

**Titre:** Influence de l'orientation et du type de fibres sur le comportement  
Title: mécanique et la perméabilité des bétons renforcés de fibres

**Auteur:** Thibaut Plagué  
Author:

**Date:** 2016

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Plagué, T. (2016). Influence de l'orientation et du type de fibres sur le  
Citation: comportement mécanique et la perméabilité des bétons renforcés de fibres  
[Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.  
<https://publications.polymtl.ca/2406/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/2406/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:** Jean-Philippe Charron  
Advisors:

**Programme:** Génie civil  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INFLUENCE DE L'ORIENTATION ET DU TYPE DE FIBRES SUR LE COMPORTEMENT  
MÉCANIQUE ET LA PERMEABILITÉ DES BÉTONS RENFORCÉS DE FIBRES

THIBAUT PLAGUÉ

DÉPARTEMENT DES GÉNIE CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE CIVIL)

DÉCEMBRE 2016

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

INFLUENCE DE L'ORIENTATION ET DU TYPE DE FIBRES SUR LE COMPORTEMENT  
MÉCANIQUE ET LA PERMEABILITÉ DES BÉTONS RENFORCÉS DE FIBRES

Présenté par : PLAGUÉ Thibaut

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

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

M. BEN FTIMA Mehdi, Ph. D., président

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

M. CONCIATORI David, Ph. D., membre

## DÉDICACE

*À Daniel*

## REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier sincèrement mon directeur de recherche, Jean-Philippe Charron, pour sa confiance, ses conseils, son expertise et son soutien (humain, matériel et financier) qu'il m'a accordé tout au long de ce projet.

Ensuite, je remercie grandement Clélia Desmettre pour son engagement total dans ce projet de recherche. Son expérience, son sens critique et sa disponibilité ont été de précieuses ressources dans la réussite de ce projet.

Je souhaite également remercier l'ICAM Nantes et l'École Polytechnique de Montréal pour m'avoir permis de réaliser ce double diplôme.

Un grand merci à toute l'équipe technique du Laboratoire des Structures de l'École Polytechnique de Montréal (Cédric Androuet, David Ek, Jonathan Auger, Patrice Bélanger et Romain Siguier) pour leur contribution à la réalisation de ce projet et qui ont rendu les journées de travail au laboratoire très agréables.

Je remercie également la compagnie Sika© pour les dons de matériels.

Enfin, je remercie mes collègues de bureau et plus particulièrement Étienne et Olivier grâce auxquels j'ai vécu ces 2 ans de maîtrise dans un cadre épanouissant.

## RÉSUMÉ

Dans un contexte où les infrastructures en béton armé sont exposées à des conditions environnementales très sévères, une large proportion de ces infrastructures présente des détériorations précoces dues à l'infiltration d'eau, de gaz et d'agents agressifs à travers le béton. Les fissures présentes dans ces ouvrages offrent une voie de pénétration privilégiée pour ces agents agressifs. Ces fissures apparaissent au cours de la vie utile de la structure qui subit des sollicitations d'origine interne (retrait, hydratation et fluage), externe (gradient de température, gradient d'humidité, attaque chimique) et mécanique (charge morte et charge vive).

La pénétration de l'eau, de l'air et des agents agressifs dans le béton a pour conséquence d'accélérer la cinétique de plusieurs types de détérioration tels que la corrosion des barres d'armatures par les chlorures, le gel-dégel, les attaques aux sulfates, la réaction alcalis-granulats, etc. L'impact de ces détériorations fréquemment observées sur les infrastructures limite leur durée de vie. Il en résulte des réparations importantes, plus précoces que prévu dans la durée de vie de l'ouvrage, conduisant à d'importants coûts socio-économiques et impacts environnementaux. Le transport des agents agressifs à travers le béton est assuré par les mécanismes de perméabilité, de diffusion, d'absorption capillaire, etc. Lorsque le béton est à l'état non fissuré, ce sont les mécanismes de diffusion et d'absorption qui prédominent. En revanche, lorsque le béton est fissuré c'est la perméabilité qui est le mécanisme prédominant. Puisque la perméabilité prédomine quand le béton est à l'état fissuré, elle peut être utilisée comme un indicateur de durabilité en condition de service.

La recherche montre que l'ajout de fibres dans le béton réduit considérablement la perméabilité à l'eau de ce dernier. A l'état fissuré, cette réduction de perméabilité est due à la capacité de couture des fissures par les fibres, aboutissant ainsi à un patron de fissuration présentant un nombre de fissures plus importantes, mais d'ouvertures plus fines. Les travaux antérieurs réalisés à Polytechnique Montréal et ailleurs sur la perméabilité à l'eau du béton fibré ont été effectués en considérant une orientation favorable (perpendiculaire) des fibres par rapport au plan de fissuration. Or, de nombreuses études ont démontré l'influence importante de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique du béton, une orientation plus favorable menant à une meilleure réduction de la fissuration et une hausse de la capacité de reprise en traction, en flexion et en cisaillement. Actuellement aucune étude n'a été consacrée à l'influence de l'orientation des fibres sur la perméabilité à l'eau. Ainsi, l'objectif général de ce projet de recherche était de déterminer

l'influence de l'orientation et du type de fibres sur la perméabilité à l'eau des BFHP (béton fibré à hautes performances) pour proposer des critères de conception en service adaptés à ces bétons.

La perméabilité a été mesurée sur des tirants en BFHP armés chargés en traction uniaxiale avec plusieurs orientations des fibres et divers types de fibres. Les différentes méthodes et dispositifs de coulées développés ont permis d'obtenir des angles d'orientation moyen sur des tranches de BFHP étudiées de 39° à 54° par rapport à l'axe longitudinal des tirants.

Lorsque l'angle d'orientation des fibres d'acier devient moins favorable (de 39° à 54°) par rapport aux efforts de traction, l'écart type de l'angle augmente et la densité de fibres traversant une fissure décroît jusqu'à 41%. Au niveau du comportement mécanique, la résistance en traction des spécimens de caractérisation ( $f_t$ ) est réduite jusqu'à 33%, alors que la force d'apparition de la première fissure ( $F_{1ère\ fissure}$ ) et la force ultime ( $F_{ult}$ ) des tirants décroissent respectivement de 18% et 17%. Enfin, d'un point de vue durabilité, le coefficient de perméabilité ( $K_w$ ) augmente de 1990% à force équivalente et de 600% à contrainte équivalente dans l'armature avec une orientation de fibres défavorable.

