'écoulement du béton, les spécimens sciés avec un angle d'inclinaison de 0˚ par rapport à la direction de l'écoulement devraient présenter les orientations de fibres les plus favorables et vice-versa pour les spécimens sciés à 60 ˚. Le choix des orientations de coupes (0°, 30° et 60°) a été effectué de sorte à obtenir des spécimens présentant des orientations de fibres pouvant vraisemblablement être retrouver en pratique dans des éléments structuraux. De plus, la faible différence observée entre le comportement mécanique de spécimens sciés à 60° et à 90° par Hollmann et Wille (2013) & Delsol (2012) appuyait la décision de limitée les orientations de coupe à 60°.

Afin de profiter de l'effet de bord, quelques spécimens ont été sciés directement sur le bord du coffrage. Ces derniers devraient donc présenter des orientations de fibres encore plus favorables que ceux éloignés des bords du coffrage. Cet aspect sera présenté plus en détail dans le chapitre 4 Finalement, il est à noter que les spécimens n'ont pas été sciés près de la zone de coulée ni près de la fin du coffrage étant donné que ces zones ont présenté certaines perturbations de l'écoulement lors de la coulée du béton. Plus de détails concernant ces perturbations et le choix de l'emplacement des spécimens seront présentés dans le chapitre 4.

Figure 3-1: Dalle en BRF comportant les différents spécimens d'essais de la phase expérimentale

3.3 Fabrication

3.3.1 Composition du béton

Le béton utilisé pour ce projet est un BRF autoplaçant comportant 1% de fibres métalliques et présentant une résistance moyenne à la compression de 80 MPa après 28 jours. Les fibres utilisées sont des fibres Dramix avec extrémités crochetées de 35 mm de longueur et de 0.55 mm de diamètre (facteur d'élancement de 65). Le **Tableau 3-2** illustre la composition de ce mélange de béton.

Tableau 3-2: Composition du BRF80

Composante	Informations supplémentaires	Masse (kg/m^3)
Ciment (HSF)	Ciment Lafarge	685
Eau	-	181
Superplastifiant	Plastol6400	9.81
Sable	Usine de Valleyfield	870
Pierre	2.5-10mm	641
Fibres	Fibres Dramix 65/35	80
Rapport Eau/Liant (E/L)	-	0.28
% Fibres volumique	-	1 %

3.3.2 Coffrage

Lors de la fabrication du coffrage, une attention particulière a été portée à sa mise à niveau. En effet, une mise à niveau adéquate était primordiale à l'obtention d'un écoulement favorable du béton et par le fait même à l'induction d'une orientation préférentielle des fibres. La **Figure 3-2** et la **Figure 3-3** ci-dessous présentent respectivement le coffrage en cours de construction ainsi qu'une fois achevé.

a) **b)**

Figure 3-2: Coffrage, a) Pendant la construction, b) Nivellement

a) **b)**

Figure 3-3: Coffrage, a) Joint de silicone, b) État final

3.3.3 Fabrication et cure

La fabrication de la dalle a été effectuée à l'usine de Valleyfield de la compagnie Béton Brunet, car cela facilitait la production du BRF en grande quantité et permettait un bon contrôle du béton et l'entreposage adéquat de la dalle. En effet, la production en grande quantité de BRF a permis la réalisation de la dalle en une seule coulée et ainsi l'obtention de spécimens présentant des caractéristiques uniformes.

Tel que mentionné précédemment, l'obtention d'une orientation préférentielle des fibres selon le sens de l'écoulement du béton représentait un critère principal de la coulée de la dalle. Pour ce faire, la coulée a été effectuée à partir de l'extrémité en V de la dalle et directement à partir du camion-malaxeur. Un contrôle adapté de la vitesse d'écoulement du béton a pu être réalisé à partir du camion-malaxeur. La **Figure 3-4** représente schématiquement la procédure utilisée.

Figure 3-4: Coulée de la dalle directement à partir du camion-malaxeur

De plus, afin de favoriser un écoulement rectiligne, la coulée du béton a été réalisée en deux étapes. La première étape consistait à couler uniquement la portion de la dalle en V. Ceci a été effectué en bloquant l'écoulement du béton à l'aide d'une planche amovible tel qu'illustré à la **Figure 3-5a**. La deuxième étape consistait à retirer la planche amovible afin de permettre au béton de s'écouler librement selon la direction longitudinale de la dalle.

a)

b)

Figure 3-5: Coulé du béton en deux étapes, a) Schéma, b) Photos

Une fois la coulée du béton effectuée, la dalle a été surfacée manuellement à l'aide de truelles et d'une planche en bois rigide (**Figure 3-5b**). Par la suite, elle a été recouverte d'une membrane en plastique étanche afin d'éviter l'évaporation de l'eau. Finalement, une bâche a été déposée sur le dessus de la dalle dans le but d'effectuer une cure humide accélérée à 40°C pour une durée de trois jours. Cette cure accélérée a permis d'effectuer le sciage des spécimens rapidement et de libérer l'espace de travail à l'usine.

3.3.4 Sciage des spécimens

Une compagnie spécialisée dans la coupe de béton a été mandatée pour effectuer la coupe des spécimens. Le plan de coupe a été dessiné préalablement sur la dalle à l'aide d'un crayon indélébile en tenant compte de la largeur du trait de scie de ±10mm. Le sciage a été exécuté à l'aide d'une scie à eau et la précision sur les coupes a varié de ±5mm sur les dimensions désirées. Lors du sciage, une attention particulière a été portée sur le respect du plan de coupe et des dimensions attendues. La **Figure 3-6a** et la **Figure 3-6b** illustrent respectivement la dalle après le marquage des spécimens et lors du sciage des spécimens.

a)

b)

Figure 3-6: Sciage, a) Marquage de la dalle, b) Sciage des spécimens

3.4 Essais de caractérisation du béton

3.4.1 Essais à l'état frais

Plusieurs essais de caractérisation à l'état frais ont été réalisés lors de la coulée de la dalle en BRF. Les essais réalisés ainsi que les résultats obtenus sont présentés dans le **Tableau 3-3**. Les essais d'affaissement/étalement et du L-Box ont permis de confirmer le caractère autoplaçant du BRF. En effet, le BRF a présenté un étalement supérieur à 600 mm et un remplissage complet de la L-box. La température du BRF à l'état frais a présenté une valeur légèrement élevée, ceci est principalement dû au fait que la coulée a eu lieu en été lors d'une journée ensoleillée présentant une température ambiante d'environ 22°C. Par la suite, la masse volumique a présenté une valeur attendue d'environ 2500 kg/m^3. Finalement, malgré les précautions prises lors de la préparation du

mélange, une légère ségrégation statique et dynamique des fibres a été remarquée lors du sciage et de l'analyse des spécimens.

Tableau 3-3: Propriétés à l'état frais du BRF

Essais	Norme	Valeur
Température	CSA A23.2-17C	31,2 °C
Masse volumique	CSA A23.2-6C	2493 kg/m^3
Affaissement / Étalement	CSA A23.2-19C	280 / 750 mm
L-Box	EN12350-10	1 (remplissage complet)

3.4.2 Essais à l'état durci

Quatre types d'essais à l'état durci ont été réalisés dans ce programme expérimental. Ces essais ainsi que les résultats moyens obtenus pour chacun de ceux-ci sont présentés dans le **Tableau 3-4**. Afin de suivre l'évolution de ces propriétés mécaniques dans le temps, les essais de caractérisation pour la résistance à la compression, pour le module élastique ainsi que pour le coefficient de poisson ont été réalisés avant chaque série d'essais du programme expérimental. L'essai de caractérisation pour la résistance en traction à, quant à lui, été effectué uniquement à la moitié de la phase expérimentale. Il est à noter que la première série d'essais de caractérisation a débuté près de 200 jours après la coulée de la dalle et qu'une cure thermique avait été effectuée. Ces deux facteurs jumelés l'un à l'autre ont fait en sorte que les propriétés mécaniques du BRF se sont rapidement stabilisées et que pratiquement aucune variation de celles-ci n'a été observée. Une seule valeur pour chaque propriété est donc présentée.

Tout d'abord, la résistance à la compression a été déterminée selon la norme CSA A23.2 et le béton a présenté une résistance moyenne à la compression de 106 MPa. Ce résultat était attendu étant donné le faible rapport eau/liant du béton et la cure thermique réalisée. Par la suite, le module élastique ainsi que le coefficient de poisson ont été déterminés selon la norme ASTM C469 et ont présenté respectivement des valeurs attendues de 40 500 MPa et de 0.208. Finalement, la résistance à la traction a été déterminée selon un essai basé sur la norme RILEM TC 162-TDF et a présenté une valeur moyenne de 4.43 MPa. Cette valeur était attendue pour ce type de mélange.

Tableau 3-4: Propriétés à l'état durci

État durci	Norme	Valeur
Résistance en compression (f_c)	CSA A23.2-9C	106 MPa
Résistance en traction (f_t)	Basé sur RILEM TC 162-TDF*	4.43 MPa
Module élastique (E_c)	ASTM C469	40 500 MPa
Coefficient de Poisson (ν)	ASTM C469	0.208

* Le comportement en traction du béton a été obtenu à partir d'essais réalisés sur des spécimens en forme d'os.

3.5 Essais du programme expérimental

Afin de caractériser l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique du BRF, une campagne expérimentale comportant plusieurs types d'essais a été réalisée. Cette campagne a permis d'évaluer l'influence de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement du BRF. Le choix des essais réalisés dans ce projet de recherche a été établi de sorte à n'utiliser que des essais normalisés. En ce sens, l'essai européen de traction directe sur cylindre entaillé (RILEM TC 162-TDF) a été sélectionné, il n'en existe aucun dans les normes nord-américaines. Par la suite, l'essai européen de flexion 3 points (EN 14651) a été électionné étant donné que cet essai est aussi effectué sur des spécimens entaillés, permettant ainsi une comparaison aisée des résultats avec l'essai de traction directe. Désirant réaliser un essai nord-américain dans cette campagne expérimental, l'essai de flexion 4 points (ASTM C-1609) a été retenu. Finalement, le seul essai normalisé pour le cisaillement était l'essai japonais JSCE-G 533-1999, ce dernier a donc été sélectionné. Les montages et les procédures utilisées pour réaliser ces essais sont présentés dans ce qui suit. L'analyse des résultats est présentée dans les Chapitre 4 et 5.

3.5.1 Essais de traction directe - RILEM TC 162-TDF

3.5.1.1 Carottage

Les spécimens de traction directe utilisés dans ce programme expérimental sont des spécimens présentant un diamètre et une hauteur de 100 mm et ils ont été carottés directement dans la grande dalle en BRF. Lors du carottage, une attention particulière a été portée à la direction du carottage afin d'obtenir des spécimens selon les orientations désirées. Le carottage a été effectué à la mi-hauteur de la dalle dans une direction normale au plan vertical. Le montage utilisé pour effectuer le carottage est présenté sur la **Figure 3-7**.

Figure 3-7: Carottage d'un spécimen soumis à un essai de traction directe

3.5.1.2 Préparation des spécimens

Une fois extraits de la dalle, les spécimens sont rectifiés aux extrémités à l'aide d'une surfaceuse et sont entaillés à la mi-hauteur afin de créer un plan de faiblesse. Cette entaille a pour effet de localiser la fissuration lors de l'essai, celle-ci doit avoir une profondeur de 10 mm et une précision de ±1 mm. Par la suite, des encoches sont effectuées de part et d'autre de l'entaille afin d'y installer trois extensomètres disposés à des intervalles de 120°. Les extensomètres couvrent une zone de mesure initiale de 25 mm et permettent d'enregistrer les déplacements lors de l'essai. Finalement, les spécimens sont fixés à la presse à l'aide d'une colle selon le schéma présenté sur la **Figure 3-8**. Afin d'assurer un collage adéquat des spécimens à la presse, l'étape de mise en contact a été effectuée pour une durée de 1h.

Figure 3-8: Mise en place des spécimens de traction directe (De Montaignac, 2011)

3.5.1.3 Déroulement des essais

Les essais ont été réalisés sur une presse INSTRON de 2.5 MN selon les procédures indiquées dans la norme RILEM TC 162-TDF. Le choix de cette presse est basé principalement sur le fait que celle-ci possède une très grande rigidité. Cette caractéristique constitue un prérequis à la réalisation de l'essai de traction directe.

Les essais de traction directe ont été effectués en mode contrôle du déplacement des extensomètres. Le taux de chargement initial ainsi que les variations de ce taux lors de l'essai sont présentés le **Tableau 3-5** ci-dessous. Il est à noter que les forces indiquées dans ce tableau correspondent à des pourcentages de la force maximale, dans la phase post-pic, obtenus lors de ce même essai. Ainsi, l'augmentation des taux de chargement est effectuée uniquement dans la phase post-pic des essais.

Tableau 3-5: Taux de chargement de l'essai de traction directe

Vitesse (mm/min)	Force (%F_{max})
0.01	-
0.1	90
0.5	50

3.5.2 Essais de flexion 3 points - EN14651

3.5.2.1 Préparation des spécimens

L'essai de flexion 3 points a été effectué selon les exigences de la norme EN14651. En considération de cette norme, les spécimens ont présenté une section carrée de 150 x 150 mm, une longueur de 600 mm, une portée entre appuis de 500 mm et ils ont été entaillées à la mi-portée de sorte que la hauteur non-entaillée soit de 125 mm. L'entaille a pour objectif de localiser la fissuration et de faciliter la mesure des ouvertures de fissures lors de l'essai. La **Figure 3-9** illustre la disposition du montage et de l'instrumentation.

L'instrumentation pour cet essai est composée de deux capteurs verticaux et de deux capteurs horizontaux facultatifs. Ces capteurs de type LVDT (Linear voltage displacement transducers) permettent de déterminer respectivement la flèche à la mi-portée (δ) ainsi que l'ouverture de fissure au bas de l'entaille (CMOD). Pour ce projet, les capteurs horizontaux n'ont pas été utilisés. Toutefois l'équation 3.1 fournie par l'EN14651 a été employée afin de déterminer l'ouverture de fissure.

$$\delta = 0.85CMOD + 0.04 \tag{3.1}$$

Il est à noter que les capteurs verticaux sont installés de sorte à ce qu'ils ne mesurent que les déplacements verticaux du spécimen sans considération des déplacements dus à l'écrasement du montage. Afin d'assurer un bon contact entre les spécimens et le système de chargement, une couche de mortier de nivèlement (de type dry stone) a été appliquée sur le dessus des spécimens, au point d'application de la charge.

a) **b)**

Figure 3-9: Montage expérimental de l'essai de flexion trois points EN14651, a) Schéma b) Photo

Finalement, le système de chargement est composé d'une rotule ainsi que d'une plaque d'acier de 25 mm de largeur par 150 mm de longueur. Cette plaque permet de transférer de façon uniforme la charge sur la largeur complète du spécimen à l'essai. Le système d'appui est composé d'un appui rouleau (déplacement longitudinal libre) ainsi que d'un appui rouleau-rotulé (déplacement longitudinal et rotation transversale libre). La rotule permet, entre autres, d'accommoder les défauts de planéité des spécimens, tandis que les rouleaux permettent d'éviter l'introduction d'efforts de friction. Ce système d'appui est qualifié de basse friction (Wille & Parra-Montesinos, 2012)

3.5.2.2 Déroulement de l'essai

Les essais de flexion 3 points ont été réalisés en considération des procédures de la norme EN14651. Ces essais ont été effectués en mode contrôle du déplacement des LVDTs de sorte à obtenir une augmentation constante de la flèche. Le taux de chargement initial ainsi que les variations de ce taux lors de l'essai sont présentés le **Tableau 3-6**. Tel qu'indiqué pour l'essai de traction directe, les forces indiquées dans ce tableau correspondent à des pourcentages de la force maximale, dans la phase post-pic, obtenus au cours d'un même essai. Ainsi, l'augmentation des

taux de chargement est effectuée uniquement dans la phase post-pic. Finalement, il est possible de constater que cette procédure diffère quelque peu de celle proposée par l'EN14651. En effet, la norme EN14651 ne propose pas d'augmentation du taux de chargement. Ces augmentations du taux de chargement ont été effectuées dans ce cas-ci afin de réduire la durée des essais. Cela n'a toutefois pas engendré l'apparition d'effet dynamique significatif sur les résultats des essais.

Tableau 3-6: Taux de chargement de l'essai de flexion 3 points

Vitesse (mm/min)	Force (%F_{max})
0.2	-
0.5	70
1.0	50

3.5.3 Essais de flexion 4 points – ASTM C-1609

3.5.3.1 Préparation des spécimens

La préparation des spécimens de flexion 4 points a été effectuée selon les exigences de la norme ASTM-C1609. Les spécimens ont donc présenté une section carrée de 150 mm x 150 mm ainsi qu'une longueur de 600 mm. La portée libre entre les supports a été posée à 450 mm qui est égale à trois fois l'épaisseur des spécimens et les deux charges ont été appliquées aux tiers de la portée libre soit à 150 mm des appuis.

L'instrumentation requise pour cet essai consiste en deux capteurs verticaux de type LVDT placés à la mi-portée du spécimen. Ces capteurs permettent de calculer la flèche à la mi-portée en tout temps lors de l'essai. Tel que pour l'essai de flexion 3 points, ces capteurs sont installés de manière à ne mesurer que les déplacements verticaux du spécimen. Le bon contact avec le système de chargement est assuré par la présence d'une couche de mortier de nivèlement (dry stone). La **Figure 3-10** illustre la disposition du montage et des capteurs.

a) **b)**

Figure 3-10: Montage expérimental de l'essai de flexion quatre points ASTM C-1609, a) Schéma, b) Photo

L'application de la charge est effectuée à partir de deux appuis qui sont partiellement libres de tourner selon leurs axes longitudinaux. De plus, l'un de ces appuis est libre de tourner selon son axe transversal afin de compenser les défauts de planéités. Finalement, les deux appuis sous le spécimen sont libres de tourner selon leurs axes longitudinaux, mais empêchent toutefois les déplacements longitudinaux. Ce système d'appui est qualifié de haute-friction, ce qui aura comme effet d'augmenter légèrement les capacités mesurées en comparaison à un système d'appui à faible friction (Wille & Parra-Montesinos, 2012).

3.5.3.2 Déroulement de l'essai

La norme ASTM C-1609 propose une vitesse variant entre 0.06 mm/min et 0.12 mm/min pour des spécimens ayant les dimensions suivantes : 150 mm x 150 mm x 500 mm. En respect avec ces recommandations, les essais ont été effectués à une vitesse initiale de 0.1 mm/min. Afin de réduire la durée des essais, trois changements de vitesse ont été effectués dans la phase post-pic de l'essai. La procédure finale de l'essai est détaillée dans le **Tableau 3-7**.

Tableau 3-7: Procédure de l'essai ASTM C-1609

Vitesse (mm/min)	Force (%F_{max})
0.1	0
0.3	70
0.5	50
1	30

3.5.4 Essais de cisaillement – JSCE-G 533-1999 modifié

3.5.4.1 Préparation des spécimens

L'essai de cisaillement utilisé dans le cadre de ce projet de recherche est une modification de celui proposé par la norme japonaise JSCE-G 553-1999. En effet, les essais ont été réalisés selon les recommandations proposées par Mirsayah et Banthia (2002). Les principales modifications apportées par ces auteurs sont l'ajout d'entailles autour des plans de ruptures désirés ainsi que l'ajout de retenues verticales. En respect avec la norme JSCE-G 553-1999, les spécimens sciés ont présenté une section carrée de 150x150 mm ainsi qu'une longueur de 600 mm. La **Figure 3-11a** et **b)** illustre respectivement un schéma ainsi qu'une image du montage expérimental.

L'instrumentation requise pour cet essai consiste en quatre capteurs verticaux de type LVDT ainsi que deux capteurs horizontaux. Les déplacements verticaux ainsi que l'ouverture de fissure de chacun des plans de cisaillement sont ainsi mesurés par deux capteurs verticaux et un capteur horizontal. Tel que pour les essais de flexion trois points et quatre points, les capteurs verticaux sont installés de manière à ne mesurer que les déplacements verticaux du spécimen. Le bon contact avec le système de chargement est assuré par la présence d'une couche de mortier de nivèlement (dry stone). La **Figure 3-11** illustre la disposition du montage et des capteurs.

a) **b)**

Figure 3-11: Montage expérimental de l'essai de cisaillement proposé par Mirsayah et Banthia (2002), a) Schéma, b) Photo

3.5.4.2 Déroulement de l'essai

La norme JSCE-G 553-1999 propose d'utiliser une vitesse telle que l'augmentation des contraintes de cisaillement soit de l'ordre de 0.06 MPa à 0.1 MPa par seconde. Pour ce projet, le chargement a été contrôlé en mode déplacement et la vitesse initiale choisie a été de 0.1 mm/min, ce qui équivaut à une augmentation de la contrainte moyenne légèrement au-dessous de 0.06 MPa par seconde. Afin de réduire la durée des essais, un changement de vitesse a été effectué dans la phase post-pic. La procédure finale est détaillée dans le **Tableau 3-8**.

Tableau 3-8: Taux de chargement de l'essai de cisaillement

Vitesse (mm/min)	Force (%F_{max})
0.1	0
0.5	30

3.6 Détection de l'orientation des fibres

L'évaluation de l'orientation moyenne des fibres dans les spécimens d'essais a été effectuée à l'aide d'un logiciel d'analyse d'images mis au point initialement par Lee (2009) et modifié par Delsol (2012). Ce logiciel permet de déterminer l'orientation des fibres à l'aide des ellipses formées par la section des fibres sur un plan de coupe. Les étapes de préparations des spécimens ainsi que les principaux concepts à la base de ce logiciel seront présentés dans les sous-sections qui suivent.