En comparaison à la performance des tirants fabriqués avec des fibres métalliques avec une orientation favorable, les tirants avec fibres synthétiques coulées avec la même procédure délivrent une moins bonne capacité de contrôle des ouvertures de fissures à l'échelle du matériau et à l'échelle de la structure. La résistance à la traction des spécimens de caractérisation ( $f_t$ ) est réduite de 25%, alors que la force d'apparition de la première fissure ( $F_{1ère\ fissure}$ ) et la force ultime ( $F_{ult}$ ) des tirants décroissent respectivement de 1% et 17%. Le coefficient de perméabilité ( $K_w$ ) augmente de 1750% à force équivalente et de 560% à contrainte équivalente dans l'armature avec fibres synthétiques.

Grâce au dispositif de perméabilité innovant développé à Polytechnique Montréal, des critères issus de la corrélation entre le coefficient de perméabilité à l'eau et le niveau de contrainte dans la barre d'armature ont été établis. Les critères de conception établis permettent d'appliquer une contrainte admissible nettement supérieure dans les armatures installées dans les BFHP en comparaison à celle appliquée dans les bétons conventionnels et cela quelle que soit l'orientation des fibres. Le potentiel de durabilité des BFHP est donc supérieur à celui des BHP.

## ABSTRACT

In a context where reinforced concrete structures are exposed to very severe environmental conditions, a wide proportion of these structures shows premature deteriorations due to the infiltration of water, gas and aggressive agents through the concrete. Cracks offer an easy path for aggressive agents to penetrate concrete by permeability. These cracks appear during the lifetime of the structure, which are subject to various stresses: internal (shrinkage, hydration and creep), external (gradient of temperature, gradient of humidity, chemical attack) and mechanical (dead load and live load).

The penetration of water, air and aggressive agents in the concrete consequently accelerates the kinetics of several types of deterioration such as reinforcement corrosion by chlorides, frost-thaw, sulfates attacks, alkali-aggregates reactions, etc. These deteriorations limit the lifetime of concrete structures and raise their direct costs of construction and rehabilitation works, as well as indirect costs related to socioeconomic and environmental impacts resulting from these rehabilitations. In this context, durability is now more than ever an important concern for owners and stakeholders of infrastructures. The transport of the aggressive agents through the concrete is assured by the mechanisms of permeability, diffusion, absorption, etc. When the concrete is not in a cracked state, diffusion and absorption are the mechanisms that prevail concerning penetration of water. On the other hand, when the concrete is cracked, permeability is the dominant mechanism. Because permeability prevails when the concrete is at cracked state, it can be used as a durability index in service condition.

Research works on loaded concrete clearly showed that fiber reinforced concretes (FRC) have a reduced water permeability in comparison to ordinary concrete. The addition of fibers provides a lower porosity and a higher tortuosity to the concrete matrix, thus reducing permeability for uncracked concrete. Moreover, fiber's ability to bridge cracks results in a higher number of thinner cracks and thus provides a lower permeability for concrete in cracked state. The previous works realised at Polytechnique Montréal and elsewhere on water permeability of FRC were made by considering a favorable orientation of fibers (perpendicular relative to crack plan). Numerous studies demonstrated that fibers orientation strongly influences the tensile and bending behaviors of FRC by modifying the fiber efficiency to bridge cracks. However, no study was dedicated to the impact of fiber orientation on the permeability of cracked concrete. Moreover, fiber orientation

varies within and between FRC structures due to formwork, rebar configurations and concrete flowability, and thus the impact of this parameter on FRC durability must be established. Therefore, the general objective of this project is to determine the influence of the fiber orientation and fiber type on water permeability of FRC structures and to propose design criteria at serviceability limit state providing adequate durability for FRC.

HPFRC (high performance fiber reinforced concrete) tie-specimens were produced with fiber orientations varying from  $39^\circ$  to  $54^\circ$  against longitudinal axis of tie-specimens. Then, a permeability device developed at Polytechnique Montreal was used to perform water permeability and crack openings measurements simultaneously with the application of tensile loadings on reinforced concrete tie-specimens.

When fiber orientation become less favorable (from  $39^\circ$  to  $54^\circ$ ), the standard deviation on orientation increase and fibers density on crack surfaces decrease up to 41%. The tensile strength of characterization specimens ( $f_t$ ) is reduced up to 33%, while the first crack load ( $F_{1st\ crack}$ ) and ultimate load ( $F_{ult}$ ) of tie-specimens decrease up to 18% and 17% respectively. Finally, the water permeability coefficient ( $K_w$ ) increase by 1990% at equivalent load and by 600% at equivalent stress in the rebar in service conditions with unfavorable fiber orientation.

In comparison to tie-specimens with steel fiber and a favorable orientation, tie-specimens with synthetic fibers casted with the same procedure provide a lower efficiency to control cracking at material and structural scales, and to limit water permeability. The tensile strength of characterization specimens ( $f_t$ ) is reduces to 25%, while the first crack load ( $F_{1st\ crack}$ ) and ultimate load ( $F_{ult}$ ) of tie-specimens decrease to 1% and 17% respectively. Finally, the permeability coefficient ( $K_w$ ) increase by 1750% at equivalent load and by 560% at equivalent stress in the rebar in service conditions with synthetics fibers.

Thanks to the innovative device of permeability developed at Polytechnique Montreal, design criteria at serviceability limit states providing adequate durability for these concretes were established. The identification of these criteria was based on the maximum allowable stress in the rebar to provide an adequate level of durability for HPFRC different exposition conditions. These established design criteria allow the application of a higher allowable stress in the rebar for HPFRC than in the conventional concretes, whatever is the orientation of fibers. HPFRC's potential of durability is thus dearly higher than the potential of conventional concrete.

## TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS .....	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT .....	VII
TABLE DES MATIÈRES .....	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XI
LISTE DES FIGURES .....	XIII
LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATION.....	XVII
LISTE DES ANNEXES .....	XIX
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Problématique.....	1
1.2 Objectifs .....	4
1.3 Méthodologie .....	4
1.4 Contenu du mémoire .....	5
CHAPITRE 2 REVUE CRITIQUE DE LA LITTÉRATURE.....	6
2.1 Introduction .....	6
2.2 Les bétons renforcés de fibres .....	6
2.3 Orientation des fibres .....	12
2.4 Perméabilité du béton.....	25
2.5 Critères de conception pour les structures en service .....	44
2.6 Conclusion.....	50
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE.....	51
3.1 Programme expérimental et compositions des bétons .....	51

3.2	Spécimens à l'étude.....	53
3.3	Essai de perméabilité.....	54
3.4	Fabrication des tirants .....	58
3.5	Caractérisation de l'orientation des fibres d'acier.....	61
CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : INFLUENCE OF FIBER TYPE AND FIBER ORIENTATION ON CRACKING AND PERMEABILITY OF REINFORCED CONCRETE UNDER TENSILE LOADING .....		63
4.1	ABSTRACT .....	63
4.2	INTRODUCTION.....	64
4.3	METHODOLOGY .....	66
4.4	EXPERIMENTAL RESULTS .....	74
4.5	DISCUSSION .....	84
4.6	CONCLUSION .....	89
4.7	ACKNOWLEDGMENTS.....	90
4.8	REFERENCES.....	90
CHAPITRE 5 ANALYSES COMPLÉMENTAIRES ET DISCUSSION GÉNÉRALE .....		93
5.1	Proposition de critères de conception en service .....	93
5.2	Orientation des fibres .....	103
5.3	Influence de l'orientation et du type de fibres sur la durabilité des BFHP armé .....	108
5.4	Recommandations pour la conception .....	109
CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS.....		113
6.1	Conclusions .....	113
6.2	Recommandations .....	117
BIBLIOGRAPHIE .....		120
ANNEXES .....		124

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1 : Compositions et caractéristiques des catégories de béton présentés (Charron et al., 2016).....	8
Tableau 2-2 : Avantages et inconvénients des méthodes de détermination de l'orientation des fibres dans les bétons renforcés de fibres (Delsol, 2012).....	18
Tableau 2-3 : Diminution de la perméabilité en fonction de l'âge (Olliver et al., 1995) .....	28
Tableau 2-4 : Facteur de réduction $\xi$ pour différentes études (Hubert, 2014) .....	35
Tableau 2-5 : Épaisseurs d'enrobage minimums selon les principales normes, adapté de (Hubert, 2014).....	45
Tableau 2-6 : Ouvertures de fissures maximale admissibles selon les principales normes (Hubert, 2014).....	46
Tableau 2-7 : Contraintes admissibles selon les principales normes (Hubert, 2014) .....	47
Tableau 2-8 : Proposition de contraintes admissibles pour les BFHP armé de barres d'armatures 10M (Hubert, 2014).....	48
Tableau 3-1 : Programme expérimental .....	52
Tableau 3-2 : Compositions des bétons .....	53
Table 4-1 : Compositions of concretes (0.75 % vol. of fibers) .....	66
Table 4-2 : Fibers properties .....	66
Table 4-3 : Slump flow and mechanical properties of concretes .....	68
Table 4-4 : Summarize of the fiber orientation results on the HPFRC-ST tie-specimens .....	76
Table 4-5 : Maximal and mean COD and number of cracks for different load levels (average value on 4 specimens).....	79
Table 4-6 : Average maximal and mean COD and number of cracks for different permeability ( $K_w$ ) levels.....	84

Table 4-7 : Differences of fiber orientation, strength and permeability of various conditions in comparison to specimens with steel fibers cast with a favorable orientation (HPFRC-ST-F) .....	87
Tableau 5-1 : Contraintes admissibles selon les principales normes (Hubert, 2014) .....	94
Tableau 5-2 : Perméabilité selon le niveau d'exposition du BHP .....	96
Tableau 5-3 : Perméabilité selon le niveau d'exposition des bétons .....	97
Tableau 5-4 : Contrainte dans les barres d'armature du BFHP en fonction du type et de l'orientation des fibres pour une même durabilité que BHP .....	98
Tableau 5-5 : Proposition de contraintes admissibles dans la barre d'armature 10 M à durabilité fixe.....	99
Tableau 5-6 : Orientations des fibres souhaitées et réelles pour les différentes conditions.....	105
Tableau 5-7 : Différences d'orientation des fibres, force et perméabilité des différentes conditions en comparaison des spécimens avec fibres d'acier coulées avec une orientation favorable (HPFRC-ST-F) .....	106
Tableau A-1 : Contrainte initiale de compression dans les barres d'armature 10M.....	126

## LISTE DES FIGURES

Figure 2-1 : Comportement en traction uniaxiale des bétons (Charron et al., 2016) .....	9
Figure 2-2 : Patron de fissuration dans différents bétons pour une ouverture de fissure totale de 0,3mm (Desmettre and Charron, 2012).....	10
Figure 2-3 : Patrons de fissuration typique en fonction du type de béton après sollicitation en traction uniaxiale (Abrishami and Mitchell, 1997) .....	10
Figure 2-4 : Courbe de comportement force-flèche en flexion quasi-statique d'après (Charron et al., 2016).....	12
Figure 2-5 : Définition de l'orientation d'une fibre (Delsol, 2012) .....	13
Figure 2-6 : Ségrégation des fibres a) statique b) dynamique.....	14
Figure 2-7 : Orientation des fibres durant une coulée réalisée en plusieurs couches à l'aide d'une pelle à béton (Markovic, 2006) .....	15
Figure 2-8 : Angle d'orientation moyenne de fibres longues et courtes avec la méthode de coulée à la pelle à béton (Markovic, 2006) .....	16
Figure 2-9 : L'effet de bord induit une orientation préférentielle dans une zone d'une demi-longueur de fibre adjacente au mur (Torrents et al., 2012) .....	17
Figure 2-10 : Influence des fibres sur le comportement en compression (Boulekbache et al., 2009) .....	21
Figure 2-11 : Comportement post-pic du BFHP en traction uniaxiale (Doyon-Barbant and Charron, 2016).....	22
Figure 2-12 : Comportement du BFUP en traction uniaxiale en fonction de l'orientation moyenne des fibres, pré-pic (a), post-pic (b) (Delsol, 2012) .....	23
Figure 2-13 : Dispositif de coulée et direction des coupes (Behloul, 1996) .....	24
Figure 2-14 : Comportement flexionnel pour différentes orientations théorique des fibres (Behloul, 1996).....	24
Figure 2-15 : Influence de la porosité sur la perméabilité (Powers, 1958) .....	26

Figure 2-16 : Perméabilité d'une pâte de ciment totalement hydraté en fonction du rapport E/C (Power et al., 1954) .....	27
Figure 2-17 : Perméabilité du béton diminuée par le prolongement de la cure surtout avec un rapport E/C élevé (Whiting, 1988) .....	29
Figure 2-18 : Coefficient de perméabilité de bétons sollicités en compression pour différents volumes de fibres (Banthia and Bhargava, 2007) .....	31
Figure 2-19 : Dispositifs de perméabilité : a) Mesure de perméabilité sur spécimen déchargé (Aldea et al., 1999), b) Mesure de la perméabilité simultanément au chargement (Lawler et al, 2005) .....	33
Figure 2-20 : Comportement mécanique en traction du béton non armé (Mivelaz, 1996) .....	34
Figure 2-21 : Perméabilité en fonction de l'ouverture totale d'une fissure obtenue par fendage (Wang et al., 1997) .....	36
Figure 2-22 : Système de perméabilité (Yuan and Chi, 2014) .....	38
Figure 2-23 : Perméabilité en fonction de la charge (Yuan and Chi, 2014). .....	39
Figure 2-24 : Ouverture de fissures principales (à gauche) et secondaires (à droite) en fonction du taux d'armature (Mivelaz, 1996) .....	40
Figure 2-25 : Perméabilité fonction de la contrainte dans l'armature selon la quantité d'armature (Hubert et al, 2014) .....	41
Figure 2-26 : Perméabilité à l'eau en fonction de la contrainte dans la barre d'armature (Desmettre and Charron, 2012) .....	42
Figure 2-27 : Perméabilité en fonction du dosage en fibres (Hubert et al., 2014) .....	43
Figure 2-28 : Mécanisme de transport de l'eau et des agents agressifs dans le béton .....	45
Figure 3-1 : Localisation et représentativité des tirants dans un élément en béton armé .....	54
Figure 3-2 : Instrumentation sur le tirant (a) Vue d'ensemble, (b) Capteur PI .....	55
Figure 3-3 : Cellule de perméabilité a) Système de serrage, b) Réservoir d'eau en aluminium, c) Béton exposé, d) Membrane étanche et Capteurs PI .....	56

Figure 3-4 : Dispositif de chargement et de perméabilité a) Système de serrage, b) Réservoir d'entrée d'eau en aluminium, c) Cylindre d'entrée mis sous pression avec manomètre, d) Capteur de hauteur d'eau différentielle, e) Capteur de pression, f) Cylindre de sortie à pression atmosphérique .....	57
Figure 3-5 : Orientation de fibres souhaitée pour les fibres d'acier .....	59
Figure 3-6 : Orientation de fibres souhaitée pour la condition fibre synthétique .....	59
Figure 3-7 : Vue de dessus des coffrages a) condition HPFRC-ST-F et HPFRC-SY-F, .....	60
Figure 3-8 : Étapes du processus d'analyse d'images (a) digitalisation, (b) binarisation, (c) détection des fibres .....	62
Figure 4-1. Photos of the tensile test .....	68
Figure 4-2. Tensile behaviour of the studied concretes .....	69
Figure 4-3. Casting methods and direction of concrete flow in formworks: (a) HPFRC-ST-F and HPFRC-SY, (b) HPFRC-ST-A, (c) HPFRC-ST-U conditions .....	70
Figure 4-4. Permeability device .....	71
Figure 4-5. Permeability cell .....	71
Figure 4-6. Image analysis evolution process .....	74
Figure 4-7. Distribution curves of the steel fiber orientation angles .....	75
Figure 4-8. Mechanical behaviour of a single test condition (HPFRC-ST-A) .....	77
Figure 4-9. Average mechanical behaviour of the tie-specimens .....	77
Figure 4-10. Average load-displacement curves of tie-specimens with min-max values .....	79
Figure 4-11. Permeability- stress in reinforcement curves of tie-specimens .....	81
Figure 4-12. Average permeability- stress in reinforcement curves of tie-specimens with min-max values .....	82
Figure 4-13. Permeability versus maximum crack width ( $COD_{max}$ ) of tie-specimens .....	83
Figure 5-1 : Perméabilité du BHP en fonction de la contrainte dans l'armature .....	95

Figure 5-2 : Perméabilité en fonction de la contrainte, avec valeurs minimales et maximales des bétons fibrés .....	96
Figure 5-3 : Courbes force-flèche de dalles de ponts avec critères adaptés aux BRF et critère de fluage (Hubert 2014) .....	101
Figure 5-4 : Contrainte dans l'armature équivalente des diverses conditions à durabilité équivalente par rapport à la condition HPFRC-ST-F .....	102
Figure 5-5 : Fibre Dramix 65/35 utilisée dans ce projet, a) vue générale b) angle de rotation des crochets par rapport à l'axe long .....	107
Figure A-1 : Retrait libre des spécimens immergés dans l'eau à $t=0j$ .....	125
Figure B-1 : Comportement en traction du HPFRC-SY-F (a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure) .....	127
Figure B-2 : Comportement en traction du HPFRC-ST-U (a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure) .....	127
Figure B-3 : Comportement en traction du HPFRC-ST-A (a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure) .....	128
Figure B-4 : Comportement en traction du HPFRC-ST-F (a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure) .....	128

## LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATION

### LISTE DES ABRÉVIATIONS

ASTM	American Society for Testing and Materials
BFHP	Béton fibré à hautes performances
BFUP	Béton fibré à ultra-hautes performances
BRF	Béton renforcé de fibres
HPFRC	High performance fiber reinforced concrete
ST	Steel fiber
SY	Synthetic fiber
F	Favorable orientation
A	Average orientation
U	Unfavorable orientation

### LISTE DES SYMBOLES

COD	Ouverture de fissures (mm)
$d_f$	Diamètre d'une fibre (mm)
E	Module d'élasticité (GPa)
$f'_c$	Résistance à la compression du béton (MPa)
$f_t$	Résistance à la traction du béton (MPa)
$n_f$	Densité de fibres (cm <sup>-2</sup> )
V	Volume de fibres (%)
w	Ouverture de fissure (mm)
$w_{max}$	Ouverture de fissure maximale (mm)
$\alpha$	Coefficient d'orientation des fibres perpendiculaire au plan de coupe (-)