3.6.1 Préparation des spécimens

3.6.1.1 Sciage du plan d'analyse

Tout d'abord, les spécimens doivent être sciés à la zone d'analyse désirée. Ce plan de coupe est habituellement effectué à une distance d'environs $l_f/2$ du plan de rupture. Cette distance est choisie de sorte à être représentative du plan de rupture tout en étant assez éloignée de celui-ci pour éviter les zones où des fibres auraient pu être extraites de la matrice cimentaire lors de la réalisation de l'essai (Wille et al., 2014). Le sciage des spécimens est effectué à l'aide d'une scie à béton fonctionnant à l'eau. Lors du sciage, les effets thermique et mécanique causés par le contact entre la scie et la surface de béton entrainent l'apparition de bavures et modifient légèrement la section des fibres. Afin de corriger ces défauts, la surface des spécimens est corrigée à l'aide d'un polissage.

3.6.1.2 Polissage

Le polissage permet l'obtention d'une surface plane ainsi que la correction des bavures engendrées par le sciage. Le polissage est effectué en appuyant la surface d'analyse sur un plateau rotatif humidifié sur lequel de la poudre abrasive (carbonate de silicium 240 µm) est saupoudrée. Un exemple de polissage est illustré sur la **Figure 3-12**. Sur cette figure, une surface de béton avant et après le polissage est présentée.

a) **b)**

Figure 3-12: Surface de béton, a) Avant le polissage, b) Après le polissage

3.6.1.3 Augmentation du contraste

Une fois le polissage réalisé, la surface de béton devant être analysée par le logiciel de détection des fibres est soumise à une procédure d'augmentation du contraste des fibres. Cette procédure a pour principal objectif d'augmenter le contraste entre les fibres métalliques et la matrice cimentaire afin de permettre une détection adéquate des fibres lors de l'analyse d'image. Pour ce faire, la surface analysée est teinte de façon uniforme à l'aide de gouache qui ne présente pas de reflet à la lumière (gouache Studio de couleur noir ivoire) et elle est par la suite sablée finement à l'aide de papier sablé (papier sablé No200). Cette étape permet d'enlever totalement la gouache située sur les fibres sans toutefois enlever celle qui se trouve sur la matrice cimentaire. La **Figure 3-13** ci-dessous présente une comparaison entre une surface de béton après le polissage et une surface de béton après la procédure d'augmentation du contraste des fibres.

a) **b)**

Figure 3-13: Augmentation du contraste entre les fibres et la matrice cimentaire, a) Avant l'application de gouache, b) Après l'application de gouache

3.6.1.4 Numérisation des surfaces d'analyse

La dernière étape de préparation à l'analyse de l'orientation des fibres consiste à numériser les surfaces de béton préparées selon les étapes décrites ci-dessus. Cette numérisation peut être effectuée avec un scanneur classique. Dans ce cas, un scanneur de type Lide 700F de la marque Canon a été utilisé et les images ont été numérisées avec une résolution de 2400 pixels par pouce. Étant donnée les sections réduites des spécimens étudiés dans ce projet de recherche (150 mm x 150 mm ou 100 mm de diamètre), la section entière des spécimens a été analysée.

3.6.2 Logiciel de détection des fibres

3.6.2.1 Concept

Le logiciel de détection des fibres a été conçu de sorte à reproduire le plus fidèlement possible les ellipses formées par les fibres présentent sur le plan d'analyse pour en déterminer l'orientation. Ce logiciel prend donc ces bases sur des relations géométriques reliant la forme d'une ellipse à l'angle de celle-ci par rapport au plan d'analyse. Ainsi, le logiciel détermine pour chacune des fibres détectées l'ellipse qui reproduit le mieux la périphérie de celles-ci. Une fois l'ensemble des ellipses déterminées, les grands et petits diamètres de chaque ellipse sont déterminés par le logiciel et sont ensuite utilisés dans l'équation 3.2 pour évaluer le coefficient d'orientation de chacune des fibres. Dans cette équation, d_f représente le diamètre des fibres en millimètre et α représente le coefficient d'orientation des fibres.

$$\alpha = \frac{d_f}{grand\ diamètre\ de\ l'ellipse} \tag{3.2}$$

L'équation 3.2 permet ainsi de déterminer le coefficient d'orientation des fibres en fonction du grand diamètre des ellipses formant la périphérie des fibres. Finalement, afin de valider que l'élément détecté par le logiciel est bel et bien une fibre, le petit diamètre de chacune des ellipses est comparé au diamètre réel d'une fibre. Si ces deux diamètres sont identiques, l'élément est accepté comme étant une fibre, dans le cas inverse l'élément est rejeté.

3.6.2.2 Précision

Selon les travaux de Delsol (2012), la quantité de fibres présente sur une section d'analyse est détectée avec une précision supérieure à 90 % pour les BRF. La précision sur l'orientation des fibres a aussi été évaluée, le logiciel a une précision variant de 75 % à 99 % en fonction de l'orientation réelle des fibres. Ce dernier résultat s'explique par le fait que les fibres présentant des orientations défavorables sont détectées avec une grande précision étant donné la grandeur de leurs sections, tandis qu'à l'inverse, lorsque l'orientation des fibres est favorable, la précision sur l'inclinaison de la fibre est moindre. En effet, la section des fibres bien alignées est très petite et est donc composé de peu de pixels ce qui réduit le degré de précision lors de l'analyse d'image.

3.6.2.3 Types d'erreurs

Lors de l'analyse d'images, plusieurs fausses représentations peuvent survenir. Par exemple, certaines fibres très rapprochées peuvent être considérées comme étant une seule et unique fibre (**Figure 3-14a**). Une fibre présentant une grande section peut parfois être considérée comme deux fibres de plus petites sections (**Figure 3-14b**). Finalement, la perte d'adhérence de la gouache sur certaines portions de la matrice cimentaire peut engendrer la détection de fausses fibres (**Figure 3-14c**).

Figure 3-14: Type d'erreurs possible lors de la détection de l'orientation des fibres, a) Mauvaise distinction entre deux fibres, b) Fausse détection d'une fibre présentant une grande section, c) Fausse détection de fibres

CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : IMPACT OF FIBER ORIENTATION ON TENSILE, BENDING AND SHEAR BEHAVIORS OF A STEEL FIBER REINFORCED CONCRETE

Article submitted to Materials and structures

Julien Doyon-Barbant[1], Jean-Philippe Charron[1] *

[1] Polytechnique Montreal, Department of Civil, Geological and Mining Engineering, Research Center on Concrete Infrastructures, Montreal, H3C 3A7, Canada

* Corresponding author
Telephone.: +1-514-340-4711 ext. 3433
Fax : +1-514-340-5881
E-mail : jean-philippe.charron@polymtl.ca

4.1 Abstract

Fiber orientation and density are known to have a significant influence on steel fiber reinforced concretes (SFRC) mechanical properties. In practice, parameters such as fresh state properties, restriction to concrete flowability and placing methods are likely to induce different fiber orientations in characterisation specimens and structural components. This difference in fiber orientation can impact the mechanical behavior of the structural component and therefore provide an unsafe design if not considered. This project consisted to produce a large SFRC slab, extract specimens with different fiber orientations, and submit specimens to tensile, bending and shear tests to evaluate the impact of fiber orientation and density on mechanical and post-peak strengths. Test results have shown that tensile and bending behaviors are mainly influenced by the fiber orientation, while the shear behavior is mainly impacted by fiber density. Test results were processed to allow comparison between tensile and bending tests. Linear correlations between tensile residual stresses and fiber orientation where found, linear or power type correlations according to bending residual stresses, as well as linear correlations between shear stresses and fiber density.

KEYWORDS: Fiber reinforced concrete, fiber orientation, fiber density, tension, bending, shear, correlations.

4.2 Introduction

The use of steel fiber reinforced concrete (SFRC) instead of conventional concrete in structural components has demonstrated several advantages. In particular, SFRC provides an improved residual tensile strength after cracking and a higher level of ductility, which allows a great capacity of stress redistribution and a higher durability due to small crack opening in service condition (ACI Committee 544, 2002; fib Model Code 2010, 2010). A characterisation of the material mechanical properties must be performed to properly use SFRC properties in a design procedure, prior to the design or after for validating it. The characterization must at least evaluate the tensile or the bending behavior, and sometimes the shear behavior. Recently, many projects have shown the high scattering of SFRC tensile, bending and shear behaviors that is associated to the material anisotropy. This anisotropy is largely due to the variation in fiber orientation and density at failure plane (Banthia et al., 2014; Dupont & Vandewalle, 2005; Lameiras et al., 2015; Parmentier et al., 2008).

In practice, many parameters can influence fiber orientation and density, such as materials fresh state properties (flowability, segregation susceptibility, etc.), restriction to flowability (geometry and wall effect of formworks, obstruction by ties, rebar, etc.) and placing methods (pouring location, equipment involved, etc.) (Blanco et al., 2015; Delsol, 2012). These parameters can induce either an uniform or heterogenous fiber orientation and density in characterisation specimens (used for design or material conformity during production) and structural components (beams, slabs, barriers, etc.). Given the different restriction to flowability and casting methods between characterisation specimens and structural components, fiber orientation and density may differ in these elements and lead to an unsafe design of SFRC structures.

Several research works have highlighted the significant effect of fiber orientation on the tensile and bending behaviors of SFRC (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). Ferrara et al. (2012) have found for a SFRC (fiber content of 0.63%-vol.) a strong correlation between fiber orientation and tensile residual stresses with an increase of about 100% of the

residual stresses for the most favorable fiber orientation. Kang et al. (2011) have measured for an ultra-high steel fiber reinforced strength concrete (UHPFRC, fiber content of 2%-vol.) a rise of about 160% of the bending residual stresses for a placing method providing a favorable fiber orientation. Similarly, Zerbino et al. (2012) have evaluated for specimen extract from a SFRC slab (fiber content of 0.45%-vol.) an increase of the bending residual stresses up to 650% for fiber density ranging from 0.14 to 2.27 fiber/cm^2. Besides, impact of fiber density on shear behavior has been evaluated by some authors. Banthia et al. (2014) has noted an increase of the maximal shear strength up to 160% for SFRC with a fiber content of 0.5%-vol. in comparison of plain concrete. Boulekbache et al. (2012) has also found an increase of approximatively 120% of the ductility index I30 for a fiber content ranging from 0.5% to 1.0%-vol. These observations illustrate the necessity to consider the fiber orientation and density on SFRC mechanical properties.

The fib Model Code 2010 (MC2010) (fib Model Code 2010, 2010) has made a great step to ease the use of SFRC in practice by proposing guidelines for design. The MC2010 introduced a rigid-plastic model and a linear-elastic model to reproduce the SFRC tensile stress-crack opening constitutive law from a three-points bending test. These models are defined by the introduction of two material design stresses (f_{Fts} and f_{Ftu}), which correspond respectively to the serviceability residual strength (associated to a crack opening) and the ultimate residual strength. These material design stresses being based on small characterisation specimens with specific casting method, the MC2010 proposes the integration of a correction factor (K) for fiber orientation to account for different fiber orientation that can occur between characterisation specimens and structural components. MC2010 proposes to modify the design stresses with this correction factor to reproduce the SFRC tensile behavior in structural components. However, there is currently no clear indication on how to evaluate the K value. Moreover, unless using conservative K values corresponding to 2D and 3D random fiber orientations, there is a lack of reference K values to use in different context according to structural component geometry, casting method, SFRC flowability, etc.

A research project was launched at Polytechnique Montreal to evaluate the impact of fiber orientation and density on mechanical properties of SFRC and propose a methodology for assessing the correction factor K for fiber orientation. This paper presents the experimental program carried out to assess the fiber orientation and density impact on SFRC tensile, bending and shear behaviors, the proposed methodology for the K factor evaluation being detailed in (Doyon-Barbant, 2018).

4.3 Experimental methodology

The experimental program of this project consisted to produce a large SFRC slab, extract specimens with different orientations according to the concrete filling flow direction in the slab, and submit specimens to tensile, bending and shear tests to evaluate the impact of fiber orientation and density on maximal and post-peak strengths.

4.3.1 Material composition and properties

The material composition of the self-compacting SFRC studied in this project is shown in **Tableau 4-1**. The SFRC has a 1%-vol. fraction of hooked-end steel fibers and a water/cement ratio equals to 0.28. The steel fibers had a length (l_f) of 35 mm and an aspect ratio (l_f/d_f) equal to 65.

Table 4-1 : Concrete composition

Component	Content (kg/m^3)
Cement	685
Water	181
Superplasticizer	9.81
Sand	870
Aggregate	641
Fiber	78
Water/cement ratio	0.28

The properties of the SFRC in fresh and hardened states are listed in **Tableau 4-2**. The concrete flowability was evaluated using the Abrams cone (ASTM C1611) and the L-box (EN12350-10). An average slump of 750 mm and a complete filling of the L-box were obtained. The compressive strength was evaluated according to the ASTM C39 standard, while the Young modulus and the Poisson ratio were evaluated according to the ASTM C469 standard. Characterisation of the tensile behavior was made on dog-bone specimens based on the RILEM TC 162-TDF standard. The low water/binder ratio explains the very high compressive and tensile strengths obtained. Moreover, given the application of a thermal curing at 40°C and the beginning of the experimental phase 200 days after concrete production, the mechanical properties have shown constant values during the experimental program.

Table 4-2 : SFRC properties

State	Property	Standard	SFRC
Fresh state	Temperature	ASTM C1064	31.2 °C
	Density	ASTM C138	2490 kg/m^3
	Slump / spread	ASTM C1611	280 / 750 mm
	L-Box	EN12350-10	1, complete filling
Hardened	f'_c	ASTMC39	105.5 MPa
	f'_t	Based on RILEM TC 162-TDF	4.43 MPa
	E	ASTM C469	40 500 MPa
	v (-)	ASTM C469	0.208

4.3.2 Casting procedure and specimen sampling

A large 150 mm thick slab was cast with a ready-mix truck. The casting was carried out from one end of the slab to induce a preferential fiber orientation in testing specimens (**Figure 4-1**). Thereafter, the specimens used in the experimental program were sawn in different directions (0°, 30°, and 60°) from the supposed flow lines to obtain various fiber orientations in specimens. Specimens were sawn away from the beginning and the end of the formwork because these zones present perturbation with random fiber orientation (Zerbino et al., 2012). The supposed flow lines as well as the locations of the sawn specimens are shown in **Figure 4-1**. A total of 54 specimens were sawn to obtain 36 specimens for four-point bending tests (4PBT), three-point bending tests (3PBT) and shear tests (ST), as well as 18 specimens for direct tensile tests (DTT). One third of these specimens were sawn in each direction (0°, 30°, and 60°).

Figure 4-1 : Slab plan view, supposed flow lines and specimen locations

4.3.3 Mechanical test

4.3.3.1 Direct tensile test (DTT)

The direct tensile test on notched core-cylinder was conducted according to the RILEM TC 162-TDF standards (**Figure 4-2a**). The cylinders were cored in the horizontal plane at mid-depth of the slab from blocks extracted by sawing. Notched cylinders were glued on both ends to aluminum cylinders and fixed to the load-frame. Three extensometers measuring crack opening were placed at 120° intervals. Stresses were calculated by dividing the applied force by the cylinder cross section at notch location.

4.3.3.2 Three-point bending test (3PBT)

Three-point bending test on notched beams was performed according to the EN 14651 standards (**Figure 4-2b**). Specimens had a square section of 150 mm x 150 mm, a length of 600 mm and a notched of 25 mm deep at mid-span. The beam supports are free to move in the longitudinal axis. Correction of flatness of the top surface of the specimens was done only over loading points using a self-levelling fine mortar since specimens could not be rotated as for mould specimens. The instrumentation included two Linear Variable Differential Transducers (LVDT) that measured the vertical deflection and control the load displacement. It should be noted that the crack mouth opening displacement (CMOD) was not directly measured, it was back calculated knowing the

vertical displacement. The CMOD and the nominal stresses were calculated using Equations 4.1 and 4.2 detailed in the EN 14651 standards. In these equations, δ_{3pbt} and $CMOD_{3pbt}$ correspond to vertical and crack mouth opening displacement, F_{Ri} and σ_{Ni} stands respectively for bending residual strength and stress, L corresponds to the free span length, b represents the specimen width and h_{3pbt} represents the specimen height considering the notch.

$$\delta_{3pbt} = 0.85\ CMOD_{3pbt} + 0.04 \tag{4.1}$$

$$\sigma_{Ni} = \frac{3\ F_{Ri}\ L}{2\ b_{3pbt}\ h_{3pbt}^2} \tag{4.2}$$

4.3.3.3 Four-point bending test (4PBT)

The four-point bending test was carried out according to the ASTM C1609 standards. The specimen's geometry and the test setup are shown in **Figure 4-2c**. The beam supports cannot move in the longitudinal axis as in the 3PBT. This characteristic of the test setup generates friction at beam supports and modify the test results. This point will be discussed in a next section. During the test, the vertical displacement was recorded by two LDVTs located at midspan. As described for the 3PBT, the flatness of specimen top surface was corrected at loading points using a self-levelling fine mortar. Nominal stresses were calculated using Equation 4.3, parameters description are the same provided for Equation 4.2.

$$\sigma_{Ni} = \frac{F_{Ri}\ L}{b_{4pbt}\ h_{4pbt}^2} \tag{4.3}$$

4.3.3.4 Shear tests (ST)

The shear test was performed in accordance to the test set-up proposed by Mirsayah et Banthia (2002), which is based on the JSCE-G 533-1999 standards (**Figure 4-2d**). Specimens were notched all around the two expected failure plans. Vertical displacements were recorded by four LVDTs (two on each plan) and the horizontal displacements of each plan were recorded by two LVDTs. Following analysis will be express in terms of vertical displacement since this parameter is more frequently used in the literature. Shear stress (τ) was calculated with a simplified approach using Equation 4.4, where P is the total applied force and A_v stands for the sheared surface of one failure plan.

$$\tau = \frac{P/2}{A_v} \tag{4.4}$$

Figure 4-2: Tests setup and geometry, a) Direct tensile test, b) Three-points bending test, c) Four-points bending test, d) Shear test

4.3.4 Fiber orientation and density measurement

Once mechanical tests dedicated to the evaluation of the mechanical behavior were completed, slices were sawn from specimens perpendicularly to their longitudinal axis at half-fiber length from the failure plan. The slices were polished and painted to increase the contrast between the cementitious matrix and fibers. Then, the painted surfaces were scanned with a resolution of 2400 dpi and analyzed with an image analysis in-house program developed by Delsol and Charron (Delsol, 2012; Delsol & Charron, 2013) to obtain fiber orientation and density. The elliptical shape of each fiber was detected as well as its local position. The fiber angle (θ) and orientation factor (α) were calculated for each fiber from their elliptical shape. The fiber angle is equal to 0° and the orientation factor α (α=cosθ) is equal to 1 when a fiber is perpendicular to the failure plane

analyzed. The precision of the program was found to be equal to ±0.02 on the orientation factor (Delsol & Charron, 2013). **Figure 4-3** shows the image processing steps performed by the program.

a) **b)** **c)**

Figure 4-3 : Image processing steps, a) Painted surface, b) Binarized image, c) Final image with ellipses identified

4.4 Experimental results

4.4.1 Fiber orientation

Figure 4-4 presents the fiber orientation obtained from the image analysis program. Value for each specimen is presented at its location in the slab and according to the longitudinal direction of the specimen, except for direct tension specimens where the mean orientation for the six specimens sawn in the short direction of the blocs is shown. It should be noted that the fiber orientation is presented here in terms of fiber angle (θ) to facilitate comparison with the specimen sampling angle, the orientation factor α will be used later. As expected, values of fiber angle are quite different from the specimen sampling cutting angles. The mean fiber angle in specimens ranges from 32.1° to 49.7°, which correspond to mean orientation factor from 0.847 to 0.647 respectively. The observed concrete flow lines in **Figure 4-4** were determined based on a recorded video of the concrete casting. As it can be seen, one observed flow line (at bottom right part of the slab) differs slightly from the supposed flow line presented on **Figure 4-1**. This resulted in more favorable fiber orientation at this location for specimens sawn at 30°. Overall, a proper range of fiber orientation was obtained for each type of test.

Figure 4-4 : Slab plan view, observed concrete flow lines and mean fiber angle (θ)

4.4.2 Direct tension behavior

Figure 4-5 illustrates the direct tension behavior envelope and curves for typical specimens according to the crack opening displacement (COD) calculated from the average measurement of three extensometers. Each specimen presents a drop of stress after reaching the matrix strength, which was around 4 MPa. Then, a progressive increase in post-peak strength was observed until the maximum stress was achieved for crack width between 0.2 and 0.4 mm. Finally, the post-peak strength decreases progressively until complete failure. For this test, the orientation factor α in specimens ranged from 0.68 to 0.83, while the fiber density ranged from 2.07 to 3.19 fiber/cm^2. As shown in **Figure 4-5**, the tensile behavior is generally proportional to the fiber orientation factor, but the relationship with the fiber density is not always straightforward. For this reason, further analysis will be performed considering fiber orientation. These fiber orientation and density variations leaded to a variation of 194% of the maximum post-peak stress.

Figure 4-5 : Direct tensile test (DTT) results

4.4.3 Three-point bending behavior

Figure 4-6 illustrates the bending behaviour envelope and curves for typical specimens in function of the CMOD. After reaching the elastic bending strength, each specimen presented a progressive increase in strength up to the maximum stress occurring for crack width between 0.3 and 0.7 mm. Afterward, a softening behavior was observed until complete failure. For this test, the orientation factor α in specimens ranged from 0.62 to 0.82, while the fiber density ranged from 1.98 to 3.49 fiber/cm^2. As shown in **Figure 4-6**, the bending behavior is proportional to the orientation factor and the fiber density. Since correlation are better considering the fiber orientation, only this analysis will be shown later. These fiber orientation and density variations leaded to an increase of 280% of the maximum bending stress.

Figure 4-6 : Three-point bending test (3PBT) results

4.4.4 Four-point bending behavior

Figure 4-7 illustrates the bending behaviour envelope and curves for typical specimens in function of vertical displacement at midspan for unnotched prisms submitted to 4PBT. Similarly to the 3PBT, after reaching the elastic bending strength, specimens presented a gradual increase in strength up to the maximum stress occurring between a crack opening between 0.5 and 0.8 mm, then a softening behavior was observed until complete failure. The influence of the test geometry, the support conditions and the absence of notch has not been taking into consideration on **Figure 4-7**. Their influence on the bending behavior will be discussed later. The fiber orientation factor α in specimens ranged from 0.67 to 0.82, while fiber density ranged from 2.48 to 3.64 fiber/cm^2. **Figure 4-7** illustrates that the bending behavior is generally proportional to the orientation factor, which is not always the case for the fiber density. Hence, as per three-point bending test and direct tensile test, further analysis will be done considering the fiber orientation. These fiber orientation and density variations resulted in an increase of 157% of the maximum bending strength.

Figure 4-7 : Four-point bending test (4PBT) results

4.4.5 Shear behavior

Figure 4-8a illustrates the shear behaviour envelope and curves for typical specimens in terms of vertical displacement. Each specimen presented a progressive increase in strength up to the maximum shear stress occurring for a displacement between 0.2 to 0.4 mm. Afterward, a rapid decrease in strength was observed and all the specimens showed similar values for vertical displacement greater than 1.2 mm. This observation is probably linked to fiber failure on shear plans, instead of fiber pull-out noted in DTT, 3PBT and 4PBT. **Figure 4-8b** illustrates a shear plan on which most of fibers broke. It was considered in this study that a rigid body behavior was occurring at shear plans until 0.6 mm of displacement, two independent bodies on each side of the shear plans were sliding one onto the other after 1.2 mm of displacement, and an intermediate behavior was taking place between these conditions. Therefore, the interpretation of results will be limited for a displacement below 0.6 mm. The fiber orientation factor α in specimens ranged from 0.67 to 0.82, while the fiber density ranged from 2.20 to 3.68 fiber/cm^2. **Figure 4-8a** illustrates that the shear behavior is, contrarily to DTT, 3PBT and 4PBT, proportional to fiber density rather than the fiber orientation. This observation is coherent with the fiber failure noted in **Figure 4-8b**. Therefore, the next analysis for shear test will be done considering fiber density. The fiber orientation and density variations led to an increase of 160% of the maximum shear strength and the post-peak stress.

a) **b)**

Figure 4-8 : Shear test results, a) Mechanical behavior, b) Fibers broke at failure plan

4.5 ANALYSIS AND DISCUSSION

4.5.1 Fiber orientation and density

A range of fiber angles from 32.7° to 49.7° (orientation factor from 0.847 to 0.647) was measured in the slab. Such range was already observed in other research projects dealing with the impact of fiber orientation on high and ultra-high performance fiber reinforced concretes in beams and slabs (Delsol & Charron, 2013; Mlekusch, 1999; Plagué et al., 2017; Yoo et al., 2016). The maximal range of fiber angle of 17° observed in this project thus gives a good idea of the fiber orientation variation that could be found in real FRC structures.

Besides, it is commonly accepted that fiber orientation is function of fiber density. Krenchel (1975) has proposed Equation 4.5 to calculate a mean theoretical orientation factor (α_{theo}) considering the fiber density (n_f), fiber section (A_f) and fiber volume fraction (V_f). **Figure 4-9** presents the theoretical and experimental fiber orientation factor against fiber density measured in this project. This figure reveals that the experimental orientation factors measured in this project are generally underestimated by Equation 4.5, except for high fiber density. This trend indicates that the theoretical estimation has a limited accuracy and provides conservative value of fiber orientation.

$$\alpha_{theo} = n_f \frac{A_f}{V_f} \tag{4.5}$$

Figure 4-9: Fiber orientation in function of fiber density

Finally, studies dedicated to the impact of fiber orientation on mechanical properties consider for sake of simplicity the mean fiber orientation in the analysis of results. However, fiber orientation within a specimen shows a large variation. Laranjeira et al. (2011) proposed to represent the fiber distribution by a gaussian law calculated with Equations 4.6 and 4.7 from the mean fiber angle (θ_m) and its standard deviation (σ_α). **Figure 4-10** illustrates some fiber angle distributions measured in specimens with favorable and unfavorable fiber orientations and the predicted gaussian law. In both cases, the normal distribution reproduces correctly the probability and the spread of fiber angles superior to the mean value, while it overestimates the probability and the spread of fiber angles inferior to the mean value. These observations indicate that fiber orientation distributions are not properly reproduced by a normal distribution, this is consistent with Eik's research work (Eik, 2014). More appropriate results would be obtained with a log-normal distribution. Two reasons may explain these observations. First, the probability of occurrence of a well-aligned fiber is lower than a misaligned fiber. For example, a fiber perfectly aligned has a unique position (perpendicular against the analyzed plan). Conversely, there are several inclinations around the perpendicular axis of the analyzed plan that allow a fiber to be misaligned. This aspect can not be considered by a normal law. Second, detection error of the image analysis program is higher for low fiber angles, as fiber perimeter is defined by less pixels in the digitalized surface analysed (Delsol, 2012).

$$\theta_m = arcos(\alpha) \tag{4.6}$$

$$\sigma_\theta = 90\,\alpha\ \ (1-\alpha) \tag{4.7}$$

a) **b)**

Figure 4-10 : Theoretical and experimental fiber angle distributions, Specimens with, a) Favorable orientation, b) Unfavorable fiber orientation

4.5.2 Fiber orientation impact on bending residual stresses f_{R1} and f_{R3}

This section compares fiber orientation to the bending residual stresses, f_{R1} and f_{R3} corresponding to residual stresses measured at CMOD equal to 0.5 and 2.5 mm as per MC2010. Before performing this analysis, DTT, 3PBT and 4PBT results had to be processed.

4.5.2.1 Residual stresses from 3PBT

Residual post-peak stresses for CMOD equals to 0.5 and 2.5 mm are directly extracted from the 3PBT results (**Figure 4-6**) and introduced in **Tableau 4-3** together with fiber orientation values.

4.5.2.2 Residual stresses from DTT

A comparison between DTT results and 3PBT results was carried out by performing sectional analysis simulations of a 3PBT with the AIS program developed at Polytechnique Montréal (Massicotte et al., 2014). This simulation was conducted using the tensile behavior of each DTT specimens and the compression behavior obtained in characterisation tests. Given the presence of a notch and the use of a sectional analysis program, it was not possible to properly represent the geometry of a 3PBT specimen. Thus, a constant section of 125 mm height and 150 mm width was considered. Then, the crack opening obtained from AIS is equivalent to the crack tip opening displacement (CTOD) of a 3PBT instead of the CMOD. To overcome this situation, the relation between CMOD and CTOD (1.2CTOD≈CMOD) proposed by di Prisco et al. (2013a), based on specimen geometry, was considered in the analysis. Finally, the sectional analysis also requires the

definition of a characteristic length. As proposed by the MC2010 for elements without reinforcement, the characteristic length was considered equal to the specimen's height (125 mm).

AIS simulation results have been compared with those obtained directly from 3PBT for specimens having similar orientation factor to validate the methodology described (**Figure 4-11**). Simulations of 3PBT from DTT results showed a good agreement with experimental 3PBT results. In this context, equivalent residual stresses f_{R1} and f_{R3} obtained from these simulations were determined for each DTT specimen and are shown in **Tableau 4-3**.

Figure 4-11 : Comparison between simulated and experimental behaviors under 3PBT

4.5.2.3 Residual stresses from 4PBT

Given the differences in test conditions, the comparison between 4PBT and 3PBT cannot be carried out directly. As previously mentioned, the supports conditions, the absence of notch and the testing geometry were different. Blanco et al. (2013) have used a methodology established by Monsó Varona (2011) to correlate the geometry of 3PBT and 4PBT and their test results. This methodology is mainly based on geometric concepts and allows to correlate vertical displacement of 4PBT (δ_{4PBT}) to crack mouth opening displacement of 3PBT ($CMOD_{3PBT}$). Thus, considering Equation 4.8 proposed by these authors and a specimen height of 150 mm, 4PBT residual stresses for vertical displacement equal to 0.3125 mm and 1.5625 mm correspond to 3PBT residual stresses for CMOD equal to 0.5 mm and 2.5 mm, respectively. In this study, exact specimen height was considered since a slight variation of thickness was observed along the slab.

$$\delta_{4PBT} = \frac{93.75\ CMOD_{3PBT}}{h_{4PBT}} = 0.625\ \ CMOD_{3PBT} \qquad for\ h_{4pbt} = 150\ mm \tag{4.8}$$

Afterwards, the friction induces at beam supports was considered according to the recommendations of Wille et Parra-Montesinos (2012). The supports used for the 3PBT can be qualified of low friction, while those used for the 4PBT can be qualified of high-friction. This difference is considered using Equation 4.9 with a friction coefficient (μ) of 0.4 and where F and M respectively stands for the total applied force and the maximum bending moment. Wille et Parra-Montesinos (2012) have also evaluated the effect of a notch on the bending behavior, although no equation has been proposed to consider this effect as a large variability of results was observed. Given the difficulty to determine with accuracy the influence of the notch, this effect was not considered in the analysis. **Tableau 4-3** present the equivalent bending residual stresses f_{R1} and f_{R3} obtained from the 4PBT for vertical displacement corresponding to CMOD of 0.5 mm and 2.5 mm respectively. It should be noted that residual stresses qualified with no friction refer to those calculated with Equation 4.9, while those qualified with friction were calculated with Equation 4.3.

$$\sigma_{N=} \frac{M - \mu \frac{F}{2} \times 0.9\, h_{4pbt}}{\frac{b_{4pbt}\, h_{4pbt}^2}{6}} \tag{4.9}$$

Table 4-3 : Bending residual stresses from DTT, 3PBT and 4PBT

DTT				3PBT				4PBT					
Spec. #	α (-)	f_{R1} (MPa)	f_{R3} (MPa)	Spec. #	α (-)	f_{R1} (MPa)	f_{R3} (MPa)	Spec. #	α (-)	f_{R1} (MPa) with friction	f_{R3} (MPa) with friction	f_{R1} (MPa) no friction	f_{R3} (MPa) no friction
1	0.83	11.4	4.5	1	0.81	12.5	6.2	1	0.83	12.1	12.2	7.3	7.4
2	0.80	12.3	8.5	2	0.81	12.7	8.4	2	0.82	10.9	12.5	6.7	7.6
3	0.78	9.4	3.8	3	0.81	11.9	5.5	3	0.80	10.6	5.7	6.4	3.5
4	0.83	12.2	4.6	4	0.80	10.0	5.2	4	0.72	9.7	3.7	5.9	2.3
5	0.78	12.3	7.0	5	0.82	14.4	7.6	5	0.78	10.8	8.6	6.6	5.2
6	0.82	12.1	5.9	6	0.82	14.3	6.6	6	0.77	10.9	8.6	6.7	5.3
7	0.78	11.9	7.4	7	0.81	13.8	5.8	7	0.67	8.7	4.1	5.3	2.5
8	0.68	6.9	2.8	8	0.81	12.0	4.3	8	0.70	8.3	4.2	5.1	2.6
9	0.70	7.6	3.1	9	0.68	7.1	2.4	9	0.71	9.6	4.7	5.8	2.9
10	0.74	8.4	3.9	10	0.66	6.9	2.2	10	0.72	8.8	4.0	5.4	2.4
11	0.74	10.1	4.6	11	0.65	7.4	2.2	-	-	-	-	-	-
12	0.76	10.6	3.5	12	0.62	5.0	1.7	-	-	-	-	-	-
13	0.70	10.0	4.1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
14	0.69	8.5	3.8	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15	0.75	10.9	5.4	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
16	0.73	9.4	3.9	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

4.5.2.4 Impact of fiber orientation on bending residual stresses

Based on the results presented in **Tableau 4-3**, impact of fiber orientation on bending residual stresses f_{R1} and f_{R3} assessed with DTT, 3PBT and 4PBT is shown respectively on **Figure 4-12a** and **Figure 4-12b**. It can be observed that residual stresses from 3PBT and DTT show a very good agreement by following the same trend, while those from 4PBT exhibit some discrepancies. In fact, residual stresses f_{R1} of 4PBT presents a lower slope according to the orientation factor. Regarding the residual stresses f_{R3}, either higher or lower stress values are noted when considering results with or without friction respectively. Discrepancies of 4PBT results may be explained by the differences in support conditions and the absence of notch in comparison to other tests. In this context, the correlation curves plotted in **Figure 4-12** are only based on the results of 3PBT and DTT.

A linear regression was established between the residual stress f_{R1} and the orientation factor, while a power correlation type was found for the residual stress f_{R3} (quite close to a linear correlation). From the minimal to the maximal values of measured orientation factors (0.62 to 0.83), an increase from 5.0 MPa to 14.4 MPa (+288%) was observed on f_{R1}, while a rise from 1.7 MPa to 8.5 MPa (+480%) was observed on f_{R3}. These results can be compared to those of Ferrara et al. (2012), which have observed for a SFRC an increase of about 200% for both bending residual stresses f_{R1} and f_{R3} with fiber orientation factor ranging approximatively from 0.33 to 0.63. Thus, a similar trend was observed for the residual stress f_{R1}, while different increase of post-peak strength and correlation type has been found for the residual stress f_{R3}. Discrepancies may be explained by the use of a different material (fiber content and compressive strength) and by the different approach adopted to calculate the orientation factor. Indeed, these authors have considered Krenchel's theoretical estimation (Equation 4.5) based on fiber density to determine the orientation factor, while this research has used an image analysis software calculating the orientation factor irrespective to fiber density. Ferrara et al. (2012) methodology may also explain their lower values of fiber orientation factor in comparison to this study, as explained previously this equation can provide conservative values.

a) **b)**

Figure 4-12 : Impact of fiber orientation on residual bending stresses, a) f_{R1}, b) f_{R3}

4.5.3 Fiber orientation impact on tensile residual stresses $\sigma_{0.1}$ and $\sigma_{0.5}$

The evaluation of fiber orientation impact on the direct tension behavior has required other test results processing to find tensile residual stresses equivalent to bending residual stresses f_{R1} and f_{R3}.

4.5.3.1 Tensile residual stresses from DTT

Ferrara et al. (2012) have demonstrated that, when considering a characteristic length of 125 mm and Equation 4.10, the deformations at the tensile cord of 3PBT specimen corresponding to f_{R1} (CMOD=0.5 mm) and f_{R3} (CMOD=2.5 mm) are 0.4% and 2.0% respectively. Applying the same principle to DTT results and considering a crack gauge length of 25 mm, residual stresses for deformations of 0.4% and 2.0% must be calculated in DTT at COD values of 0.1 mm and 0.5 mm. DTT residual stresses ($\sigma_{0.1}$ and $\sigma_{0.5}$) are listed in **Tableau 4-4.**

$$\varepsilon = \frac{COD}{gauge\ length} \tag{4.10}$$

4.5.3.2 Tensile residual stresses from 3PBT

The 3PBT results can be used to obtain the direct tensile behavior by performing an inverse analysis. This analysis was done with a program developed by Nour et al. (2015) at Polytechnique Montreal. Each 3PBT curve was treated, the direct tensile curve obtained fits accurately the

bending behavior, as demonstrated in (Nour et al., 2015). Once the inverse analysis performed, the tensile residual stress ($\sigma_{0.1}$ and $\sigma_{0.5}$) were extracted and listed in **Tableau 4-4.**

Table 4-4 : Tensile residual stresses from DTT and 3PBT

DTT				3PBT			
Spec. #	α (-)	$\sigma_{0.1}$ (MPa)	$\sigma_{0.5}$ (MPa)	Spec. #	α (-)	$\sigma_{0.1}$ (MPa)	$\sigma_{0.5}$ (MPa)
1	0.83	4.34	4.55	1	0.81	4.75	4.01
2	0.80	4.84	4.29	2	0.81	4.51	4.93
3	0.78	3.46	3.82	3	0.81	4.60	3.89
4	0.83	4.83	4.90	4	0.80	3.30	3.45
5	0.78	4.83	5.08	5	0.82	5.70	4.98
6	0.82	4.77	4.43	6	0.82	5.12	4.26
7	0.78	4.52	4.64	7	0.81	5.34	5.17
8	0.68	2.46	2.56	8	0.81	4.89	4.58
9	0.70	2.63	2.93	9	0.68	2.40	2.45
10	0.74	3.02	3.30	10	0.66	2.35	1.99
11	0.74	3.88	3.84	11	0.65	2.78	2.04
12	0.76	4.12	3.80	12	0.62	2.27	1.27
13	0.70	3.72	3.63	-	-	-	-
14	0.69	2.98	3.27	-	-	-	-
15	0.75	4.00	3.68	-	-	-	-
16	0.73	3.43	3.61	-	-	-	-

4.5.3.3 Impact of fiber orientation on tensile residual stresses

From data of **Tableau 4-4, Figure 4-13** presents the impact of fiber orientation on tensile residual stresses obtained from DT and 3PBT for COD equals to 0.1 mm and 0.5 mm. It can be observed that tensile residual stresses $\sigma_{0.1}$ and $\sigma_{0.5}$ follow linear correlations according to fiber orientation. Moreover, from the minimal to the maximal values of measured orientation factors (0.62 to 0.83), an increase from 2.3 MPa to 5.8 MPa (+252%) was observed on $\sigma_{0.1}$, while an increase from 1.3 MPa to 5.2 MPa (+400%) was observed on $\sigma_{0.5}$. Impact of orientation factor on tensile residual stresses are thus similar to those observed on bending residual stresses. This similarity was expected since the residual stresses were extracted for the same deformation at the tensile cord of DTT and 3PBT specimens.

These results can be compared to those obtained by Ferrara et al. (2012), which have measured a linear increase of about 300% for both tensile residual stresses $f_{R0.2}$ and $f_{R1.0}$ for specimens submitted to double-edge wedge splitting test. As in this study, these residual stresses correspond

to tensile deformations of 0.4% (COD=0.2 mm) and 2.0% (COD=1.0mm) considering their crack gauge of 50 mm. Linear correlations and increases of tensile residual stresses against fiber orientation are consistent with those obtained in this project. Again, different material and method to calculate the orientation factor may have contribute to slight discrepancies observed. Besides, Abrishambaf et al. (2013) have also found a strong influence of fiber orientation on tensile maximal and residual stresses for SFRC. They have measured an increase of approximatively 325% for the residual stress at COD equal to 0.5 mm, which is slightly less than the observation made in this project.

a) **b)**

Figure 4-13 : Impact of fiber orientation on tensile residual stresses, a) $\sigma_{0.1}$, b) $\sigma_{0.5}$

4.5.4 Fiber orientation impact on maximal shear (τ_{max}) and residual shear ($\tau_{0.5}$) stresses

The ST results provide directly the maximal shear strength (τ_{max}) and the residual shear stress at a displacement of 0.5 mm ($\tau_{0.5}$) required for the analysis. Values were reported in **Tableau 4-5** with orientation factor and fiber density measurements, since trends presented in **Figure 4-8a** and observed fiber failure at shear plans showed in **Figure 4-8b** revealed a greater influence of fiber density on the shear behavior.