$\theta$	Orientation des fibres (degré)
$\varepsilon$	Déformation (-)
$\nu$	Coefficient de Poisson (-)
$\sigma$	Contrainte (MPa)

**LISTE DES ANNEXES**

Annexe A – Contrainte initiale due au retrait dans l'armature .....	124
Annexe B – Lois de comportement en traction des bétons .....	127

## CHAPITRE 1 INTRODUCTION

### 1.1 Problématique

Les conditions d'exposition des infrastructures sont très sévères au Canada étant donné les cycles de gel/dégel, l'humidité élevée, les granulats réactifs et la présence fréquente de chlorures et/ou sulfates. Dans ce contexte, la détérioration précoce des ouvrages par la corrosion des armatures, réaction alcalis-grulats, attaques aux sulfates et cycles de gel/dégel est fréquemment observée, principalement sur les infrastructures routières. Il en résulte des réparations importantes, plus précoces que prévu dans la durée de vie de l'ouvrage. Ces réparations engendrent des impacts de plusieurs natures. Économiques, liés aux coûts importants associés à ces réparations, mais aussi environnementaux dus aux ressources supplémentaires utilisées plus tôt que prévu. Et enfin sociaux, subis de manière directe par l'utilisateur qui voit son temps de trajet rallongé par la congestion et/ou modification d'itinéraire. L'allongement de la durée de vie utile des structures ainsi que la diminution des travaux de réparation sont donc des enjeux stratégiques pour la société canadienne.

En service, la durabilité des structures en béton armé est influencée par le transport des agents agressifs à travers le béton par plusieurs mécanismes tels que la perméabilité, la diffusion, l'absorption capillaire, etc. En fonction de l'ouvrage considéré, de ses conditions d'exposition et des sollicitations appliquées, ces trois mécanismes de transport ont souvent lieu simultanément. Lorsque le béton est à l'état non fissuré, ce sont les mécanismes de diffusion et d'absorption qui prédominent. Plusieurs critères de conception existent (norme A23.1-2) de manière à limiter la diffusion et l'absorption dans le béton à l'état non fissuré. Les exigences concernent l'épaisseur d'enrobage, le rapport eau/liant, la teneur en air minimum, le contenu en liant minimum, etc. En revanche, lorsque que le béton est fissuré, c'est la perméabilité qui est le mécanisme prédominant à proximité des fissures. Différents critères de conception limitant la perméabilité du béton en condition fissurée (norme A23.3-4, code S6) existent tels qu'une contrainte maximale dans les barres d'armatures, des ouvertures de fissures maximum, une flèche maximale ainsi qu'un fluage maximum. La perméabilité est définie comme le mouvement d'un fluide à travers un matériau poreux soumis à un gradient de pression. Puisque la perméabilité prédomine à proximité des fissures, elle peut être utilisée comme un indicateur de durabilité en condition de service. En effet, les fissures offrent une voie de pénétration privilégiée pour les agents agressifs dans le béton.

Des études menées sur des spécimens de béton déchargés présentant une seule fissure montrent que la perméabilité à l'eau du béton fissuré est principalement contrôlée par l'ouverture de fissure (Wang et al., 1997; Aldea et al., 2000; Rapoport et al., 2002; Hoseini et al., 2009; Picandet et al., 2009). Ces fissures se forment au cours de la vie utile des structures suite aux sollicitations d'origine interne (retrait, hydratation et fluage), mécanique (charge morte et charge de service) et environnementale (gradient de température, gradient d'humidité, attaque chimique). En service, la pénétration de l'eau, de l'air et des agents agressifs dans le béton, vient accélérer la cinétique de plusieurs mécanismes de détérioration (Mehta, 1991; Neville, 1995; Claisse, 2008), tels que la corrosion des barres d'armatures par les chlorures, les attaques aux sulfates et la réaction alcalis-granulats, etc.

Pour déterminer l'influence de la fissuration sur la durabilité des structures en béton armé, aucun essai standard n'existe. Étant donné que le transport de l'eau, de l'air et des agents agressifs se fait principalement par perméabilité au joint des fissures, plusieurs chercheurs ont développé leur propre dispositif de mesure de la perméabilité du béton fissuré. Cependant, dans la majorité de ces dispositifs, les conditions retrouvées sont peu représentatives d'une structure réelle (absence d'armature, pas de multifissuration, mesure de la perméabilité après déchargement au lieu de sous chargement, etc). La solution retenue et développée à Polytechnique Montréal (Desmettre and Charron, 2011) est un dispositif permettant de mesurer le coefficient de perméabilité d'un tirant en béton armé dans des conditions représentatives des ouvrages en service. Ce dispositif innovant permet d'établir une relation entre le coefficient de perméabilité, la contrainte dans la barre d'armature, les ouvertures de fissure et la force appliquée sur le spécimen.

Plusieurs travaux de recherche ont démontré que les bétons renforcés de fibres (BRF) apparaissent comme une excellente solution pour prolonger la durée de vie utile d'un ouvrage. L'addition de fibres d'acier procure au béton une plus grande tortuosité du réseau poreux et de ses interconnexions réduisant ainsi sa perméabilité (Hannawi et al., 2016). De plus, l'inclusion de fibres dans le béton améliore le contrôle de la fissuration (Lawler et al., 2002; Desmettre and Charron, 2012). Ce meilleur contrôle de la fissuration dans les BRF se traduit essentiellement par un plus grand nombre de fissures, mais avec des ouvertures de fissures plus petites. Or, à l'état fissuré, la perméabilité (Breyse and Gérard, 1997) varie en fonction du cube de l'ouverture des fissures (loi de Poiseuille). Cela donne donc au BRF une perméabilité nettement réduite par rapport au béton ordinaire et un gain de durabilité très important par rapport à un béton comparable sans

fibres. Par la suite, (Hubert et al., 2015) ont démontré que la réduction de la perméabilité est amplifiée lorsqu'on augmente le pourcentage de fibres, mais aussi lorsqu'on augmente le taux d'armature conventionnelle dans le béton. Cependant, ces travaux antérieurs ont été effectués en considérant une orientation favorable (perpendiculaire) des fibres par rapport au plan de fissuration. De nombreuses études ont démontré l'influence importante de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique du béton, une orientation plus favorable menant à une meilleure réduction de la fissuration et une hausse de la capacité de reprise en traction (Wille et al., 2014), en flexion (Ferrara et al., 2012) et en cisaillement (Doyon-Barbant and Charron, 2016). Face à ces résultats, il serait surprenant que l'orientation des fibres n'ait aucun impact sur la perméabilité à l'eau et donc plus largement sur la durabilité. Or, il n'existe aucune étude dans la documentation qui a évalué cet effet.