Table 4-5 : Shear stresses from ST

Spec. #	α (-)	Density (fiber/cm^2)	τ_{max} (MPa)	$\tau_{0.5}$ (MPa)
1	0.78	2.34	15.3	11.1
2	0.79	2.91	18.5	15.3
3	0.82	2.76	18.8	17.7
4	0.82	2.59	18.0	13.6
5	0.80	3.41	21.9	20.1
6	0.74	3.07	20.8	17.3
7	0.80	3.68	20.4	17.9
8	0.82	3.36	22.9	17.6
9	0.67	2.29	14.3	9.07
10	0.67	2.20	15.9	13.6

Figure 4-14 presents the impact of fiber density on τ_{max} and $\tau_{0.5}$. It can be observed that shear stresses follow a linear correlation according to fiber density. From the minimal to the maximal values of fiber density (2.20 to 3.68 fiber/cm^2), an increase from 14.3 MPa to 22.9 MPa (+160%) was observed on the maximal shear strength τ_{max}, while an increase from 9.07 MPa to 20.1 MPa (+222%) was observed on $\tau_{0.5}$. In comparison to the fiber orientation impact observed on bending and tensile residual stresses, fiber density has a lower impact on shear stresses. Similarly to this study, Banthia et al. (2014) have measured for SFRC an increase of approximatively 145% of the maximal shear strength for a fiber content of 0.5%-vol. in comparison to 0.3%-vol. This difference in volume fraction of fiber (0.5%-vol. and 0.3%-vol.) correspond to an increase of fiber density of 166%, which is in the same range measured in this study (167%).

a) **b)**

Figure 4-14 : Impact of fiber orientation on shear stresses, a) τ_{max}, b) $\tau_{0.5}$

4.6 Conclusions

The objectives of this research project were to evaluate the impact of fiber orientation and density on the tensile, bending and shear behaviors of a SFRC with a fiber content of 1%-vol. Based on the experimental results, the following conclusions can be drawn:

- A range of orientation factor from 0.647 to 0.847 (fiber angles from 32.7° to 49.7°) was measured in a large slab filled with a self-compacting SFRC from one extremity. This range provides a good idea of the fiber orientation variation that can be found in SFRC structures.
- Theoretical estimations of fiber orientation from density and normal fiber distribution did not provide an accurate prediction of the experimental observations in specimens.
- Tensile and bending maximal strength and residual stresses are strongly and mainly influenced by fiber orientation, while shear maximal strength and residual stresses are highly and mainly impacted by fiber density.
- Bending residual stresses measured from 4PBT are different than those obtained with DTT and 3PBT due to the absence of notch and high friction at support points. Although friction was considered, different correlations with the orientation factor were found.
- From bending residual stresses calculated with DTT and 3PBT, a linear correlation was established between the residual stress f_{R1} and the fiber orientation factor, while a power type correlation was found for the residual stress f_{R3}. The maximal variation of theses residual stresses ranged between 288 to 480% according to minimal and maximal fiber orientations.
- From tensile residual stresses calculated with DTT and 3PBT, the residual stresses $\sigma_{0.1}$ and $\sigma_{0.5}$ followed linear correlations according to the fiber orientation. The maximal variation of these stresses reached between 252 to 400% according to minimal and maximal fiber orientations.
- Shear maximal strength τ_{max} and residual stress $\tau_{0.5}$ followed linear correlations according to fiber density. The maximal variations of the stresses ranged between 160 to 222% according to minimal and maximal fiber densities.

The significant impact of fiber orientation and density on tensile, bending and shear behaviors of SFRC highlights the importance to take them into account in the design process of structures. Further works is needed to evaluate properly correction factor for fiber orientation in SFRC, by

means of appropriate tests (as proposed in AFGC UHPFRC recommendations (AFGC-BFUP, 2013)) or by availability of realistic reference values for different structural components, casting methods and SFRC flowabilities.

4.7 Acknowledgements

This project was financially supported by an industrial research project funded by the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada, City of Montreal, Jacques Cartier and Champlain Bridges Inc., Béton Brunet and Euclid. The authors are grateful to Holcim, Bekaert and Euclid for their material donations.

4.8 References

1. fib Model Code 2010 (2010) First complete draft. Fédération Internationale du Béton,

2. ACI Committee 544 (2002) Design considerations for steel Fiber Reinforced Concrete. American Concrete Institute, vol ACI 544.1R-96. ACI Farmington Hills

3. Lameiras R, Barros JA, Azenha M (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

4. Dupont D, Vandewalle L (2005) Distribution of steel fibres in rectangular sections. Cement and Concrete Composites 27 (3):391-398

5. Parmentier B, Vandewalle L, Rickstal F Evaluation of the scatter of the postpeak behaviour of fibre reinforced concrete in bending: A step towards reliability. In: Proceedings of the 7th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications-BEFIB, 2008. pp 133-143

6. Banthia N, Majdzadeh F, Wu J, Bindiganavile V (2014) Fiber synergy in hybrid fiber reinforced concrete (HyFRC) in flexure and direct shear. Cement and Concrete Composites 48:91-97

7. Delsol S (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

8. Blanco A, Pujadas P, de la Fuente A, Cavalaro S, Aguado A (2015) Assessment of the fibre orientation factor in SFRC slabs. Composites Part B: Engineering 68:343-354

9. Ferrara L, Caverzan A, Muhaxheri M, Di Prisco M Identification of tensile behaviour of SFR-SCC: direct vs. indirect tests. In: Fibre Reinforced Concrete: Challenges and Opportunities, Proceedings BEFIB 2012, 8th International RILEM Symposium, 2012. RILEM Publications SARL, p 12

10. Ferrara L, Ozyurt N, Di Prisco M (2011) High mechanical performance of fibre reinforced cementitious composites: the role of “casting-flow induced” fibre orientation. Materials and Structures 44 (1):109-128

11. Kang ST, Lee BY, Kim J-K, Kim YY (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

12. Kang ST, Kim J-K (2012) Investigation on the flexural behavior of UHPCC considering the effect of fiber orientation distribution. Construction and Building Materials 28 (1):57-65

13. Şanal İ, Zihnioğlu NÖ (2013) To what extent does the fiber orientation affect mechanical performance? Construction and Building Materials 44:671-681

14. Abrishambaf A, Barros JA, Cunha VM (2013) Relation between fibre distribution and post-cracking behaviour in steel fibre reinforced self-compacting concrete panels. Cement and concrete research 51:57-66

15. Zerbino R, Tobes J, Bossio M, Giaccio G (2012) On the orientation of fibres in structural members fabricated with self compacting fibre reinforced concrete. Cement and Concrete Composites 34 (2):191-200

16. Boulekbache B, Hamrat M, Chemrouk M, Amziane S (2012) Influence of yield stress and compressive strength on direct shear behaviour of steel fibre-reinforced concrete. Construction and Building Materials 27 (1):6-14

17. Doyon-Barbant J (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

18. Mirsayah AA, Banthia N (2002) Shear strength of steel fiber-reinforced concrete. ACI Materials Journal 99 (5)

19. Delsol S, Charron J-P (2013) Numerical modeling of UHPFRC mechanical behavior based on fibre orientation. Paper presented at the Conference UHPFRC 2013, AIX en Provence, France,

20. Plagué T, Desmettre C, Charron J-P (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

21. Mlekusch B (1999) Thermoelastic properties of short-fibre-reinforced thermoplastics. Composites Science and Technology 59 (6):911-923

22. Yoo D-Y, Kang S-T, Yoon Y-S (2016) Enhancing the flexural performance of ultra-high-performance concrete using long steel fibers. Composite Structures 147:220-230

23. Krenchel H (1975) Fibre spacing and specific fibre surface. Fibre Reinforced Cement and Concrete:69-79

24. Laranjeira F, Grünewald S, Walraven J, Blom C, Molins C, Aguado A (2011) Characterization of the orientation profile of steel fiber reinforced concrete. Materials and structures 44 (6):1093-1111

25. Eik M (2014) Orientation of short steel fibres in concrete: measuring and modelling. PhD Thesis Aalto University, Sweden.

26. Massicotte B, Conciatori D, Bédard S, Braike S (2014) Analyse Inélastique des Sections V3.1. Groupe de recherche en génie des structures, École Polytechnique de Montréal, Canada

27. di Prisco M, Colombo M, Dozio D (2013) Fibre-reinforced concrete in fib Model Code 2010: principles, models and test validation. Structural Concrete 14 (4):342-361

28. Blanco A, Pujadas P, de la Fuente A, Cavalaro S, Aguado A (2013) Application of constitutive models in European codes to RC–FRC. Construction and Building Materials 40:246-259

29. Monsó Varona A (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, Spane, In spanish

30. Wille K, Parra-Montesinos GJ (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)

31. Nour A, Massicotte B, de Montaignac R, Charron J-P (2015) Development of an inverse analysis procedure for the characterisation of softening diagrams for FRC beams and panels. Construction and Building Materials 94:35-44

32. AFGC-BFUP (2013) Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concretes. Recommendations, AFGC publication. France

CHAPITRE 5 ANALYSES COMPLÉMENTAIRES ET DISCUSSION GÉNÉRALE

L'article présenté au Chapitre 4 a permis de mettre en évidence l'influence de l'orientation et de la densité de fibres sur le comportement en traction, en flexion et en cisaillement du BRF. L'influence de ces paramètres sur le comportement mécanique a été quantifiée et des corrélations ont été déterminées. Il a de plus été observé que le comportement mécanique en traction et en flexion est plus particulièrement influencé par l'orientation des fibres, tandis qu'à l'inverse, le comportement en cisaillement a présenté une dépendance plus forte envers la densité de fibres. Pour faire suite à ces résultats, ce chapitre présente des analyses complémentaires effectuées au cours de ce projet de recherche. Tout d'abord, une brève section présente l'impact de la densité de fibres sur le comportement en flexion. Ensuite, des analyses additionnelles sur le comportement mécanique en cisaillement sont présentées. Par la suite, les modèles et équations simplifiés proposés par le MC2010 seront analysés en relation avec les résultats expérimentaux obtenus. Finalement, une méthodologie permettant de considérer l'impact de l'orientation des fibres dans la conception de composantes structurales en BRF sera présentée. La justesse ainsi que la facilité d'application de cette méthodologie seront vérifiées sur un élément structural conçu et testé dans le cadre du projet de recherche de Lachance et al. (2016). Une brève discussion portant sur l'ensemble de ces analyses fera guise de conclusion.

5.1 Impact de la densité de fibres sur le comportement en flexion

Tel que présenté dans le chapitre 4, le comportement en traction et en flexion a présenté une forte dépendance envers l'orientation des fibres, tandis qu'à l'inverse, le comportement en cisaillement a présenté une meilleure dépendance envers la densité de fibres. Étant donné l'espace limité disponible dans l'article, il était impossible de démontrer que les corrélations établies entre le comportement en flexion et la densité des fibres étaient peu fiables. La **Figure 5-1** présente les contraintes résiduelles de flexion f_{R1} et f_{R3} en fonction de la densité de fibres. Cette figure permet aisément de remarquer l'absence de corrélation claire entre ces contraintes résiduelles et la densité de fibres. La section 5.2.3.2 illustrera l'impact mitigé de l'orientation des fibres sur le comportement en cisaillement.

Figure 5-1: Contraintes résiduelles de flexion en fonction de la densité de fibres, a) f_{R1}, b) f_{R3}

5.2 Essai de cisaillement JSCE-G553-1999 (2005) modifié

La campagne d'essais a permis de tester en cisaillement 12 prismes de BRF avec des orientations distinctes (**Figure 4-8**). Le montage expérimental utilisé pour la réalisation des essais de cisaillement est présenté sur la **Figure 5-2**. Celui-ci a été effectué selon les recommandations proposées par Mirsayah et Banthia (2002) et comporte donc quelques différences par rapport au montage proposé par la norme JSCE-G553-1999 (2005). Selon ces auteurs, les principaux avantages de ce montage est qu'il permet de localiser les plans de fissuration et d'empêcher la rotation des spécimens. Ceci permet ainsi un meilleur contrôle du mode de rupture.

Figure 5-2: Schéma du montage de cisaillement

5.2.1 Préparation des spécimens

Selon les recommandations du Japan Society of Civil Engineering standards (JSCE-G553-1999, 2005), les spécimens doivent être coulés dans des coffrages individuels tout en prenant soin de suivre les recommandations et la méthodologie définies par la norme japonaise JSCE-SF2, 1990b). Dans le cadre de ce projet, les spécimens ont été sciés directement à partir d'une dalle de béton de 4.65 m x 3 m (**Figure 3-1**) afin d'obtenir des orientations moyennes de fibres diversifiées. En respect avec les recommandations de la norme JSCE-SF2, 1990b), les spécimens ont présenté des dimensions de 150 mm x 150 mm x 600 mm de longueur (**Figure 5-2**). Lors de la phase expérimentale, les dimensions réelles des spécimens ont été mesurées et ceux-ci ont présenté une variation maximale de ±5 mm sur les dimensions prescrites par la norme japonaise. Lors des analyses, les dimensions réelles du plan de rupture des spécimens ont été considérées. Tel qu'indiqué sur la **Figure 5-2**, les dimensions des plans de rupture sont en théorie de 80 mm x 80 mm étant donné la présence d'entailles sur la périphérie des prismes d'une profondeur de 35 mm.

5.2.2 Exigence sur le mode de rupture

Selon la norme JSCE-G553-1999 (2005), tous les essais dont la fissuration est située à l'extérieure des zones de rupture anticipées doivent être rejetés. Dans ce cas, les deux plans présentant les traits de scie constituent les zones de rupture anticipées. Lors de la phase expérimentale, l'ensemble des spécimens ont présenté une rupture selon les zones anticipées étant donné l'utilisation d'entailles selon la procédure modifiée par Mirsayah et Banthia (2002). Toutefois, 2 des 12 spécimens (C3-60 et C4-60) ont présenté une fissuration supplémentaire dans le bloc central (**Figure 5-3**). Ces spécimens ont donc été retirés des analyses.

Figure 5-3 : Essai de cisaillement avec fissuration du bloc central

5.2.3 Résultats expérimentaux

5.2.3.1 Courbes force-déplacements

Tel que mentionné dans le Chapitre 3, l'instrumentation utilisée pour les essais de cisaillement consiste en deux LVDTs verticaux et un LVDT horizontal pour chacun des plans de cisaillement. Les résultats des essais de cisaillement ont été analysés surtout en fonction des déplacements verticaux pour établir des comparaisons avec la documentation (Higashiyama & Banthia, 2008; Mirsayah & Banthia, 2002). De plus, la présence de retenues verticales (illustrées par les plaques noires sur la **Figure 5-2**) limite les déplacements verticaux et horizontaux du spécimen. Le blocage vertical est désiré pour empêcher la rotation des extrémités du spécimen, cependant le blocage horizontal nuit à l'essai en limitant l'ouverture libre des fissures de cisaillement. En effet, en présence de ces retenues verticales, les déplacements horizontaux dépendent de la tension induite dans les tiges filetées et du coefficient de frottement entre le spécimen et la surface d'appui. Le blocage des déplacements horizontaux complexifie l'interprétation de ces résultats et il a donc été choisi de ne pas en présenter l'analyse.

La **Figure 5-4** présente l'ensemble des courbes forces-déplacements obtenus des essais de cisaillement. Les déplacements verticaux ont été calculés en effectuant la moyenne des déplacements obtenus des 4 LVDTs. Tel que mentionné précédemment, les spécimens C3-60 et C4-60 ont été retirés des analyses étant donné la présence de fissures indésirables dans le bloc

central. Il est à noter que les orientations indiquées sur cette figure représentent des orientations théoriques, c'est-à-dire qu'elles représentent l'orientation de coupe des spécimens.

Figure 5-4: Courbe force-déplacement verticaux

Cette figure met en évidence la grande plage de résultats observés (augmentation de 160 % de la résistance maximale) pour les essais de cisaillement. Il est intéressant de constater que, contrairement aux essais de flexion et de traction, les spécimens de cisaillement sciés selon un angle de 30˚ présente des résistances maximales plus élevées que les spécimens sciés selon un angle de 0 ˚. Ceci s'explique par la présence d'une densité de fibre plus élevée dans ces spécimens tel qu'expliqué dans le Chapitre 4. De plus, la présence de perturbations dans les lignes d'écoulements du béton a induit une orientation des fibres plus favorables que celle attendue pour ces spécimens. D'un autre côté, les forces résiduelles après le pic de résistance sont peu affectées par la densité ou l'orientation des fibres.

5.2.3.2 Impact de l'orientation des fibres sur le comportement en cisaillement

Tel que présenté dans le chapitre 4, il s'est avéré que le comportement en cisaillement a présenté une meilleure dépendance envers la densité de fibres qu'envers l'orientation des fibres. Pour appuyer cette affirmation, la **Figure 5-5** illustre la contrainte maximale (τ_{max}) ainsi que la contrainte pour un déplacement vertical de 0.5 mm ($\tau_{0.5}$) obtenu pour chacun des spécimens d'essai. Cette figure met bien en évidence l'absence de corrélation claire pouvant être établie et le choix judicieux fait lors de l'analyse des résultats au Chapitre 4.

Figure 5-5: Contrainte de cisaillement en fonction du coefficient d'orientation des fibres

5.2.3.3 Mécanismes de rupture des plans de cisaillement

Lors de la réalisation des essais, il a été constaté que l'un des plans de cisaillement se déplaçait davantage en début d'essai et entrainait par la suite le deuxième plan. Afin de faciliter la compréhension du comportement observé, la **Figure 5-6** illustre la progression d'une courbe force-déplacement vertical d'un spécimen typique en fonction du temps. Il est à noter que les deux courbes présentées sur cette figure correspondent chacune à un des plans de cisaillement d'un même spécimen.

Figure 5-6: Évolution de comportement en cisaillement dans le temps

En analysant la **Figure 5-6**, il est possible de constater que le plan identifié en noir est celui qui subit le plus grand déplacement au début de l'essai, soit dans l'intervalle de temps allant de 0 à 1140 s. Par la suite, dans l'intervalle de temps allant de 1140 à 1300 s, le plan identifié en noir atteint sa résistance maximale et présente une diminution progressive de résistance marquée par une grande augmentation des déplacements verticaux. Dans ce même intervalle de temps, la différence de déplacement entre les deux plans de cisaillement est grandissante. Dans l'intervalle de temps allant de 1300 à 1301s, le plan identifié en noir n'enregistre aucun déplacement supplémentaire tandis que le plan identifié en gris subit un grand déplacement. Par la suite, les deux plans montrent un déplacement vertical équivalent. Le comportement observé sur cette figure laisse entrevoir la possibilité d'une rupture non simultanée des deux plans de cisaillement. Les augmentations rapides des déplacements et la présence de chutes abruptes de résistance laissent présager des ruptures non simultanées des plans de cisaillement. Toutefois, les résultats recueillis au cours de ces essais ainsi que les observations effectuées en laboratoire ne permettent pas de confirmer cette hypothèse.

Une fois les essais réalisés, les plans de rupture des spécimens ont été analysés. Il a été constaté que dans la majorité des cas les fibres ont cédé et n'ont pas été arrachées de la matrice cimentaire. Boulekbache et al. (2012) ainsi que Charron et al. (2016) ont également noté la rupture de plusieurs fibres au lieu de leurs arrachements dans des essais de cisaillement. Charron et al. (2016) ont de plus observé une résistance en cisaillement presque identique pour deux BRF présentant un volume de fibres de 1 % et une résistance à la compression différente (58.5 MPa et 86.5 MPa). Ceci tend à confirmer l'hypothèse d'une rupture des fibres lors de l'essai et une moindre contribution de la matrice de béton. Finalement, la **Figure 5-7** illustre des plans de ruptures analysés dans l'étude actuelle, une majorité de fibres a effectivement cassée lors de l'essai. Les fibres observées sur ces plans ne présentent pas d'extrémités crochetées et sont de faible longueur, confirmant ainsi leur rupture.

Figure 5-7: Surface de rupture de spécimens soumis à l'essai de cisaillement

5.3 Analyse des résultats d'essais mécaniques avec le code modèle du *fib* 2010

Cette section présente l'analyse des équations proposées par le MC2010 (2010) et leur application sur les comportements mécaniques observés. Dans ce qui suit, un bref retour sur les modèles proposés par le MC2010 sera présenté. Les lois constitutives en traction proposées par le MC2010 seront comparées aux lois de comportement réelles observées en laboratoire. La validité et l'adaptabilité des modèles simplifiées pour différentes orientations de fibres seront vérifiées. Finalement, le comportement en cisaillement expérimental sera comparé au comportement théorique calculé selon les équations du MC2010.

5.3.1 Modèles simplifiés en traction et en cisaillement

Tel que présenté dans la section 2.5.1, le MC2010 propose l'utilisation de modèles simplifiés pour déterminer la résistance en traction et en cisaillement d'éléments en BRF. Deux modèles simplifiés sont présentés pour modéliser le comportement en traction : le modèle rigide plastique et le modèle linéaire. Ces deux modèles nécessitent la réalisation d'essais de flexion trois points dans lesquels seront déterminées des contraintes résiduelles (f_{R1} et f_{R3}). Pour la résistance en cisaillement, le MC2010 propose l'utilisation de plusieurs modèles distincts en fonction de la présence ou non d'armatures (longitudinales et étriers). Dans le cas présent, les analyses seront effectuées en considérant l'équation proposée pour un élément en BRF sans présence d'armature longitudinale ni d'étrier.

5.3.1.1 Loi de traction – Modèle rigide plastique

Le modèle rigide plastique a la particularité de présenter une résistance à la traction constante et d'être simple d'utilisation. Étant donné la considération d'une résistance uniforme en traction, ce modèle permet un calcul manuel aisé. Selon ce modèle simplifié, la résistance à la traction est considérée égale à la contrainte de conception f_{Ftu} et se calcul selon l'équation 5.1. La contrainte résiduelle f_{R3} représente la contrainte de flexion résiduelle équivalente à une ouverture de fissure (CMOD) de 2.5 mm.

$$f_{Ftu} = \frac{f_{R3}}{3} \tag{5.1}$$

Le modèle rigide plastique s'applique sur une plage d'ouverture de fissure variant de 0 mm jusqu'à une valeur d'ouverture de fissure à l'ultime dénoté w_u. Cette ouverture de fissure à l'ultime se calcule selon l'équation 5.2 et est égale à 1.25 mm dans ce cas. En effet, la longueur caractéristique (l_{cs}) d'un spécimen de flexion trois points entaillé est égale à 125 mm et la déformation maximale (ε_{fu}) est prise égale à 1% pour une distribution de contrainte constante représentative d'un essai de traction directe.

$$w_u = \min\left(lcs\ \varepsilon_{fu}; 2{,}5\right) \tag{5.2}$$

Toutefois, afin de permettre une comparaison sur une plage plus grande de résultats, la contrainte de conception f_{Ftu} sera illustrée jusqu'à une ouverture de fissure de 2.5 mm dans ce qui suit, plutôt que pour 1.25 mm.

5.3.1.2 Loi de traction – Modèle linéaire

Comparativement au modèle rigide plastique, le modèle linéaire présente l'avantage de modéliser un comportement en traction variable selon l'ouverture de fissure. Ceci permet donc de mieux représenter le comportement en traction réelle d'un élément en BRF. Le MC2010 propose de modéliser le comportement en traction à partir de deux contraintes de conception f_{Fts} et f_{Ftu} qui peuvent être calculées avec les équations 5.3 et 5.4 respectivement.

$$f_{Fts} = 0.45 f_{R1} \tag{5.3}$$

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3}\left(f_{Fts} - 0.5 f_{R3} + 0.2 f_{R1}\right) \geq 0 \tag{5.4}$$

L'ouverture de fissure à l'ultime (w_u) présentée dans l'équation 5.4 se calcule selon l'équation 5.2 et est égale à 1.25 mm. Le terme $CMOD_3$ représente l'ouverture de fissure correspondant à la contrainte résiduelle f_{R3} et prend donc une valeur de 2.5 mm. Toutefois, tel que mentionné pour le modèle rigide plastique, la contrainte f_{Ftu} sera illustrée jusqu'à une ouverture de fissure de 2.5 mm, afin de permettre une comparaison sur une plage de résultats plus grande. Alors, en posant w_u égal à 2.5 mm, l'équation 5.4 peut être simplifiée sous la forme suivante :

$$f_{Ftu} = 0.5f_{R3} - 0.2f_{R1} \geq 0 \tag{5.5}$$

5.3.1.3 Loi de cisaillement – Sans présence d'armature longitudinale ni d'étrier

Le MC2010 recommande pour les éléments en BRF dépourvus d'armature longitudinale et d'étrier de limiter la contrainte de traction principale (σ_1) à la contrainte de conception f_{Ftu}. Ce principe proposé par le MC2010 est présenté par l'équation 5.6.

$$\sigma_1 \leq \frac{f_{Ftu}}{\gamma_f} \tag{5.6}$$

Dans le cas présent, la contrainte de conception sera calculée selon le modèle linéaire ainsi que selon le modèle rigide plastique et le coefficient de sécurité γ_f sera considéré égal à 1. La contrainte de conception pour le modèle linéaire sera calculée pour une ouverture de fissure (w_u) égale à 1.5 mm conformément aux recommandations du MC2010 pour le cisaillement. L'équation 5.4 présentée dans la section précédente peut donc être simplifiée selon l'équation 5.7.

$$f_{Ftu} = 0.4f_{Fts} + 0.3f_{R3} - 0.12f_{R1} \geq 0 \tag{5.7}$$

Puis, en intégrant l'équation 5.3 dans l'équation 5.7 on obtient la formulation suivante :

$$f_{Ftu} = 0.3f_{R3} + 0.06f_{R1} \geq 0 \tag{5.8}$$

Finalement, dans le cas présent, la contrainte principale de traction (σ_1) sera considérée équivalente à la contrainte de cisaillement. En effet, il est en général admis que les plans de cisaillement de ce type d'essai sont soumis à du cisaillement pur (Banthia et al., 2014) . Or, la contrainte principale de traction d'un élément soumis à du cisaillement pur est équivalente à la contrainte cisaillement (Coccia et al., 2015a).

5.3.2 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les modèles simplifiés du MC2010

5.3.2.1 Loi de traction – Modèle rigide plastique

Le **Tableau 5-1** ci-dessous présente les contraintes de conception (f_{Ftu}) calculées à partir des contraintes résiduelles (f_{R3}) des spécimens de flexion trois points. Les contraintes de conception ont été déterminées selon l'équation 5.1 présentée précédemment.

Tableau 5-1: Contrainte f_{Ftu} selon le modèle rigide plastique

Spécimens	Orientation (α)	f_{R3} (MPa)	f_{Ftu} (MPa)
TF1-0	0.81	6.16	2.05
TF2-0	0.81	8.35	2.78
TF3-0	0.81	5.54	1.85
TF4-0	0.80	5.22	1.74
TF1-30	0.82	7.60	2.53
TF2-30	0.82	6.60	2.20
TF3-30	0.81	5.77	1.92
TF4-30	0.81	4.29	1.43
TF1-60	0.68	2.38	0.79
TF2-60	0.66	2.18	0.73
TF3-60	0.65	2.20	0.73
TF4-60	0.62	1.70	0.57

La **Figure 5-8** illustre les lois de comportement obtenues expérimentalement pour les essais de traction directe ainsi que les lois de comportement théoriques déterminées selon le modèle rigide plastique du MC2010. Cette figure présente uniquement la partie post-pic des courbes de traction, étant donné qu'il s'agit de la zone d'application du modèle rigide plastique. Les zones ombragées correspondent aux enveloppes de résultats et les lois de comportements tracées à l'aide de marqueurs représentent des spécimens avec des orientations de fibres semblables.

Figure 5-8: Comparaison du modèle rigide plastique aux essais de traction directe

La **Figure 5-8** met en évidence le fait que le modèle rigide plastique proposé par le MC2010 sous-estime grandement la contrainte maximale de traction, tandis que pour des ouvertures de fissures supérieures à environ 0.75 mm (COD varie en fonction de α), le comportement est surestimé. La proposition du MC2010 de limiter la contrainte f_{Ftu} à 1.25 mm semble donc appropriée. Le modèle rigide plastique demeure nettement du côté conservateur, ceci est acceptable d'un point de vue de la conception, mais néglige une bonne partie de la contribution en traction du BRF.

La section 5.3.3 présentera le comportement flexionnel modélisé à l'aide du logiciel AIS en considérant les lois de traction théoriques calculées dans cette section. À ce stade-ci, on peut s'attendre à ce que le comportement flexionnel modélisé sous-estime grandement le comportement réel pour de faibles ouvertures de fissures. De plus, étant donné que le modèle rigide plastique est calibré à partir de la contrainte résiduelle de flexion f_{R3}, on peut s'attendre à ce que les comportements flexionnels modélisé et réel présentent une résistance équivalente pour une ouverture de fissure de 2.5 mm.

5.3.2.2 Loi de traction – Modèle linéaire

Le **Tableau 5-2** illustré ci-dessous présente les contraintes de conception (f_{Fts} et f_{Ftu}) calculées à partir des contraintes résiduelles (f_{R1} et f_{R3}) des spécimens de flexions trois points. Les contraintes de conception ont été déterminées selon les équations 5.3 et 5.5 présentées précédemment.

Tableau 5-2: Contrainte de conception selon le modèle linéaire

Spécimens	Orientation (α)	f_{R1} (MPa)	f_{R3} (MPa)	f_{Fts} (MPa)	f_{Ftu} (MPa)
TF1-0	0.81	12.5	6.16	5.61	0.58
TF2-0	0.81	12.7	8.35	5.72	1.63
TF3-0	0.81	11.9	5.54	5.34	0.40
TF4-0	0.80	10.0	5.22	4.48	0.62
TF1-30	0.82	14.4	7.60	6.50	0.91
TF2-30	0.82	14.3	6.60	6.45	0.43
TF3-30	0.81	13.8	5.77	6.21	0.13
TF4-30	0.81	12.0	4.29	5.38	0.00
TF1-60	0.68	7.06	2.38	3.18	0.00
TF2-60	0.66	6.86	2.18	3.09	0.00
TF3-60	0.65	7.40	2.20	3.33	0.00
TF4-60	0.62	5.04	1.70	2.27	0.00

Tel que présenté pour le modèle rigide plastique, la **Figure 5-9** présente une comparaison entre le comportement en traction prédit par le modèle linéaire et le comportement de traction réel obtenu expérimentalement. Encore une fois, uniquement la partie post-pic des courbes de traction est représentée, étant donné qu'il s'agit aussi de la zone d'application du modèle linéaire. Les zones ombragées correspondent aux enveloppes de résultats et les lois de comportements tracées à l'aide de marqueurs représentent des spécimens avec des orientations de fibres semblables.

Figure 5-9: Comparaison du modèle linéaire aux essais de traction directe

La **Figure 5-9** démontre que le modèle linéaire représente assez fidèlement le comportement réel pour des ouvertures de fissure inférieures à 0.5 mm, mais qu'il présente une surestimation parfois assez importante de la réponse en traction pour des ouvertures de fissures supérieures à 0.5 mm. Tout de même, il est possible de constater à l'aide des enveloppes de résultats que la tendance générale est assez bien représentée et que l'impact de l'orientation des fibres est bien considéré par le modèle théorique. Finalement, pour un élément soumis à de la flexion dont le comportement en traction est celui prédit par le modèle linéaire, on peut s'attendre à une bonne représentation du comportement flexionnel pour des ouvertures de fissures inférieures à 0.5 mm, tandis que le comportement devrait être surestimé pour des ouvertures de fissures plus élevées. Ceci pourra être validé dans la section 5.3.3.

5.3.2.3 Loi de cisaillement – Sans présence d'armature longitudinale ni étrier

Le **Tableau 5-3** présente les contraintes de conception (f_{Ftu}) pour le modèle rigide plastique et le modèle linéaire calculées à partir des contraintes résiduelles (f_{R1} et f_{R3}) des spécimens de flexion trois points. Les contraintes de conception ont été déterminées selon les équations 5.1 et 5.8 pour une ouverture de fissure ultime (w_u) égale à 1.5 mm.

Tableau 5-3 : Contrainte de conception selon le modèle linéaire et modèle rigide plastique

Spécimens	Orientation (α)	Densité (fibres/cm^2)	f_{R1} (MPa)	f_{R3} (MPa)	f_{Ftu}[1] (MPa)	f_{Ftu}[2] (MPa)
TF1-0	0.81	2.62	12.5	6.16	2.05	2.60
TF2-0	0.81	2.76	12.7	8.35	2.78	3.27
TF3-0	0.81	2.89	11.9	5.54	1.85	2.38
TF4-0	0.80	3.02	10.0	5.22	1.74	2.16
TF1-30	0.82	3.15	14.4	7.60	2.53	3.15
TF2-30	0.82	3.31	14.3	6.60	2.20	2.84
TF3-30	0.81	3.25	13.8	5.77	1.92	2.56
TF4-30	0.81	3.49	12.0	4.29	1.43	2.00
TF1-60	0.68	2.40	7.06	2.38	0.79	1.14
TF2-60	0.66	2.36	6.86	2.18	0.73	1.06
TF3-60	0.65	1.98	7.40	2.20	0.73	1.10
TF4-60	0.62	2.11	5.04	1.70	0.57	0.81

1 : Contrainte de conception f_{Ftu} déterminée selon le modèle rigide plastique

2 : Contrainte de conception f_{Ftu} déterminé selon le modèle linéaire avec w_u =1.5 mm

La **Figure 5-10** présente une comparaison entre les contraintes de conception calculées selon le MC2010 et les contraintes expérimentales obtenues des essais de cisaillement. En continuité avec l'analyse effectuée au Chapitre 4, les contraintes de conception en cisaillement seront comparées en fonction de la densité de fibres et non en fonction de l'orientation moyenne des fibres. En effet, il avait été constaté que le comportement en cisaillement présente une plus forte dépendance envers la densité de fibres qu'envers l'orientation moyenne de celles-ci.

Figure 5-10 : Comparaison des modèles proposés par le MC2010 aux résultats expérimentaux

À l'aide de cette figure, il est possible de constater que les contraintes expérimentales sont nettement supérieures à celles obtenues selon les recommandations du MC2010. Ces résultats peuvent être expliqués entre autres par la présence de modes de défaillance différents. En effet, les contraintes de conception calculées selon le MC2010 proviennent des essais de flexion trois points pour lesquels le mécanisme de défaillance des fibres est essentiellement l'extraction de celles-ci de la matrice cimentaire. À l'inverse, le mécanisme de défaillance des fibres soumis à cet essai de cisaillement est pour la majorité une cassure. Cette différence de mécanisme de défaillance engendre une sous-estimation de la résistance expérimentale par le modèle simplifié, puisque la résistance à l'arrachement des fibres est moindre que la résistance en rupture des fibres (Laranjeira et al., 2010; Lee et al., 2010; Soetens et al., 2013).

En considérant ces résultats, il apparait judicieux d'évaluer l'impact du mode de rupture des fibres sur le comportement en cisaillement. En effet, il serait pertinent de répertorier le mode de rupture réel des fibres pouvant survenir en pratique sur des éléments structuraux. Ceci permettrait de

valider si la rupture des fibres observée dans cet essai de cisaillement (JSCE-G533-1999 (2005)) représente un comportement réel pouvant être observé en pratique.

5.3.3 Simulation des essais de flexion 3 points

Dans la section précédente, il a été constaté que le modèle rigide plastique proposé par le MC2010 présentait une loi de comportement en traction très conservatrice par rapport aux comportements observés expérimentalement. D'un autre côté, le modèle linéaire a permis de représenter plus fidèlement les comportements expérimentaux en traction, en présentant toutefois une surestimation de la réponse pour des ouvertures de fissures supérieures à 0.5 mm. Cette section a pour objectif de vérifier la capacité de ces modèles théoriques à reproduire les comportements flexionnels observés expérimentalement. Pour ce faire, les lois constitutives en traction déterminées précédemment avec les modèles du MC2010 (section 5.3.2) pour chacun des spécimens de flexion trois points seront utilisées pour la simulation d'un essai de flexion trois points. Cette simulation sera effectuée à l'aide d'un logiciel d'analyse sectionnel (AIS) développé à polytechnique Montréal par Massicotte et al. (2014).

Les paramètres d'entrées dans le logiciel sont : la loi de comportement en compression, la loi de comportement en traction, la longueur caractéristique, la géométrie de la section ainsi que le type d'essai simulé. Dans ce cas, la loi de comportement en compression réel du BRF étudié a été considérée. Cette loi de comportement a été déterminée lors de la réalisation des essais de caractérisation en compression du matériau. Par la suite, les lois de comportement en traction post-pic introduit dans le logiciel sont celles déterminées selon les recommandations du MC2010 pour les modèles rigides plastique et linéaire élastique. La portion pré-pic du comportement en traction est entrée selon le module élastique du béton et selon la résistance en traction des modèles simplifiés pour une ouverture de fissure égale à 0 mm. Étant un logiciel d'analyse sectionnelle, l'entaille effectuée sur les spécimens ne peut pas être modélisée dans AIS. La géométrie d'entrée correspond donc à une section de 150 mm de largeur par 125 mm de hauteur, ce qui équivaut à la section réelle des spécimens d'essais de flexion trois points au niveau de l'entaille. Finalement, l'essai modélisé est un essai de flexion trois points et la géométrie de cet essai a été introduite.

Une fois l'ensemble de ces paramètres introduit dans AIS, l'analyse peut être lancée et des courbes moments-ouvertures de fissures (M-CMOD) sont obtenues. Les contraintes en flexion peuvent par la suite être déduites des moments appliqués en considérant un profil de contrainte linéaire

élastique, permettant ainsi l'obtention d'une courbe contrainte-ouverture de fissure (σ-CMOD). Le **Tableau 5-4** présente une comparaison entre les contraintes maximales en flexion obtenues expérimentalement et celles obtenues du logiciel AIS pour les modèles rigide plastique et linéaire. De plus, les ratios entre les résultats expérimentaux et modélisés sont présentés.

Tableau 5-4 : Comparaison entre les résistances expérimentales en flexion et les résistances théoriques en flexion calculées avec les modèles simplifiées du MC2010

Spécimens	σ_{max} Expérimentale (MPa)	σ_{max} Linéaire (MPa)	σ_{max} Rigide plastique (MPa)	$\sigma_{max\ exp}$ / $\sigma_{max\ linéaire}$ (-)	$\sigma_{max\ exp}$ / $\sigma_{max\ rig.\ plast.}$ (-)
TF1-0	12.6	12.9	6.02	0.98	2.09
TF2-0	13.4	13.3	7.96	1.01	1.69
TF3-0	12.5	12.2	5.17	1.03	2.42
TF4-0	10.1	10.6	4.89	0.96	2.06
TF1-30	14.6	14.8	7.12	0.99	2.05
TF2-30	14.4	14.5	6.30	1.00	2.29
TF3-30	14.3	14.0	5.45	1.02	2.62
TF4-30	12.2	12.3	4.04	0.99	3.02
TF1-60	7.19	7.60	2.33	0.95	3.08
TF2-60	6.97	7.40	2.05	0.94	3.40
TF3-60	7.93	7.83	2.05	1.01	3.87
TF4-60	5.21	5.61	1.74	0.93	3.00
Moyenne	**-**	**-**	**-**	**0.98**	**2.63**

Le **Tableau 5-4** montre que le modèle linéaire permet de représenter très précisément la résistance maximale en flexion, alors que le modèle rigide plastique sous-estime grandement cette dernière. En effet, la contrainte maximale réelle est en moyenne égale à 0.98 fois la résistance prédite par le modèle linéaire tandis qu'elle est 2.63 fois supérieure à la résistance prédite par le modèle rigide plastique. Tel qu'anticipé à partir des résultats de la section 5.3.2, le modèle linéaire surestime légèrement la résistance maximale, tandis que le modèle rigide plastique sous-estime grandement cette résistance. Finalement, la **Figure 5-11** présente une comparaison des courbes σ-CMOD expérimentales en flexion et théoriques en flexion calculées avec les modèles simplifiés du MC2010 pour quelques spécimens.

Figure 5-11: Comparaison des courbes σ-CMOD expérimentales en flexion et les courbes théoriques en flexion calculées avec les modèles simplifiées du MC2010

La **Figure 5-11** illustre bien la précision du modèle linéaire quant à la détermination de la contrainte maximale. Toutefois, on constate que ce modèle tend à surestimer la résistance flexionnelle pour des ouvertures de fissures supérieures à 0.5 mm. Ce résultat pouvait être anticipé en observant la **Figure 5-9** sur laquelle on constate que le modèle linéaire surestime généralement le comportement réel en traction pour des ouvertures de fissures entre 0.5 mm et 2.5 mm. Par la suite, la **Figure 5-11** met en évidence la grande sous-estimation du comportement flexionnel lorsque le modèle rigide plastique est utilisé. En fait, le comportement en flexion est sous-estimé pour des ouvertures de fissures inférieures à 2.5 mm, passé ce point, le comportement flexionnel est légèrement surestimé. Il est à noter que pour une ouverture de fissure égale à 2.5 mm, la contrainte en flexion expérimentale ainsi que celle obtenue à l'aide du modèle rigide plastique sont pratiquement égale, tel qu'il avait été anticipé dans la section 5.3.2.1. Finalement, on constate que dépassé une

ouverture de fissure d'environ 3 mm le comportement en flexion change de pente et la capacité en flexion diminue. Ceci est causé par la modélisation du comportement en traction pour lequel une contrainte nulle a été considérée pour des ouvertures de fissures supérieures à 2.5 mm.

5.4 Considération du coefficient d'orientation lors de la conception

5.4.1 Coefficient d'orientation selon le code modèle du *fib* 2010

Le MC2010 propose l'introduction d'un facteur de correction de l'orientation (K) afin de prendre en compte l'orientation des fibres en phase de conception. Ce facteur est utilisé afin de corriger les contraintes de conceptions (f_{Fts} et f_{Ftu}) utilisées dans le modèle rigide plastique et le modèle linéaire. Les équations 5.9 et 5.10 ci-dessous illustrent l'application de ce coefficient d'orientation.

$$F_{Fts,mod} = \frac{F_{fts}}{K} \quad o\text{ù} \quad F_{Fts} = 0.45 f_{R1} \qquad (Modèle\ linéaire) \qquad (5.9)$$

$$F_{Ftu,mod} = \frac{F_{ftu}}{K} \quad o\text{ù} \quad F_{Ftu} = \frac{f_{R3}}{3} \qquad (Modèle\ rigide\ plastique) \qquad (5.10)$$

$$ou \quad F_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{W_u}{CMOD_3}(f_{Ftsd} - 0.5 f_{R3} + 0.2 f_{R1}) \ (Modèle\ linéaire)$$

Il demeure toutefois difficile d'appliquer ce facteur d'orientation en pratique étant donné le manque d'indications sur les valeurs plausibles du coefficient d'orientation. En effet, le MC2010 mentionne uniquement que le facteur d'orientation doit être supérieur à 1 si les spécimens de caractérisation présentent une orientation de fibres plus favorable que celle de l'élément structural, et doit être inférieur à 1 dans le cas inverse.

En considérant les équations 5.9 et 5.10 et les indications du MC2010, il est intéressant de noter que le facteur de correction de l'orientation a pour objectif de corriger le comportement mécanique des spécimens de caractérisation afin de reproduire le comportement structural de l'élément à l'étude. Alors, en considérant cette définition, il est possible d'exprimer le facteur de correction de l'orientation selon l'équation 5.11 dans laquelle $\sigma_{charact}$ représente les contraintes résiduelles du comportement en traction mesuré dans les spécimens de caractérisation et σ_{struct} représente les contraintes résiduelles du comportement en traction mesurée dans l'élément structural analysé. Le facteur de correction est donc le rapport entre le comportement du spécimen de caractérisation sur

celui de l'élément structural. Tel que mis en évidence dans le chapitre 4 et exprimé dans l'équation 5.11, ces contraintes résiduelles sont fonction de l'orientation des fibres.

$$K = \frac{\sigma_{charact}}{\sigma_{struct}} = \frac{f(\alpha_{charact})}{f(\alpha_{struct})} \tag{5.11}$$

Cette équation met ainsi en évidence la nécessité de mettre en place une banque de valeur de référence pour les orientations moyennes des fibres attendues dans les spécimens de caractérisation et les éléments structuraux.