Le dispositif de perméabilité de Polytechnique Montréal sera donc utilisé dans ce projet pour mesurer l'influence de l'orientation des fibres sur la perméabilité à l'eau comme critère de durabilité. L'influence du type de fibres les plus couramment utilisées sur la perméabilité du béton fissuré sera aussi évaluée de manière à connaître la performance des fibres synthétiques vis-à-vis des fibres d'acier.

Actuellement, la majorité des codes de construction donnent des ouvertures maximales de fissure selon le niveau d'exposition de l'ouvrage comme critère de dimensionnement en service (BS, 1997; Eurocode2, 2005; A23.3, 2009). Cette approche est malheureusement peu efficace, car les équations évaluant les ouvertures de fissures sont empiriques et peu précises. Une meilleure approche prônée par certains codes est de donner une contrainte admissible dans les barres d'armature en fonction du niveau d'exposition de la structure (BAEL, 1999; SIA, 2004; Eurocode2, 2005). Cette approche est plus pratique pour les concepteurs, car il existe une relation directe entre la quantité d'armature à intégrer dans un élément et la contrainte obtenue dans les armatures en service.

Les résultats obtenus dans ce projet permettront aussi de vérifier si les contraintes admissibles dans les armatures en service proposées par les codes actuels peuvent être appliquées aux BFHP tout en prenant aussi en compte le facteur d'orientation des fibres et du type de fibre. Le but à terme, visé par les travaux de recherche réalisés à Polytechnique Montréal depuis 2005, est de proposer des

critères de conception en service simples adaptés au BRF pour favoriser leur intégration dans les infrastructures en béton armé et ainsi prolonger leur durée de vie.

## **1.2 Objectifs**

Ce projet de recherche a pour objectif principal de déterminer l'influence de l'orientation et du type des fibres sur la perméabilité à l'eau des BFHP (béton fibré à hautes performances) pour proposer des critères de conception en service adaptés à ces nouveaux bétons. Cette démarche peut être divisée en quatre objectifs spécifiques :

1. Mise au point de méthodes de mise en place de BFHP permettant d'obtenir 3 conditions d'orientation de fibres (favorable, moyenne et défavorable) potentiellement retrouvées dans les structures ;
2. Mesure de l'influence de l'orientation des fibres et du type de fibres sur la perméabilité à l'eau des BFHP ;
3. Analyse des résultats obtenus et identification de corrélations entre le comportement mécanique du béton armé (force, contrainte dans l'armature et ouverture des fissures) et sa durabilité (perméabilité à l'eau en condition fissurée) ;
4. Proposition de critères de conception adaptés aux BFHP et tenant compte de l'orientation moyenne des fibres comme du type de fibre offrant une durabilité supérieure en service.

## **1.3 Méthodologie**

De manière à répondre à ces différents objectifs, une campagne d'essais préliminaires sera menée. Elle aura pour but de développer, tester et valider des méthodes de mise en place du BFHP permettant l'obtention des 3 conditions d'orientation de fibres souhaitées (favorable, moyenne et défavorable). Le programme expérimental sera composé de quatre conditions d'essais pour lesquelles le comportement mécanique et la durabilité du BFHP seront évalués. Trois conditions sont associées à l'utilisation de fibres d'acier à crochet et dont la variable étudiée sera l'influence de l'orientation de ces fibres sur la perméabilité à l'eau ; et une quatrième condition considérant les fibres synthétiques avec une orientation favorable sera aussi incluse pour caractériser la performance de ces fibres synthétiques de plus en plus utilisées. Chaque condition comprend l'étude de quatre tirants. Ces tirants seront soumis à un chargement de traction durant lequel seront

mesurées force, contrainte dans la barre d'armature, ouverture des fissures et perméabilité. Ainsi les essais permettront d'identifier les corrélations entre chacune de ces mesures quel que soit le niveau de chargement imposé au BFHP en service et à l'ultime. Sur la base de ces résultats, une réflexion sur l'établissement de critères de conception adaptés au BFHP sera réalisée.

## **1.4 Contenu du mémoire**

Ce mémoire de maîtrise est composé de 6 chapitres. Suite à ce chapitre 1-introductif, le chapitre 2 présentera l'état de l'art sur les bétons renforcés de fibres, l'orientation des fibres et enfin la perméabilité à l'eau en condition non fissurée et fissurée. Ensuite, le chapitre 3 exposera le programme expérimental ainsi que la méthodologie choisie. Le chapitre 4 correspond à un article scientifique soumis pour publication dans la revue *Cement and Concrete Research* résumant les résultats expérimentaux du projet de recherche. Par la suite, le chapitre 5 prend la forme d'une discussion afin d'élargir la portée des résultats expérimentaux, notamment en proposant des critères de conception en service basés sur la méthodologie développée par Hubert (2014). Enfin, le chapitre 6 présente les conclusions détaillées du projet de recherche ainsi que les recommandations pour la réalisation de travaux à venir.

## CHAPITRE 2 REVUE CRITIQUE DE LA LITTÉRATURE

### 2.1 Introduction

Le but de ce projet de recherche est de connaître l'impact de l'orientation des fibres et du type de fibres sur la perméabilité à l'eau des BRF soumis à une contrainte de traction uniaxiale et d'exploiter ces résultats pour établir des critères de conception pour les BRF en condition de service. Afin de présenter l'état des connaissances sur les thématiques principales du projet. La revue de documentation décrira les BRF ainsi que leur comportement mécanique particulier, l'influence de l'orientation des fibres sur les BRF, la perméabilité du béton sous différentes conditions et les principaux critères de conception en service des structures en béton armé.