5.4.2 Valeurs de référence pour le coefficient d'orientation

Les **Tableau 5-5** et **5-6** présentent quelques valeurs de références d'orientation des fibres pour des spécimens de caractérisation ainsi que pour des éléments structuraux. Les valeurs de référence pour les spécimens de caractérisation ont été déterminées pour des spécimens d'essais de flexion trois-points ainsi que pour des spécimens en forme d'os testés dans ce projet de recherche. Ces valeurs de références ont de plus été déterminées pour deux types de maniabilité du béton différente (autoplaçant et maniabilité standard). La mise en place du béton de maniabilité standard dans les spécimens d'essai de flexion trois points a été effectuée en trois étapes tel que recommandé par la norme RILEM TC 162-TDF, tandis que la coulée a été effectuée à partir d'une extrémité du coffrage dans le cas du béton autoplaçant. Il est à noter qu'aucune valeur de référence n'a été déterminée pour les spécimens cylindriques des essais de traction directe étant donné que ceux-ci sont habituellement extraits d'éléments structuraux.

En observant le **Tableau 5-5**, on constate qu'il n'y a pas de différence significative entre l'orientation des fibres des spécimens d'essais de flexion trois points à maniabilité standard et autoplaçant, celle-ci étant d'environ de 0.76. Ceci avait aussi été noté par Grünewald (2004) qui avait proposé l'équation 5.12 afin de déterminer l'orientation des fibres d'un spécimen en fonction de la grandeur des fibres. Aux fins de comparaison, un coefficient d'orientation a été calculé à partir de cette équation pour une longueur de fibre équivalente à 35 mm utilisée dans ce projet. Une valeur de coefficient d'orientation de 0.76 a été obtenue. Cette valeur vient donc appuyer les résultats obtenus dans ce projet de recherche.

$$\alpha = 0.698 + 1.77 \times 10^{-3} \times l_f \tag{5.12}$$

Finalement, les valeurs de références pour les éléments structuraux présentés dans le **Tableau 5-6** ont été déterminées à partir de différents projets de recherche. Il est à noter que ces valeurs ont été déterminées pour des méthodes de mise en place spécifiques ainsi que pour des dimensions de spécimen et de mélanges de bétons précis. Ces valeurs doivent donc être utilisées avec prudence. Néanmoins, on constate qu'il est très conservateur de considérer des orientations de fibres 2D et 3D aléatoire présentées dans le **Tableau 5-6** lorsque l'orientation des fibres de l'élément structural à l'étude est inconnue.

Tableau 5-5 : Valeur de référence pour l'orientation des fibres de spécimens de caractérisation

Spécimens de caractérisation	Norme	Maniabilité	Nombre de spécimens	Orientation ($\alpha_{charact.}$) [1]	VAR. (écart type)
Spécimen d'essai de flexion trois points	EN 14651	Standard	6	0.76	0.02
		Autoplacant	6	0.77	0.02
Spécimen en forme d'os	Basé sur RILEM TC 162-TDF	Standard	6	0.76	0.03
		Autoplacant	5	0.81	0.02

1: Les valeurs présentées dans ce tableau ont été déterminées pour un BRF composé de fibre métallique crochetée de 35 mm de longueur avec un volume de fibres équivalent à 1 %

Tableau 5-6 : Valeur de référence pour l'orientation des fibres d'éléments structuraux

Éléments structuraux	Méthode de mise en place	Dimensions (longueur x largeur x épaisseur)	Orientation ($\alpha_{struct.}$)	Référence
Dalle en BRF autoplaçant (Parallèle à la direction de coulée)	Coulée à partir d'une extrémité	6 x 3 x 0.15 m	0.80 à 0.85	Cette étude
Dalle en BRF autoplaçant (Parallèle à l'écoulement radial)	Coulée à partir du centre	1.6 x 1.0 x 0.06 m	0.77 à 0.87	Abrishambaf et al. (2013)
Dalle en BRF autoplaçant (Perpendiculaire à l'écoulement radial)	Coulée à partir du centre	1.6 x 1.0 x 0.06 m	0.56 à 0.76	Abrishambaf et al. (2013)
2D aléatoire	-	-	0.637 ($2/\pi$)	AFGC-BFUP (2013); Laranjeira et al. (2011); Xia et Mackie (2014)
3D aléatoire	-	-	0.405 à 0.5	AFGC-BFUP (2013); Blanco et al. (2015); Xia et Mackie (2014)

5.4.3 Évaluation du facteur de correction de l'orientation avec les résultats d'essais de flexion trois points

L'équation 5.11 indique que le coefficient correcteur pour tenir compte de l'orientation des fibres dans la conception d'une composante en BRF dépend de la différence d'orientation entre les spécimens de caractérisation et la composante structurale. Par ailleurs, des corrélations ont été établies au Chapitre 4 entre le comportement en flexion de spécimens de caractérisation et l'orientation des fibres, l'évolution des contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} en fonction de l'orientation des fibres est donc connue (**Figure 4-12**). En supposant que ces corrélations s'appliquent également pour les composantes structurales, il est possible de réécrire l'équation 5.11 pour connaitre la correction à apporter aux contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} pour la conception d'une composante structurale (équations 5.13 et 5.14).

$$K_{R1} = \frac{36.02\alpha_{charact.} - 16.87}{36.02\alpha_{struct.} - 16.87} \qquad pour\ 0.62 \leq \alpha \leq 0.84 \tag{5.13}$$

$$K_{R3} = \frac{14.78\alpha_{charact.}{}^{4.2759}}{14.78\alpha_{struct.}{}^{4.2759}} \qquad pour\ 0.62 \leq \alpha \leq 0.84 \tag{5.14}$$

Ces équations sont présentées sur la **Figure 5-12** en considérant les valeurs d'orientations présentées dans le **Tableau 5-5** pour des spécimens d'essai de flexion trois points fabriqués avec des bétons de maniabilité courante (ST) et autoplaçant (SCC). Ces figures ont été obtenues en remplaçant $\alpha_{charact.}$ par les valeurs 0.76 et 0.77 respectivement pour les bétons de maniabilité courante et autoplaçant.

a) **b)**

Figure 5-12 : Facteur d'orientation pour les contraintes résiduelles d'un essai de flexion trois points, a) f_{R1}, b) f_{R3}

5.4.4 Évaluation du facteur de correction de l'orientation avec les résultats d'essais de traction directe

Tel qu'effectué pour l'essai de flexion trois-points, les équations 5.15 et 5.16 ont été déterminées en considérant l'équation 5.11 en combinaison avec les corrélations présentées sur la **Figure 4-13** reliant les contraintes résiduelles en traction ($\sigma_{0.1}$ et $\sigma_{0.5}$) et l'orientation des fibres.

$$K_{\sigma 0.1} = \frac{14.35\alpha_{charact.} - 6.95}{14.35\alpha_{struct.} - 6.95} \qquad pour\ 0.62 \leq \alpha \leq 0.84 \tag{5.15}$$

$$K_{\sigma 0.5} = \frac{14.64\alpha_{charact.} - 7.32}{14.64\alpha_{struct.} - 7.32} \qquad pour\ 0.62 \leq \alpha \leq 0.84 \tag{5.16}$$

Les facteurs de correction $K_{\sigma 0.1}$ et $K_{\sigma 0.5}$ représentent respectivement la correction à appliquer aux contraintes résiduelles de traction pour des ouvertures de fissures de 0.1 mm et 0.5 mm pour la conception de l'élément structural. Tel qu'indiqué précédemment dans le Chapitre 4, ces contraintes de traction sont équivalentes en termes de déformation aux contraintes f_{R1} et f_{R3} d'essai de flexion trois points. Ces équations sont présentées sur la **Figure 5-13** en considérant les valeurs d'orientations présentées dans le **Tableau 5-5** pour des spécimens en forme d'os fabriqués avec des bétons de maniabilité courante (ST) et autoplaçant (SCC). Ces figures ont été obtenues en remplaçant $\alpha_{charact.}$ par les valeurs 0.76 et 0.81 respectivement pour les bétons de maniabilité courante et autoplaçant.

a) **b)**

Figure 5-13 : Facteur d'orientation pour les contraintes résiduelles d'un essai de traction directe, a) $\sigma_{0.1\ mm}$, b) $\sigma_{0.5\ mm}$

5.4.5 Considération du coefficient d'orientation pour la conception - méthodologie

Lors de la phase de conception, les corrections devant être appliquées sur le comportement en traction des spécimens de caractérisation sont inconnues. Actuellement, le MC2010 propose de modifier les contraintes de conception f_{Fts} et f_{Ftu} avec un facteur de correction d'orientation (K). Toutefois, le MC2010 ne présente aucune indication claire sur les valeurs potentielles de ce facteur de correction. En fait, le MC2010 indique que l'effet de l'orientation des fibres peut être considéré en utilisant des spécimens de caractérisations représentatifs de l'élément structural à l'étude. La méthodologie qui suit a donc comme objectif de fournir des outils additionnels aux concepteurs désirant prendre en compte l'impact de l'orientation des fibres sur le comportement en traction et en flexion.

5.4.5.1 Essais de caractérisation

Tout d'abord, des essais de caractérisation doivent être réalisés afin de caractériser le comportement en traction du BRF[1] à l'étude. Dans ce cas-ci, la méthodologie proposée se limite aux essais de caractérisation pour lesquels des corrélations entre le comportement mécanique et l'orientation des fibres ont été établies dans ce projet de recherche (essai de flexion 3 points et essai de traction directe).

D'autres types d'essais de caractérisation pourraient être utilisées dans le cas où les corrélations proposées dans ce projet de recherche (entre le comportement mécanique et l'orientation des fibres) sont validées ou que d'autres corrélations soient établies pour le type d'essai souhaité. Il est à noter que dans le cas où un spécimen de caractérisation est directement extrait de l'élément structural à l'étude (p. ex. essai de traction directe sur cylindre entaillé, essai DEWS), il est conseillé d'extraire le spécimen de caractérisation à proximité de l'endroit où s'est produit la rupture du spécimen et dans la zone sollicitée en traction. Une attention particulière devra ensuite être portée sur la

[1] Voir limitations à la section 5.4.5.5. L'extrapolation de la méthodologie proposée à des BFUP doit être effectuée avec prudence. Les corrélations établies dans ce projet de recherche entre le comportement mécanique et l'orientation des fibres devraient au préalable être validés sur le matériau étudié.

direction d'analyse de l'orientation des fibres qui devrait représenter la section soumise aux contraintes de traction principales.

5.4.5.2 Loi de comportement en traction

La loi de comportement en traction doit être déterminée avec des essais de caractérisation. Selon le type d'essai de caractérisation, la loi de comportement en traction peut être obtenue soit directement du comportement expérimental (avec un essai de traction directe) ou bien nécessitera la réalisation d'une analyse inverse (avec les essais de flexion en 3 points ou en 4 points). En remplacement d'une analyse inverse complète qui peut s'avérer fastidieuse et complexe, des lois de comportement simplifiées peuvent être utilisées et sont proposées par certaines normes (par exemple MC2010 (2010)).

Dans le même ligne de pensée que plusieurs normes actuelles (CSA A23.3-04 (2004); Eurocode 2 (2004), AFGC-BFUP, (2013)), il est conseillé d'utiliser la loi de comportement en traction caractéristique du béton étudié pour effectuer la conception.

5.4.5.3 Orientation des fibres – spécimens de caractérisation et éléments structuraux

L'orientation des fibres des spécimens de caractérisation et de l'élément structural à l'étude peuvent être déterminé des **Tableau 5-5** et **5-6**, respectivement. Dans le cas où l'orientation des fibres pour le spécimen de caractérisation ou pour l'élément structural n'est pas disponible dans ces tableaux, celle-ci peut être analysée directement sur les spécimens de caractérisation ou sur un corps d'épreuve de l'élément structural en question. Dans ce dernier cas, il est conseillé d'évaluer l'orientation des fibres à proximité du plan de rupture et dans la zone sollicitée en traction. Une attention particulière doit être portée à la direction d'analyse de l'orientation des fibres. Cette analyse doit être effectuée parallèlement à l'effort de traction principal.

5.4.5.4 Correction de la loi de comportement en traction

La loi de comportement caractéristique déterminée à partir des spécimens de caractérisation doit être corrigée afin de prendre en compte la différence d'orientation des fibres entre les spécimens de caractérisation et l'élément structural à l'étude. Dans ce cas-ci, la méthode de correction proposée est applicable soit à une loi de comportement en traction directe (obtenu d'un essai de traction directe), ou à des contraintes résiduelles (f_{R1} et f_{R3}) obtenues d'un essai de flexion 3 points.

Pour un essai de flexion trois points dont le comportement en traction est déterminé à l'aide d'une méthode simplifiée utilisant les contraintes résiduelles f_{R1} et f_{R3} (par exemple MC2010), les équations 5.17 et 5.18 peuvent respectivement être utilisées pour corriger ces contraintes résiduelles. Dans ces équations, les facteurs de corrections de l'orientations K_{R1} et K_{R3} sont calculés à partir des équations 5.13 et 5.14 respectivement. En référence aux modèles simplifiés proposées dans le MC2010, les contraintes de conception (f_{Fts} et f_{Ftu}) pourraient par la suite être déterminées en utilisant les contraintes résiduelles de flexion modifiées (f_{R1mod} et f_{R3mod}) qui considèrent maintenant l'effet de l'orientation des fibres.

$$f_{R1mod} = \frac{f_{R1}}{K_{R1}} \tag{5.17}$$

$$f_{R3mod} = \frac{f_{R3}}{K_{R3}} \tag{5.18}$$

Lorsque l'essai de caractérisation est un essai de traction directe, une approche simplifiée est utilisée. En effet, seulement un facteur de correction de l'orientation est nécessaire pour modifier le comportement en traction, soit $K_{\sigma 0.1}$ ou $K_{\sigma 0.5}$. Ces facteurs sont calculés à partir des équations 5.15 et 5.16 respectivement. Dans ce cas, le facteur de correction avec la valeur la plus restrictive est utilisé afin corriger l'ensemble de la loi en traction. Cette approche est conservatrice et permet de conserver une courbe de comportement en traction sans discontinuité, ce qui n'aurait pas été le cas en utilisant les deux facteurs de correction obtenus pour $\sigma_{0.1}$ ($K_{\sigma 0.1}$) et $\sigma_{0.5}$ ($K_{\sigma 0.5}$). Le comportement en traction modifié ($\sigma_{struct.}$) est donc calculé selon l'équation 5.19.

$$\sigma_{struct.} = \frac{\sigma_{charact}}{\max(K_{\sigma 0.1}; K_{\sigma 0.5})} \tag{5.19}$$

5.4.5.5 Limitation de la méthodologie proposée

La méthodologie proposée comporte plusieurs limitations présentement étant donné l'établissement des corrélations proposées à partir d'un mélange de BRF spécifique. L'utilisation des corrélations établies doivent donc être faite avec prudence pour tous autres types de BRF ou pour des BFUP.

De plus, cette méthodologie s'applique plus particulièrement à des essais de caractérisation de flexion en 3 points et de traction directe. Toutefois, sous toute réserve, cette méthodologie pourrait

vraisemblablement s'appliquer aux courbes de traction directe obtenues par analyse inverse effectuée sur d'autres types d'essais de caractérisation.

5.4.6 Considération du coefficient d'orientation pour la conception – application structurale

Afin de valider la méthodologie proposée, cette section présente un exemple d'application sur une dalle en béton fibré à hautes performances (BFHP) conçue, construite et testée dans un projet précédent effectué à Polytechnique Montréal (Lachance et al., 2016). La **Figure 5-14a** présente la section de la dalle qui sera analysée, tandis que les propriétés mécaniques du BFHP sont présentées sur la **Figure 5-14b**. Cette dalle a été testée en flexion quatre points avec une portée libre de 3100 mm et une zone de moment constant de 600 mm.

Property	HPFRC
E (MPa)	38830
ν (-)	0.24
f_t (MPa)	3.60
f_c (MPa)	81.0

a) **b)**

Figure 5-14: Dalle en BFHP, a) Section transversale, b) Propriétés mécaniques, (Lachance et al., 2016)

La caractérisation du comportement en traction a été réalisée à l'aide de spécimens en forme d'os soumis à un essai de traction directe. Dans ce cas particulier de démonstration, la loi de comportement en traction utilisée correspond à la loi moyenne obtenue des essais de caractérisation. Ceci a été effectué dans l'objectif de reproduire le plus fidèlement possible le comportement expérimental observé. Dans un contexte de conception, la loi de traction caractéristique aurait été utilisée. Le facteur de correction de l'orientation des fibres pour un spécimen en forme d'os de maniabilité courante (ST) peut donc être déterminé à partir du **Tableau 5-5** et est égal à 0.76. L'orientation moyenne des fibres dans la dalle a été déterminée par carottage dans le cadre du projet de Lachance et al. (2016) et est égale à 0.79. Dans le cas où cette orientation n'aurait pas été connue, une valeur de 0.8 aurait été obtenue à partir du **Tableau 5-6**. L'orientation des fibres dans la dalle étant plus élevée que celle des spécimens de caractérisation, on s'attend

donc à majorer à la hausse le comportement en traction des spécimens de caractérisation en forme d'os.

L'orientation des fibres dans les spécimens de caractérisation et dans la dalle étant maintenant connue, les facteurs de correction de l'orientation peuvent être déterminés à partir des équations 5.15 et 5.16. En considérant la valeur maximale obtenue entre ces deux équations ($K_{\sigma 0.1}$ = 0.90 et $K_{\sigma 0.5}$ = 0.89), on conserve le facteur de correction le plus conservateur, soit $K_{\sigma 0.1}$ = 0.90. Ceci signifie que le comportement en traction sera majoré à la hausse de 111 % pour tenir compte de l'impact de l'orientation des fibres dans la conception.

Dans cet exemple, le facteur de correction de l'orientation sera aussi déterminé pour une orientation de fibres aléatoire 2D (α_{struct} = 0.637) afin d'illustrer les résultats qui seraient obtenus à l'aide d'une approche très conservatrice prônée par certaines références. Les facteurs de correction ont été déterminés à l'aide des équations 5.15 et 5.16, des valeurs de $K_{\sigma 0.1}$ = 1.81 et $K_{\sigma 0.5}$ = 1.90 ont été obtenues. La valeur de correction conservatrice de $K_{\sigma 0.5}$ = 1.90 a été utilisée pour adapter la loi de comportement en traction en fonction de l'orientation des fibres.

La **Figure 5-15** présente le comportement moyen en traction directe des spécimens de caractérisation de référence du BRF utilisés pour la fabrication de la dalle, ainsi que le comportement en traction modifié à l'aide des facteurs de correction de l'orientation des fibres (K = 0.90 pour orientation in-situ et K = 1.90 pour orientation aléatoire 2D). Il est à noter que la portion pré-pic du comportement en traction n'est pas présentée sur cette figure étant donné qu'elle est indépendante de l'orientation des fibres.

Figure 5-15: Loi de comportement en traction de référence et modifiée selon l'orientation des fibres attendues dans la structure

La **Figure 5-16** présente le comportement flexionnel de la dalle soumise à un moment négatif et à un moment positif. La courbe expérimentale est représentée à l'aide d'une courbe pointillée et peut être comparée aux courbes calculées avec le logiciel AIS. Le comportement flexionnel déterminé par le logiciel AIS a été obtenu en considérant le comportement en traction de référence des spécimens de caractérisation (K=1), le comportement en traction selon l'orientation des fibres attendue dans la structure calculée avec les équations 5.15-5.16 (K=0.9), ainsi que le comportement en traction pour une orientation de fibres aléatoires 2D (K=1.9) (**Figure 5-15**). La **Figure 5-16** illustre clairement l'impact de l'orientation des fibres sur le comportement en flexion. Tout d'abord, on constate que l'utilisation de l'orientation de fibres attendue dans la structure calculée avec les équations 5.15-5.16 permet d'obtenir un comportement flexionnel représentatif du comportement expérimental, tout en restant légèrement conservateur. L'utilisation d'une orientation de fibres aléatoire 2D procure une résistance flexionnelle très conservatrice (entre 60 et 80% de la résistance expérimentale).

L'exemple d'application de la méthodologie proposée a permis de démontrer la validité des corrélations proposées pour tenir compte de l'orientation des fibres dans la conception d'éléments structuraux ainsi que la facilité d'application de celle-ci. Il faudrait bien entendu étendre la validation de cette méthodologie à la conception de divers éléments structuraux réalisés avec différentes gammes de BRF et comprenant différentes orientations de fibres. Il faudrait également bonifier les valeurs d'orientation des références contenues dans le **Tableau 5-5** et le **Tableau 5-6** afin d'élargir le champ d'application de la méthodologie proposée.

Figure 5-16: Impact de l'orientation des fibres sur la relation moment-courbure, a) Moment positif, b) Moment négatif

5.5 Discussion générale

5.5.1 Essais mécaniques pour évaluer le comportement en traction des BRF

L'évaluation du comportement en traction d'un BRF peut être réalisée à l'aide d'essais de traction directe (DT) sur cylindre entaillé ou sur spécimen en forme d'os, ou bien à l'aide d'essais indirects (flexion en 3 points (3PBT), flexion en 4 points (4PBT), double edge wedge splitting test (DEWS), etc.) dont les résultats seront ensuite traités par une analyse inverse. Dans le cadre du présent travail de recherche, des essais de traction directe sur cylindre entaillé ainsi que deux types d'essais indirects (3PBT, 4PBT) ont été réalisés. Les résultats obtenus de ces essais ont permis de déduire les conclusions suivantes.