### 2.2 Les bétons renforcés de fibres

L'incorporation de fibres dans le béton permet de mieux contrôler le développement de la fissuration car les fibres pontent les fissures et ont un effet de re-fermeture sur celles-ci. Par ailleurs les fibres permettent de transférer des efforts significatifs à travers les fissures, ce qui conduit à une hausse de la résistance post-fissuration en traction et en compression à l'échelle du matériau. Cela conduit aussi à une augmentation de la résistance ultime en traction, de la ductilité en flexion, de la ductilité en cisaillement à l'échelle du matériau et de la structure. La contribution mécanique des fibres permet donc le remplacement partiel des barres d'armatures, réduisant les délais et coûts de mains-d'œuvre liés au ferrailage tout en facilitant la mise en place du béton. Cependant, les bénéfices engendrés par l'ajout de fibres diffèrent en fonction du pourcentage, du type de fibres ajoutées et de la matrice des bétons. Il est donc important de différencier différentes catégories de bétons fibrés. Cette section reprend le rapport de (Charron et al., 2016) intitulé « Utilisation de béton renforcé de fibres (BRF) pour les glissières en béton pour chantier ».

## **2.2.1 Catégories de bétons de fibres et composition**

### **Béton Ordinaire**

C'est le béton de composition traditionnelle, ayant une résistance à la compression variant entre 20 et 40 MPa à 28 jours. Il peut dans certains cas contenir des ajouts minéraux. Sa matrice présente une densité moyenne et un rapport eau/liant (E/L) égal ou supérieur à 0,40.

### **Béton Fibré Ordinaire (BFO)**

Ce béton est de composition et de caractéristique similaire à un béton ordinaire à l'exception de l'ajout d'une quantité modérée de fibres souvent autour de 0,5%, lui donnant une certaine ductilité et un meilleur contrôle de la fissuration.

### **Béton à Hautes Performances (BHP)**

Ce béton de composition traditionnelle possède une résistance à la compression variant entre 50 et 90 MPa à 28 jours. Ces bétons ont un rapport E/L entre 0,30 et 0,40, ils comprennent des ajouts minéraux. La matrice est d'une densité élevée et peu perméable à l'état non fissuré.

### **Béton Fibré à Hautes Performances (BFHP)**

Ce béton est de composition et de caractéristique similaires à un béton à hautes performances à l'exception de l'ajout d'une quantité modérée de fibres comprise entre 0,5% et 1,5%. Ce béton offre un très bon contrôle des macro-fissures, car sa résistance post fissuration en traction est nettement supérieure à son homologue sans fibre.

### **Béton Fibré à Ultra Haute Performance (BFUP)**

Ce béton a une composition granulaire très fine et un rapport E/L variant entre 0,15 et 0,25. Ce béton présente une résistance à la compression variant entre 120 et 180 MPa à 28 jours. Il comporte une grande quantité d'ajouts minéraux et d'un dosage en fibres variant entre 2 et 6%. Les fibres entrent en action dès la création de microfissures donnant lieu à la formation d'une phase écrouissante en traction avant d'atteindre la résistance ultime en traction, de même qu'une résistance post-fissuration très élevée.

Le **Tableau 2-1** résume les compositions et les propriétés mécaniques des bétons présentés précédemment.

**Tableau 2-1 : Compositions et caractéristiques des catégories de béton présentés (Charron et al., 2016)**

Composition	BO	BFO *	BHP	BFHP *	BFUP
Rapport Eau/Liant	≥ 0.40	≥ 0.40	0.30 à 0.40	0.30 à 0.40	0.15 à 0.25
Liant (kg/m <sup>3</sup> )	300-400	300-400	350-450	400-700	800-1000
Ajouts minéraux	Parfois	Parfois	Oui	Oui	Oui
Sable	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui
Pierre	Oui	Oui	Oui	Oui	Non
Fibres	Non	(0.25 à 1 %-vol.)	Non	(0.5 à 1.5 %-vol.)	(2 à 6 %-vol.)
Propriétés	BO	BFO *	BHP	BFHP *	BFUP
Compression -f' <sub>c</sub> (MPa)	20 à 40	20 à 40	50 à 90	50 à 90	120 à 180
Traction -f' <sub>t</sub> (MPa)	1.5 à 2.5	1.5 à 2.5	3.0 à 4.5	3.0 à 4.5	7 à 15
Module -E <sub>c</sub> (GPa)	20 à 25	20 à 25	25 à 35	25 à 35	30 à 50

\* : Dosage en fibre minimal de 0.5% pour réduction de perméabilité et apport structural significatifs

La composition des fibres incorporées dans le béton peut être métallique, synthétique, naturelle ou en verre. Leur géométrie (longueur et forme) diffère selon le type de béton à renforcer. En effet plus le béton aura une résistance à la compression faible, plus la fibre sera longue (macro-fibre) et devra avoir un élancement (longueur/diamètre de la fibre) important. Ceci permet d'avoir une longueur d'ancrage adéquate de la fibre dans la matrice du béton. À l'inverse, plus la résistance en compression du béton est élevée, plus sa matrice sera dense et résistante. Ceci permettra d'utiliser des fibres plus courtes (meso et microfibrés) et en plus grand pourcentage (Rossi, 1998). Dans le cadre de ce projet, des macro-fibres seront utilisées à un dosage de 0,75% du volume. Deux types de fibres seront utilisées : métalliques et synthétiques.