- L'impact de l'orientation des fibres sur le comportement en traction a présenté des tendances similaires pour l'essai de flexion trois points ainsi que pour l'essai de traction directe. Des tendances différentes ont toutefois été observés pour l'essai de flexion quatre points.
- La différence de comportement observée entre l'essai de flexion quatre points et les essais de traction directe et de flexion trois points semble due à la présence de conditions géométriques et d'appuis différentes. En effet, l'essai de flexion quatre points ne comporte pas d'entaille localisant le plan de fissuration et les appuis de cet essai sont dits de haute friction contrairement à ceux de l'essai de flexion trois points.
- La réalisation d'essais indirects (3PBT et 4PBT) présente comme principaux avantages l'utilisation d'équipements disponibles dans la plupart des laboratoires ainsi qu'une facilité d'exécution. Toutefois, ces types d'essais nécessitent la réalisation d'une analyse inverse afin de retrouver le comportement en traction. D'un autre côté, l'essai de traction directe présente comme principal avantage l'obtention directe de la loi de comportement en traction. Cependant, ce type d'essai nécessite l'utilisation d'équipement sophistiqué en plus de présenter plusieurs complexités lors de l'exécution (collage adéquat des spécimens, alignement/verticalité des spécimens, etc.).
- En considérant la facilité de réalisation des essais réalisés dans cette étude (3PBT, 4PBT, DT) ainsi que les tendances observées lors de l'analyse des résultats, il semble préférable d'utiliser l'essai de flexion trois points pour caractériser le comportement en traction des

BRF. En effet, ce type d'essai est simple d'exécution comparativement à l'essai de traction directe et il a permis d'obtenir un comportement en traction équivalent à celui obtenu de l'essai de traction directe.

- Les montages comprenant des appuis à haute friction, tel que décrit par Wille et Parra-Montesinos (2012), doivent être utilisés avec prudence lorsqu'ils sont utilisés pour déterminer la loi constitutive en traction d'un matériau. En considérant le coefficient de friction ainsi que l'équation proposée par Wille et Parra-Montesinos (2012), une augmentation d'environ 40 % du moment résistant peut être observée pour des conditions d'appuis à haute friction. Ainsi, le comportement en traction déterminé par analyse inverse peut-être faussement augmenté et donc non conservateur. En général, il est donc souhaitable d'utiliser des supports de basse friction afin de mieux représenter le comportement réel d'un matériau.

5.5.2 Essai mécanique pour évaluer le comportement en cisaillement des BRF

Le montage d'essai de cisaillement proposé par Mirsayah et Banthia (2002) a été utilisé dans le cadre de ce projet de recherche. Ce montage est grandement inspiré de celui proposé par la norme japonaise JSCE-G553-1999 (2005), mais il comporte quelques ajustements. En effet, Mirsayah et Banthia (2002) ont proposé l'ajout d'entailles en périphérie du prisme ainsi que la mise en place de retenues verticales afin d'assurer la fissuration des spécimens d'essais sur les plans désirés. Les résultats et analyses des essais de cisaillement effectués dans ce projet de recherche ont permis d'obtenir les conclusions suivantes.

- L'impact de l'orientation des fibres sur le comportement en cisaillement n'a pas permis l'obtention de tendance claire. En revanche, le comportement en cisaillement s'est avéré être fortement corrélé à la densité de fibres traversant les plans de ruptures. La rupture de la majorité des fibres, au lieu de leur arrachement de la matrice, a été observée sur les plans de ruptures. Ceci conforte l'hypothèse d'une influence plus significative de la densité des fibres.

- Une meilleure connaissance de la répartition des charges entre les deux plans de cisaillement serait utile pour mieux caractériser le comportement en cisaillement observé. En effet, il a été constaté que les déplacements verticaux des deux plans de cisaillement

d'un spécimen sont différents lors de l'atteinte de la résistance maximale, ce qui laisse présager une distribution non uniforme de la charge appliquée. Il serait donc requis de bien connaitre cette répartition de charge afin de déterminer précisément la contrainte maximale en cisaillement. Pour ce faire, il serait intéressant de modifier le montage expérimental afin de mesurer la charge appliquée sur chacun des plans de cisaillement.

- Les modifications au montage proposées par Mirsayah et Banthia (2002) ont permis de localiser adéquatement les plans de fissuration. Cependant, l'ajout de retenues verticales modifie le comportement en apportant un confinement additionnel des plans de rupture qui limite les déplacements horizontaux. Cette limitation des déplacements horizontaux rend ce paramètre difficile d'interprétation étant donné sa dépendance à la tension présente dans les retenues verticales et au coefficient de frottement entre les spécimens d'essais et les appuis. De plus, cette restriction des déplacements horizontaux a vraisemblablement eu un impact sur le mode de rupture des fibres observées (cassure des fibres plutôt que leur arrachement).
- Malgré les modifications proposées par Mirsayah et Banthia (2002), il n'existe pas à ce jour d'essai normalisé qui permette de caractériser adéquatement le comportement en cisaillement. En considérant le mode de rupture des fibres observé dans cette campagne expérimentale (cassure des fibres), il serait conseillé de caractériser le comportement en cisaillement avec un essai dont le mode de rupture se rapproche plus de ce qui pourrait être observé en pratique sur un élément structural. Il faudrait donc un essai permettant une fissuration inclinée et dont l'ouverture horizontale des fissures ne soit pas restreinte.

5.5.3 Évaluation de la densité et de l'orientation des fibres

L'évaluation de la densité et de l'orientation des fibres a été réalisée à l'aide d'un programme d'analyse d'images initié par Lee (2009) et finalisé par Delsol (2012). La préparation des spécimens pour analyse, l'exécution de l'analyse des fibres ainsi que l'analyse des résultats obtenus ont mené aux conclusions suivantes.

- La méthode d'analyse d'images comporte plusieurs avantages, tels que la diversité des informations obtenues sur les fibres et la nécessité d'appareil d'analyse non spécialisé et peu onéreux. Toutefois, cette méthode nécessite une préparation des spécimens longue et

fastidieuse (coupe des spécimens, polissage, augmentation du contraste des fibres, sablage et analyse). Il s'agit également d'une méthode destructive.

- Le programme d'analyse d'images permet l'obtention d'une grande diversité d'information sur le plan analysé. En effet, ce programme détecte chacune des fibres présentes sur le plan d'analyse et détermine l'orientation de chacune d'entre elles. Ceci permet donc de déterminer l'orientation moyenne des fibres, la densité de fibre, la distribution des orientations ainsi que la répartition des fibres dans l'échantillon.
- Le programme d'analyse d'images permet de détecter fidèlement l'orientation moyenne des fibres en se basant exclusivement sur des propriétés géométriques avec une précision de ±0.02 sur le coefficient d'orientation et une précision moindre sur les fibres de faibles orientations θ (Delsol, 2012). Ce programme d'analyse permet donc de détecter l'orientation des fibres indépendamment de la densité, contrairement à la méthode du comptage manuel. Cet aspect représente un avantage important de cette méthode, car cette étude a démontré que la densité et l'orientation des fibres ne suivent pas nécessairement des tendances identiques.
- La distribution théorique de l'orientation des fibres proposée par Laranjeira et al. (2011) n'a pas permis de représenter fidèlement les distributions observées expérimentalement. L'analyse de la distribution des fibres a mis en évidence une distribution d'orientation des fibres s'apparentant plus à une loi log-normale qu'à une loi normale.

5.5.4 Performance des équations du MC2010

La comparaison des résultats expérimentaux aux résultats théoriques prédits par les modèles simplifiés du MC2010 a permis de valider la facilité d'application ainsi que la justesse de certaines équations proposées. Les conclusions suivantes ont pu être déduites des analyses effectuées.

- Le modèle rigide plastique s'est avéré très simple d'utilisation et a permis la réalisation aisée de calcul manuel pour évaluer le comportement en flexion d'éléments structuraux. Le comportement en traction prédit par ce modèle sous-estime toutefois grandement le comportement observé expérimentalement. En effet, une sous-estimation du comportement en flexion de l'ordre de 66 % a été notée dans les cas les plus critiques.

- La grande sous-estimation du comportement réel prédit par le modèle rigide plastique provient de l'hypothèse à la base de celui-ci. L'équation proposée par ce modèle a été déterminée en considérant une ouverture de fissure à l'ultime de 2.5 mm. Toutefois, il a été constaté dans ce projet de recherche que le moment ultime se produit environ à une ouverture de fissure de 0.5 mm pour des spécimens en BRF sans armature. D'un autre côté, il a été observé par de Montaignac et al. (2012a) une ouverture de fissure à l'ultime variant entre 0.5 mm et 1.0 mm pour des poutres avec armatures. Afin de représenter plus fidèlement les comportements observés expérimentalement, il serait donc plus approprié que ce modèle prenne en compte une ouverture de fissure à l'ultime variable en fonction du type d'élément analysé.
- Le modèle linéaire s'est avéré aussi simple d'utilisation, mais ne permet toutefois pas un calcul manuel aussi aisé que le modèle rigide plastique. Le comportement en traction prédit par ce modèle a permis l'obtention d'un moment résistant se rapprochant grandement de celui observé expérimentalement. Une surestimation du comportement post-pic a toutefois été notée pour l'ensemble des spécimens étudiés.
- Le modèle simplifié proposé par le MC2010 pour analyser la résistance en cisaillement d'un élément en BRF sans armature ni étrier s'est avéré très conservateur. En effet, la résistance maximale en cisaillement a été sous-estimée d'environ 90 % pour l'ensemble des spécimens analysés. Cette différence de résultats provient probablement du mécanisme de rupture considéré par le MC2010 comparativement à celui observé expérimentalement. En effet, le MC2010 propose un modèle relié directement au comportement en traction qui est contrôlé par l'arrachement progressif des fibres de la matrice cimentaire, tandis qu'une cassure des fibres a plutôt été observée expérimentalement. En période de conception, ce modèle simplifié pourrait probablement s'avéré réaliste dans l'éventualité où la rupture en cisaillement d'un élément structural survienne par arrachement des fibres.

5.5.5 Prise en compte de l'orientation des fibres dans la conception

L'influence de l'orientation et de la densité de fibres sur le comportement mécanique en traction, flexion et cisaillement a été étudiée dans le cadre de ce projet de recherche et a permis d'obtenir les conclusions suivantes.

- Les comportements en traction et en flexion des BRF sont principalement influencés par l'orientation des fibres, tandis que le comportement en cisaillement a présenté une dépendance envers la densité de fibres.
- Les comportements en traction et en flexion ont présenté des tendances claires en fonction de l'orientation des fibres. Des augmentations de 194 % et de 280 % de la contrainte maximale ont été observées respectivement pour le comportement en traction directe et en flexion trois points entre les spécimens ayant des orientations de fibres la plus défavorable et la plus favorable.
- Le comportement en cisaillement a présenté une tendance claire en fonction de la densité de fibres. Une augmentation de 160 % de la contrainte maximale en cisaillement a été observée entre les spécimens ayant des orientations de fibres la plus défavorable et la plus favorable.
- L'influence prononcée de l'orientation et de la densité de fibres sur le comportement observé démontre tout l'intérêt de considérer ces paramètres lors de la conception. La négligence de ces paramètres peut entrainer l'évaluation incorrecte (de manière sécuritaire ou non) de la capacité réelle d'éléments en BRF.
- Une corrélation linéaire a été déterminée entre la contrainte résiduelle de flexion f_{R1} et l'orientation des fibres, tandis qu'une corrélation exponentielle a été déterminée entre la contrainte résiduelle de flexion f_{R3} et l'orientation des fibres. Une corrélation linéaire a été déterminée entre les contraintes résiduelles de traction $\sigma_{0.1}$ et $\sigma_{0.5}$ et l'orientation des fibres.
- Une méthode pour prendre en compte l'impact de l'orientation des fibres lors de la conception a été proposée. Cette méthode est basée sur les corrélations déterminées dans ce projet de recherche entre le comportement mécanique et l'orientation des fibres. Des valeurs de références d'orientations de fibres sont proposées pour des spécimens de caractérisation ainsi que pour des éléments structuraux. À partir de ces valeurs, des facteurs de corrections sont déterminés et utilisés pour corriger le comportement mécanique des spécimens de caractérisation.
- La méthode proposée afin de prendre en compte l'orientation des fibres dans la conception a présenté des résultats cohérents et elle est simple d'utilisation. De plus, étant donné l'application du facteur de correction de l'orientation sur les contraintes résiduelles f_{R1} et

f_{R3}, cette méthode peut aisément être intégrée au MC2010 ou à toute autre norme se basant sur ces contraintes résiduelles pour caractériser le comportement en traction de BRF.

- La méthodologie proposée nécessite toutefois la mise en place d'une banque de données comprenant des valeurs de référence d'orientation de fibres pour des spécimens de caractérisation et des éléments structuraux. Cette méthodologie devrait également être validée sur des BRF (avec ou sans présence d'armature) présentant des propriétés différentes (volume de fibres, type de fibres (géométrie et composition), résistance de la matrice cimentaire, etc.) de celui utilisé dans le cadre de ce projet, ainsi que sur plusieurs éléments structuraux présentant des orientations de fibres variables.

CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

6.1 Rappel des objectifs et de la méthodologie du projet

L'objectif principal de ce projet de recherche était de déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique en traction, en flexion et en cisaillement des BRF. De plus, ce projet de recherche avait comme objectif secondaire de mettre au point une méthodologie qui permettrait de considérer adéquatement l'orientation des fibres lors de la conception.

Afin d'atteindre ces objectifs, une campagne expérimentale comportant plusieurs essais mécaniques (flexion en trois points et en quatre points, traction et cisaillement) a été réalisée. Les spécimens d'essais ont été sciés dans différentes directions dans une grande dalle en BRF, ceci a permis l'obtention de spécimens ayant une grande diversité d'orientations de fibres. Une fois les spécimens testés, l'orientation des fibres de chacun des spécimens a été déterminée à l'aide d'un programme d'analyse d'images. Les résultats d'orientation des fibres ainsi que les résultats des essais mécaniques ont été analysés conjointement afin d'évaluer l'impact de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique du BRF à l'étude. L'impact de l'orientation des fibres a par la suite été introduit dans une procédure de conception à l'aide d'un facteur de correction de l'orientation des fibres basé sur quelques principes mis de l'avant dans le MC2010. La validité du facteur de correction de l'orientation des fibres a été vérifiée en reproduisant le comportement flexionnel d'une dalle structurale en BFHP.

6.2 Conclusions

La réalisation de ce projet de recherche a permis d'obtenir les conclusions suivantes.

- La méthodologie suivie pour la fabrication des spécimens (dalle coulée à partir d'une extrémité et spécimens sciés dans différentes directions) a permis l'obtention d'une grande diversité d'orientations de fibres allant de 34° à 55° (α entre 0.83 et 0.62).
- Le programme d'analyse d'images utilisé pour déterminer l'orientation des fibres a permis d'obtenir une grande diversité d'informations, telles que l'orientation des fibres, la densité de fibres, la distribution des orientations et la répartition spatiale des orientations.

- La méthode de comptage manuel proposé par Krenchel (1975) pour déterminer l'orientation des fibres a présenté une sous-estimation de l'orientation des fibres dans la majorité des cas. En fait, considérant les résultats obtenus dans ce projet de recherche, cette méthode ne semble pas appropriée pour déterminer avec justesse l'orientation des fibres. Elle fournit généralement un coefficient d'orientation des fibres très conservateur et peut servir lors de la réalisation d'études préliminaires.
- La distribution de l'orientation des fibres mesurée dans ce projet suit une loi de type log-normale plutôt qu'une loi normale tel que proposé par Laranjeira et al. (2011). En fait, une loi log-normale semble plus représentative de la distribution spatiale théorique des fibres en considérant que la probabilité d'occurrence d'avoir une fibre bien alignée est plus faible que d'avoir une fibre mal alignée.
- Le comportement en traction et en flexion du BRF étudié a présenté une forte dépendance envers l'orientation des fibres. Une augmentation de la contrainte maximale de 194 % et de 280 % a été observée pour les comportements en traction et en flexion respectivement, entre les spécimens ayant des orientations de fibres la plus défavorable et la plus favorable. Des corrélations de type linéaire et exponentielle ont été déterminées entre les contraintes résiduelles de flexion f_{R1} et f_{R3} et l'orientation des fibres, respectivement. Des corrélations linéaires ont été déterminées entre les contraintes résiduelles de traction $\sigma_{0.1}$ et $\sigma_{0.5}$ et l'orientation des fibres.
- Le comportement en cisaillement du BRF étudié a présenté une meilleure corrélation envers la densité de fibres qu'envers l'orientation des fibres. Une augmentation de la contrainte maximale de 160 % a été observée entre les spécimens ayant des densités de fibres la plus faible et la plus élevée. Des corrélations linéaires ont été déterminées entre les contraintes de cisaillement τ_{max} et $\tau_{0.5}$ et la densité de fibre.
- La dépendance du comportement mécanique envers la densité ou l'orientation des fibres semblent être fonction du mécanisme de rupture des fibres. En fait, lorsque le mécanisme de rupture a été l'arrachement des fibres (essai de flexion et essai de traction), le comportement mécanique a présenté une dépendance plus forte envers l'orientation des fibres. À l'inverse, lorsque le mécanisme de rupture a été la rupture des fibres (essai de

cisaillement), le comportement mécanique a présenté une dépendance plus forte envers la densité de fibres.

- La présence d'entaille ainsi que le type d'appuis (basse ou haute friction) utilisé pour la réalisation des essais ont influencé fortement le comportement mécanique observé. En effet, les résultats de l'essai de flexion en quatre points ont présenté des tendances différentes en fonction de l'orientation des fibres de celles observées pour les essais de traction directe et de flexion en trois points, et ce même en suivant les corrections recommandées par Wille et Parra-Montesinos (2012).
- La détermination de la loi constitutive en traction du BRF à l'aide du modèle rigide plastique proposé par le MC2010 a présenté en comportement en flexion très conservateur pour des ouvertures de fissures inférieures à 1 mm. À l'inverse, le modèle linéaire a présenté un comportement en flexion semblable à celui observé expérimentalement pour de faibles ouvertures de fissures, mais une surestimation pour des ouvertures de fissures supérieures 0.5 mm.
- La méthodologie proposée est simple d'utilisation et peut être intégrée aisément dans les normes évaluant le comportement en traction du BRF à l'aide d'un essai de traction directe ou d'un essai de flexion en trois points. Une banque de valeur de référence pour l'orientation des fibres mesurée dans les spécimens de caractérisation ainsi que dans les éléments structuraux est toutefois nécessaire à la bonne application de cette méthodologie.
- La méthodologie proposée a été validée en évaluant le comportement flexionnel d'une dalle armée en BRF. Des résultats comparables aux résultats expérimentaux ont été obtenus. De plus, dans l'ignorance de l'orientation réelle de la structure étudiée, il a été mis en évidence que l'hypothèse d'une orientation de fibres aléatoire 2D est très conservatrice.

6.3 Recommandations

En considérant les résultats et conclusions présentés dans ce travail de recherche, les recommandations suivantes peuvent être formulées.

- L'utilisation d'un programme d'analyse d'images ou d'une autre méthode indépendante de la densité de fibres est recommandée pour évaluer l'orientation des fibres. En effet, il a été constaté que la méthode de comptage manuel, quoiqu'utile pour effectuer une

approximation, ne permet pas de déterminer avec justesse l'orientation des fibres d'un élément à l'étude.

- Les résultats des essais de flexion en quatre points effectués dans ce projet de recherche ont présenté des tendances différentes de celles obtenues des essais de traction directe et de flexion en trois points. Cette différence est principalement due à l'utilisation d'appuis à haute friction ainsi que l'absence d'entaille. Afin de permettre une meilleure caractérisation du comportement en traction d'un matériau, il est recommandé de proscrire l'utilisation d'appuis à haute friction et d'utiliser des appuis à basse friction qui permettent les déplacements horizontaux. Finalement il est conseillé de conserver une géométrie sans entaille, car il est reconnu que la présence d'entaille tend à augmenter les contraintes expérimentales en localisant la rupture dans une zone potentiellement différente de celle avec la résistance la plus faible. Cette façon de procéder permettrait d'effectuer une caractérisation adéquate et réaliste du comportement en flexion et en traction du matériau.
- Les résultats des essais de cisaillement ont permis d'observer la présence de déplacements différents entre les deux plans de rupture ainsi qu'une cassure de la majorité des fibres. Afin de permettre une meilleure caractérisation du comportement en cisaillement, il serait conseiller d'utiliser un essai de cisaillement dont le mode de rupture se rapproche de ce qui pourrait être observé en pratique sur des éléments structuraux. L'essai japonais (JSCE-G553-1999, 2005) serait donc à éviter étant donné la présence de retenu verticale qui restreint l'ouverture des fissures et la présence de plan de cisaillement verticaux qui ne représente pas une rupture en cisaillement usuel.
- Les résultats de la campagne expérimentale ont démontré une forte dépendance du comportement mécanique envers l'orientation et de la densité de fibres. Il est donc absolument requis de considérer ces paramètres lors de l'analyse ou de la conception d'éléments en BRF.

6.4 Recherches complémentaires

Afin d'être en mesure de considérer avec justesse l'orientation et la densité de fibres dans la conception, plusieurs recherches complémentaires seraient nécessaires. Tout d'abord, l'évaluation de l'impact de l'orientation et de la densité de fibres sur le comportement mécanique de BRF

présentant des propriétés différentes (longueurs et diamètres des fibres, volumes de fibre, types de fibres, résistances de la matrice cimentaire) de celui étudié dans ce projet de recherche serait nécessaire. Ceci permettrait de valider si les corrélations relevées dans ce projet de recherche peuvent s'appliquer de façon générale aux BRF.

Par la suite, il serait nécessaire d'évaluer l'impact de l'orientation et de la densité de fibres sur la résistance en cisaillement de spécimens de grandeur réelle présentant un plan de cisaillement en angle. Ceci permettrait de déterminer si la rupture des fibres est effectivement observée à l'échelle de la structure, ou s'il s'agit d'un effet relié au montage de l'essai de cisaillement, et de valider si la densité de fibres demeure le paramètre d'influence principal.

Finalement, la réalisation d'une campagne expérimentale sur des éléments structuraux de grandeur réelle devrait être envisagée afin de valider la méthodologie proposée dans ce projet de recherche. En effet, il serait pertinent de mettre en application la méthodologie de conception proposée tenant compte de l'orientation des fibres sur divers éléments structuraux et de vérifier sa performance. De plus, ceci permettrait d'apporter des informations essentielles sur les valeurs d'orientations de fibres de référence à considérer pour différents éléments structuraux.

BIBLIOGRAPHIE

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.

AFGC-BFUP. (2013). *Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concretes*. France.

Amin, Foster, & Muttoni. (2014). Derivation of the σ-w relationship for SFRC from prism bending tests. *Structural Concrete*.

ASTM. (2008). 1550:'Standard Test Method for Flexural Toughness of Fiber-Reinforced Concrete (Using Centrally-Loaded Round Panel). *ASTM, West Conshohocken, Pa*.

ASTM. (2010). Standard test method for Flexural Performance of Fibre reinforced Concrete (Using Beam with THird point Loading). *United States*.

Baby. (2012). *Contribution à l'identification et la prise en compte du comportement en traction des BFUP à l'échelle de la structure.* (Thèse de doctorat, Université Paris-Est).

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.

Barros, Cunha, Ribeiro, & Antunes. (2005). Post-cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures, 38*(1), 47-56.

Behloul. (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.* (Cachan, Ecole normale supérieure).

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.

Blanco, Pujadas, de la Fuente, Cavalaro, & Aguado. (2015). Assessment of the fibre orientation factor in SFRC slabs. *Composites Part B: Engineering, 68*, 343-354.

Boulekbache, Hamrat, Chemrouk, & Amziane. (2009). Influence de la rhéologie des bétons renforcés de fibres métalliques sur leurs propriétés mécaniques. *European Journal of Environmental and Civil Engineering, 13*(4), 473-488.

Boulekbache, Hamrat, Chemrouk, & Amziane. (2012). Influence of yield stress and compressive strength on direct shear behaviour of steel fibre-reinforced concrete. *Construction and Building Materials, 27*(1), 6-14.

CESC. (2004). *Publication No 38: Technical Specification for Fiber Reinforced Concrete Structures*. China: China association for engineering construction standardization.

Charron, Desmettre, & Androuet. (2016). *Utilisation de béton renforcé de fibres (BRF) pour les glissières en béton pour chantier (GBC)*. École polytechnique de Montréal.

Charron, Rossi, & Boulet (2015). [Bétons de fibres courant vers les bétons de fibres ultra performants].

Coccia, Meda, & Rinaldi. (2015a). On shear verification according to fib Model Code 2010 in FRC elements without traditional reinforcement. *Structural Concrete, 16*(4), 518-523.

Coccia, Meda, & Rinaldi. (2015b). On shear verification according to the fib Model Code 2010 in FRC elements without traditional reinforcement. *Structural Concrete*.

CSA A23.3-04. (2004). A23. 3-04. 2004. *Design of concrete structures, Canadian Standard Association*.

de Montaignac. (2011). *Analyse du comportement d'éléments fléchis en béton renforcé de fibres métalliques: du matériau à la structure.* (Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Montréal, QC).

de Montaignac, Massicotte, & Charron. (2012a). Design of SFRC structural elements: flexural behaviour prediction. *Materials and structures, 45*(4), 623-636.

de Montaignac, Massicotte, & Charron. (2013). Finite-element modelling of SFRC members in bending. *Magazine of Concrete Research, 65*(19), 1133-1146.

de Montaignac, Massicotte, Charron, & Nour. (2012b). Design of SFRC structural elements: post-cracking tensile strength measurement. *Materials and structures, 45*(4), 609-622.

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.

Desmettre, & Charron. (2012). Water permeability of reinforced concrete with and without fiber subjected to static and constant tensile loading. *Cement and Concrete Research, 42*(7), 945-952.

di Prisco, Colombo, & Dozio. (2013a). Fibre-reinforced concrete in fib Model Code 2010: principles, models and test validation. *Structural Concrete, 14*(4), 342-361.

Di Prisco, Ferrara, & Caverzan. Self-compacting fibre reinforced concrete: is the material really isotropic?

Di Prisco, Ferrara, & Lamperti. (2013b). Double edge wedge splitting (DEWS): an indirect tension test to identify post-cracking behaviour of fibre reinforced cementitious composites. *Materials and structures, 46*(11), 1893-1918.

Di Prisco, Lamperti, & Lapolla. (2010). *On double edge wedge splitting test: preliminary results.* Communication présentée à Proceedings FraMCoS (vol. 7, p. 1533-1540).

Digonat. (2015). *Mesure et influence du coefficient d'orientation sur la résistance en traction de bétons renforcés de fibres métalliques.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, QC).

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).

DR-AS5100.5. (2014). *Draft for public comment Australian standard.* Sydney: Standards Australia.

Dupont, & Vandewalle. (2005). Distribution of steel fibres in rectangular sections. *Cement and Concrete Composites, 27*(3), 391-398.

Eik. (2014). *Orientation of short steel fibres in concrete: measuring and modelling*: Aalto University.

EN14651. (2005). Test method for metallic fibered concrete-Measuring the flexural tensile strength (limit of proportionality (LOP), residual). *Brussels: European Committee for Standardization*.

Eurocode 2. (2004). 1-2: 2004 Eurocode 2: Design of concrete structures-Part 1-2: General rules-Structural fire design. *European Standards, London*.

Faifer, Ottoboni, Toscani, & Ferrara. (2010). *Steel fiber reinforced concrete characterization based on a magnetic probe.* Communication présentée à Instrumentation and Measurement Technology Conference (I2MTC), 2010 IEEE (p. 157-162).

Faifer, Ottoboni, Toscani, & Ferrara. (2011). Nondestructive testing of steel-fiber-reinforced concrete using a magnetic approach. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 60*(5), 1709-1717.

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.

fib Model Code 2010. (2010). *First complete draft*. Fédération Internationale du Béton.

Fu, & Lauke. (1996). Effects of fiber length and fiber orientation distributions on the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers. *Composites Science and Technology, 56*(10), 1179-1190.

Grünewald. (2004). *Performance-based design of self-compacting fibre reinforced concrete*: TU Delft, Delft University of Technology.

Higashiyama, & Banthia. (2008). Correlating flexural and shear toughness of lightweight fiber-reinforced concrete. *Materials Journal, 105*(3), 251-257.

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).

JSCE-G553-1999. (2005). Test Method for Shear Strength of Steel Fiber Reinforced Concrete. *Standard Specifications for Concrete Structures, Test Methods and Specifications*, 362.

JSCE-SF2. (1990). *Method of making specimens for strength and toughness tests of steel fiber-reinforced concrete*. Tokyo: Japan society of civil engineers.

JSCE-SF6. (1990). *Method of test for shear strength of steel fiber reinforced concrete (SFRC)*. Tokyo: Japan society of civil engineers.

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.

Katzer. (2006). Steel fibers and steel fiber reinforced concrete in civil engineering. *Pacific Journal of Science and Technology, 7*(1), 53-58.

Kazemi, & Lubell. (2012). Influence of Specimen Size and Fiber Content on Mechanical Properties of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. *ACI materials Journal, 109*(6).

Kooiman. (2000). *Modelling steel fibre reinforced concrete for structural design*: TU Delft, Delft University of Technology.

Krause, Hausherr, Burgeth, Herrmann, & Krenkel. (2010). Determination of the fibre orientation in composites using the structure tensor and local X-ray transform. *Journal of Materials Science, 45*(4), 888.

Krenchel. (1975). Fibre spacing and specific fibre surface. *Fibre Reinforced Cement and Concrete*, 69-79.

Lachance. (2015). *Développement de dalle préfabriqués conçues en bétons fibrés à hautes et ultra-hautes performances pour les ponts.* (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal, QC).

Lachance, Charron, & Massicotte. (2016). Development of precast bridge slabs in HPFRC and UHPFRC. *ACI Structural Journal*.

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.

Laranjeira, Aguado, & Molins. (2008). *Evaluating uniaxial tensile behavior of steel fiber reinforced concrete using a meso-scale model.* Communication présentée à BEFIB 2008: 7th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete (p. 1079-1088).

Laranjeira, Grünewald, Walraven, Blom, Molins, & Aguado. (2011). Characterization of the orientation profile of steel fiber reinforced concrete. *Materials and structures, 44*(6), 1093-1111.

Laranjeira, Molins, & Aguado. (2010). Predicting the pullout response of inclined hooked steel fibers. *Cement and concrete research, 40*(10), 1471-1487.

Lee. (2009). *Effets de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des poutres en beton renforcé de fibres métalliques.* (École Polytechnique de Montréal).

Lee, Kang, & Kim. (2010). Pullout behavior of inclined steel fiber in an ultra-high strength cementitious matrix. *Construction and Building Materials, 24*(10), 2030-2041.

Mansur, Chin, & Wee. (1999). Stress-strain relationship of high-strength fiber concrete in compression. *Journal of materials in civil engineering, 11*(1), 21-29.

Martinie, & Roussel. (2011). Simple tools for fiber orientation prediction in industrial practice. *Cement and Concrete research, 41*(10), 993-1000.

Massicotte, Conciatori, Bédard, & Braike. (2014). Analyse Inélastique des Sections V3.1. Groupe de recherche en génie des structures, École Polytechnique de Montréal, Canada.

MC2010. (2010). First complete draft. *fib*.

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.

Molins, Aguado, & Saludes. (2009). Double punch test to control the energy dissipation in tension of FRC (Barcelona test). *Materials and structures, 42*(4), 415-425.

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, Spane, In spanish).

Naaman. (2008). High performance fiber reinforced cement composites. Dans *High-performance construction materials: Science and applications* (p. 91-153): World Scientific.

Naaman, & Reinhardt. (2006). Proposed classification of HPFRC composites based on their tensile response. *Materials and structures, 39*(5), 547-555.

Nour, Massicotte, de Montaignac, & Charron. (2015). Development of an inverse analysis procedure for the characterisation of softening diagrams for FRC beams and panels. *Construction and Building Materials, 94*, 35-44.

Ozyurt, Mason, & Shah. (2006). Non-destructive monitoring of fiber dispersion in FRCS using ac-impedance spectroscopy. Dans *Measuring, Monitoring and Modeling Concrete Properties* (p. 285-290): Springer.

Pająk, & Ponikiewski. (2013). Flexural behavior of self-compacting concrete reinforced with different types of steel fibers. *Construction and Building Materials, 47*, 397-408.

Parmentier, Vandewalle, & Rickstal. (2008). *Evaluation of the scatter of the postpeak behaviour of fibre reinforced concrete in bending: A step towards reliability.* Communication présentée à Proceedings of the 7th RILEM International Symposium on Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications-BEFIB (p. 133-143).

Paultre. (2011). *Structures en béton armé: analyse et dimensionnement*: Presses inter Polytechnique.

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.

Rilem. (2003). 162–TDF,"σ-ε design method–final recommendation". *Materials and structures, 36*, 560-567.

Rossi. (1998). *Les bétons de fibres métalliques*: Ed. Techniques Ingénieur.

Rossi. (1999). *Bétons de fibres métalliques.* Communication présentée à Béton, révolution, architecture, Paris, France (p. 14-15).

Şanal, & Zihnioğlu. (2013). To what extent does the fiber orientation affect mechanical performance? *Construction and Building Materials, 44*, 671-681.

Shilang, & Hans. (2005). Shear fracture on the basis of fracture mechanics. *Otto-Graf-Journal, 16*, 21.

Shoaib. (2012). *Shear in steel fiber reinforced concrete members without stirrups.* (University of Alberta).

Soetens, & Matthys. (2014). Different methods to model the post-cracking behaviour of hooked-end steel fibre reinforced concrete. *Construction and Building Materials, 73*, 458-471.

Soetens, Van Gysel, Matthys, & Taerwe. (2013). A semi-analytical model to predict the pull-out behaviour of inclined hooked-end steel fibres. *Construction and Building Materials, 43*, 253-265.

Stähli, Custer, & van Mier. (2008). On flow properties, fibre distribution, fibre orientation and flexural behaviour of FRC. *Materials and structures, 41*(1), 189-196.

Tang, An, & Maekawa. (2014). Behavioral simulation model for SFRC and application to flexural fatigue in Tension. *Journal of Advanced Concrete Technology, 12*(10), 352-362. doi:10.3151/jact.12.352

Torrents, Blanco, Pujadas, Aguado, Juan-García, & Sánchez-Moragues. (2012). Inductive method for assessing the amount and orientation of steel fibers in concrete. *Materials and structures, 45*(10), 1577-1592.

Vandewalle, Heirman, & Van Rickstal. (2008). *Fibre orientation in self-compacting fibre reinforced concrete.* Communication présentée à Proc. of the 7th Int. RILEM Symp. on Fibre Reinforced Concrete: Design and Applications (BEFIB2008) (p. 719-728).

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).

Wille, Tue, & Parra-Montesinos. (2014). Fiber distribution and orientation in UHP-FRC beams and their effect on backward analysis. *Materials and structures, 47*(11), 1825-1838.

Xia, & Mackie. (2014). Axisymmetric Fiber Orientation Distribution of Short Straight Fiber in Fiber-Reinforced Concrete. *ACI Materials Journal, 111*(2).

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.

ANNEXE A – PLAN DE CAROTTAGE PRÉLIMINAIRE DE LA DALLE

A.1 Plan de localisation des carottes préliminaires

L'orientation des fibres a été déterminée à plusieurs endroits dans la dalle au début de la phase expérimentale. Pour ce faire, des carottes ont été prélevées puis analysées par la suite à l'aide du programme d'analyse d'image mis au point par Delsol (2012). Cette étude préliminaire a été effectuée afin de déterminer les emplacements à privilégier pour les spécimens d'essais principaux. La **Figure A-6-1** illustre l'emplacement des carottes prélevées pour cette étude préliminaire.

Figure A-6-1 : Localisation des carottes

A.2 Orientation des carottes préliminaires

La **Figure A-6-2** illustre l'orientation des fibres (en degré) obtenue pour chacune des carottes effectuées dans cette étude préliminaire. L'analyse de l'orientation des fibres a été effectuée selon la direction d'écoulement principale du béton.

Figure A-6-2 : Orientation des fibres des spécimens carottés pour l'étude préliminaire

ANNEXE B – FICHE DE LA GÂCHÉE DE BÉTON

FORMULAIRE DE MELANGE POUR PÄTE, MORTIER ET BETON

Paramètres

Nom du mélange : BRF70-BPDL-P6400-n11fib80kg6535 Préparé par : Cédric

Critères	Valeur
AC/C	0,00
E/C	0,28
E/L = E/(C+FS)	
S/C	1,27
S/G	1,36

Critères	Valeur
Sup. (ml/kg L)	13,1
(% sec L)	0,54
AEA (ml/kg L)	0,00
Visc. (ml/Leau)	0,00
Autre (ml/kg L)	7,8

Critères	Valeur
Fibre (%)	1,0
Air (%)	2,5
Pâte (%)	43,3
Vgâchée (l)	3750,2

Recette de béton fibré à haute performance

Composante	Identification composante	ρ (kg/l)	Masse recette (kg/m3)	Volume recette (l/m3)	Masse gâchée (kg) *	Volume gâchée (l)
Ciment	HSF (lfg)	3,15	685,00	217,46	2568,85	815,51
Ajout cimentaire	Pas d'ajout	0,00				
Eau	0	1,00	181,25	181,25	679,72	679,72
Superplastifiant	Plastol6400	1,09	9,81	9,00	36,78	33,75
Extrait liquide (%)	62	1,00	6,08	6,08	22,81	22,81
Entraineur d'air	Pas de AEA	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Extrait liquide (%)	100	1,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Agent viscosant	Pas de VISC	0,00	0,00	0,00	0,00	0,000
Extrait liquide (%)	1	1,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Autre adjuvant	Plastol AMP-X2	1,05	5,58	5,34	20,94	20,04
Extrait liquide (%)	80	1,00	4,47	4,47	16,75	16,75
Eau total (adj. inclus)	0	1,00	191,80	191,80	719,28	719,28
Sable	Valleyfield	2,71	870,01	321,04	3262,69	1203,94
Pierre	2.5-10 Gr. Val	2,778	640,75	230,65	2402,91	864,98
Fibres	Dramix 65-35	7,80	80,00	10,26	300,00	38,46
Air	0	0,00	0,00	25,00	0,00	93,75
Total	0	0	2472,41	1000,00	9271,90	3750,15

** : Masse granulats en Msss*

Teneur en eau et correction des masses de granulats

Caractéristiques		Sable	Pierre	
Poids tare : PT		0,00 g	0,00 g	
Poids tare + granulats humides : PH		300,00 g	299,90 g	
Poids tare + granulats séchés : PS		290,80 g	297,50 g	*Total eau*
Absorption : A		0,0075 (-)	0,0061 (-)	*apportée*
Teneur en eau	TE = (PH - PS) / (PS - PT)	0,0316 (-)	0,0081 (-)	*par granulats :*
Eau apportée par granulats	Eau = [(TE - A) x Msss] / (1 + A)	78,16 kg	4,70 kg	82,86 kg
Masse corrigée des granulats	Mhumide = [(1 + TE) x Msss] / (1 + A)	3340,85 kg	2407,61 kg	

Matériaux à préparer pour une gâchée de 3750,15235 litres

Composante	Masse théorique (kg) Masse	Masse théorique (kg) Msss	Masse au laboratoire (kg) Mcorrigée	Masse au laboratoire (kg) Mpesée
Ciment	2568,85 kg	------	------	2568,854 kg
Ajout cimentaire	kg	------	------	kg
Eau	679,72 kg	------	596,86 kg	596,860 kg
Superplastifiant	36782,3g	------	------	36782,338g
Autre adjuvant	20938,7g	------	------	20938,732g
Entraineur d'air	0,0 g	------	------	0,000 g
Agent viscosant	0,0 g	------	------	0,000 g
Sable	------	3262,69 kg	3340,85 kg	3340,850 kg
Pierre	------	2402,91 kg	2407,61 kg	2407,610 kg
Fibres	------	300,00 kg	------	300,000 kg

Mcorrigée d'eau correspond à la masse théorique + Total eau apportée granulats

Caractéristiques de la gâchée

Contact E/C (date, heure) :	2014/08/28 @ 10h24	
Température (°C) :	31,2	
Affaissement / Etalement (mm) :	280	750
Temps d'écoulement (s) :		

fc 7j/28j (MPa) :

Masse béton airmètre (kg) :	17,452
Volume airmètre (l) :	7
Masse vol. béton exp. (kg/m3) :	2493,142857
Teneur en air (%) :	0,8

Remarques :

Avant fibres : L-Box=1, proche limite ségrégation.
Après fibres : L-Box=1, limite ségrégation, matériau OK.

Groupe de recherche en GÉNIE DES STRUCTURES
V.1.5.3 - JPC/CA, 24 août 2012

ANNEXE C – PRÉPARATION DES SPÉCIMENS POUR LA PROCÉDURE D'ANALYSE D'IMAGE

Les étapes de préparations qui suivent sont principalement basées sur celles présentées dans le mémoire de Delsol (2012).

C.1 Coupe des spécimens

1. Une fois l'essai réalisé, tracer le plan de coupe à une distance minimale de $l_f/2$ du plan de rupture;
2. Scier le spécimen à l'aide d'une scie béton munie d'une sortie d'eau;
3. Effectuer la coupe de façon continue et d'un seul coup afin d'éviter la création d'encoches;
4. Effectuer la coupe en douceur afin de minimiser les effets thermiques et mécaniques provenant du contact entre la lame et la surface de béton.

C.2 Polissage des spécimens

1. Effectuer le polissage à l'aide d'une polisseuse;
2. Humidifier la polisseuse et la surface du spécimen à l'étude;
3. Régler la vitesse du plateau rotatif à la vitesse désirée (vitesse 4 suggérée)
4. Saupoudrer légèrement de la poudre abrasive sur le plateau rotatif (carbonate de silicium 240 µm);
5. Mettre en contact la surface à l'étude sur le plateau rotatif jusqu'à ce qu'une opposition soit ressentie;
6. Assurer une pression uniforme de la surface à l'étude sur le plateau rotatif;
7. Nettoyer le plateau rotatif avec de l'eau lorsque celui-ci est saturé de particules de bétons ou lorsque l'opposition entre le plateau rotatif et la surface d'étude devient saccadée;
8. Répéter les étapes 4 à 7 jusqu'à l'obtention d'une surface parfaitement lisse au toucher. Vérifier à l'œil nu que les contours des fibres sont bien définis et exempts d'irrégularité.

C.3 Amélioration du contraste des spécimens

1. Sécher complètement la surface à l'étude;
2. Sabler légèrement la surface à l'aide d'un papier de verre 200 microns;
3. Appliquer une fine couche de gouache noir mat sur l'ensemble de la surface au pinceau;

4. Laisser la surface reposée jusqu'à ce que la gouache soit complètement séchée;
5. Sabler légèrement la surface à l'aide d'un papier de verre 200 microns afin de retirer la gouache recouvrant les fibres.