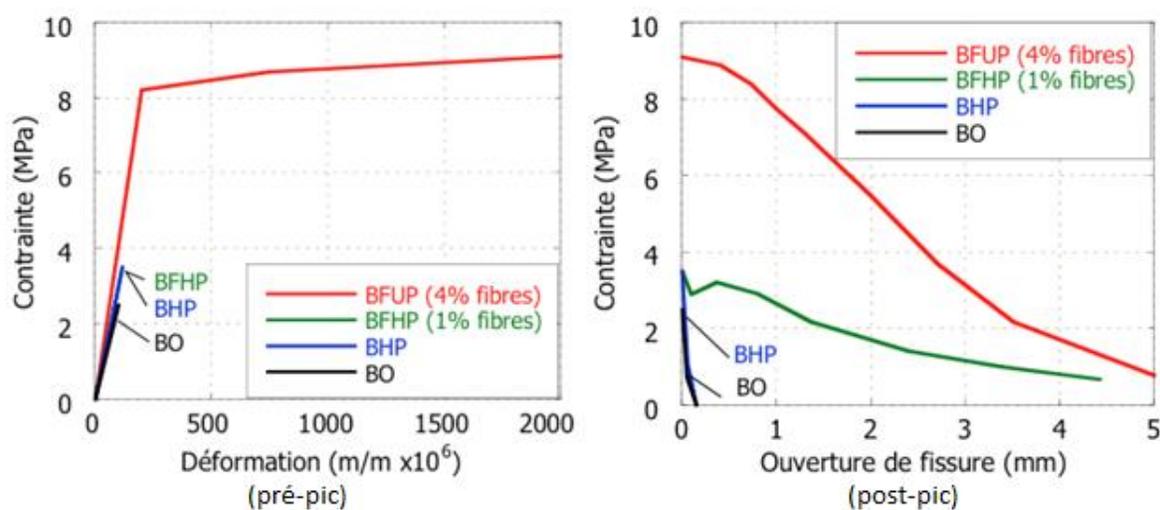
## 2.2.2 Comportement mécanique des BRF

Les BFHP et BFUP ont une matrice cimentaire ayant un comportement fragile à la rupture. C'est grâce à la reprise partielle des efforts de traction par les fibres que ces matériaux présentent un comportement ductile. L'ajout de fibres dans le béton provoque un effet de couture lorsque qu'une

fissure se crée. En effet, des fibres ancrées de part et d'autre de la fissure vont venir reprendre les efforts de traction et les transmettre d'un bord à l'autre de la fissure. Ce phénomène donne une résistance post-fissuration beaucoup plus significative que le béton ordinaire. La résistance post-fissuration peut même être supérieure à la résistance initiale du béton lors d'utilisation de forts dosages en fibres. L'ajout de fibres dans le béton a donc un impact important sur son comportement en traction. Cet impact dépend du type de fibres et de leur géométrie. Ainsi les macrofibres limitent l'ouverture des microfissures et procurent une résistance post-pic en traction et une certaine ductilité. Les microfibres contrôlent de leur côté principalement les microfissures apparaissant avant le pic de résistance, donnant ainsi au béton une résistance ultime en traction et une résistance post-pic supérieure (Rossi, 1998).

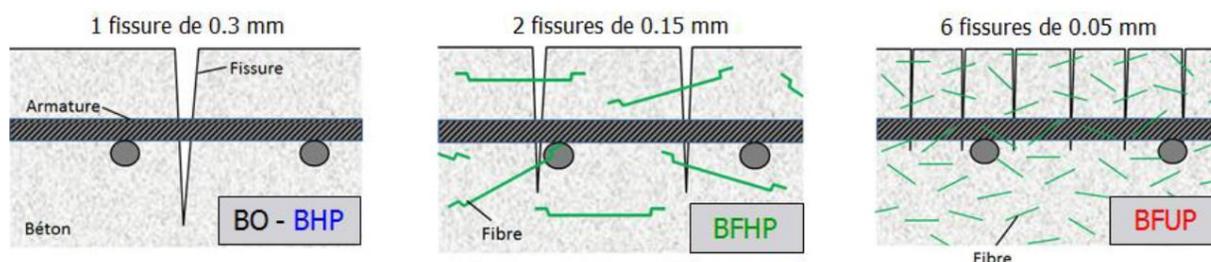
Dans ce mémoire, les travaux porteront uniquement sur les bétons contenant des macrofibres, c'est à dire des bétons fibrés à hautes performances contenant des macrofibres.

La **Figure 2-1** montre le comportement mécanique des bétons courants avec ou sans fibres. L'ajout de fibres dans le béton n'a pas d'impact significatif en pré-pic excepté pour le BFUP qui possède une phase écrouissante en pré-pic. Cependant après l'atteinte de la résistance ultime en traction, les macrofibres limitent l'ouverture des macrofissures. Ainsi, au lieu d'obtenir une rupture fragile, on constate une réduction de la résistance post-pic plus graduelle (phase d'adoucissement). L'adoucissement varie selon le volume de fibres et de leur orientation.



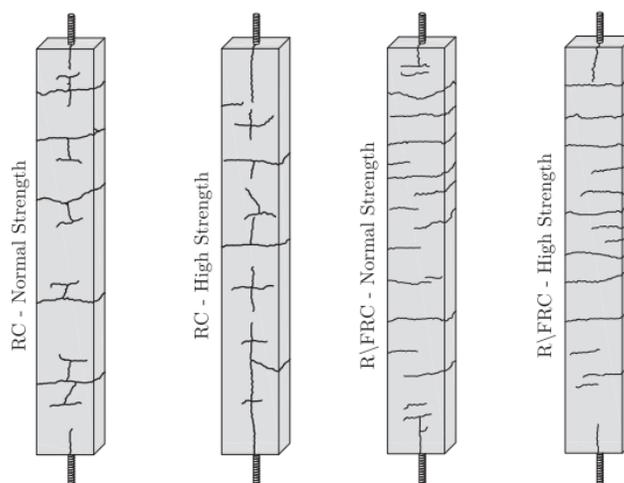
**Figure 2-1 : Comportement en traction uniaxiale des bétons (Charron et al., 2016)**

Cette reprise des efforts de traction par les fibres limite et/ou stoppe le développement de la fissure et de son ouverture de fissure. L'ouverture de la fissure étant limitée, une autre fissure va se créer à un autre endroit de plus faible résistance. Pour un déplacement similaire, un élément en béton fibré présentera des ouvertures de fissures plus fines, mais plus nombreuses. Comme les fissures sont plus fines, la pénétration de l'eau et des agents agressifs est moindre, donc cette condition est moins préjudiciable pour la durabilité de la structure (**Figure 2-2**). Cependant, l'ouverture totale des fissures restera similaire.



**Figure 2-2 : Patron de fissuration dans différents bétons pour une ouverture de fissure totale de 0,3mm (Desmettre and Charron, 2012)**

L'ajout de fibres dans le béton augmente la rigidité des spécimens surtout à grande déformation. Cet ajout de fibres provoque des fissures transversales plus étroites et plus rapprochées qu'avec un béton homologue sans fibre (Fischer and Li, 2002). Ces patrons de fissuration typique sont exposés à la **Figure 2-3**.

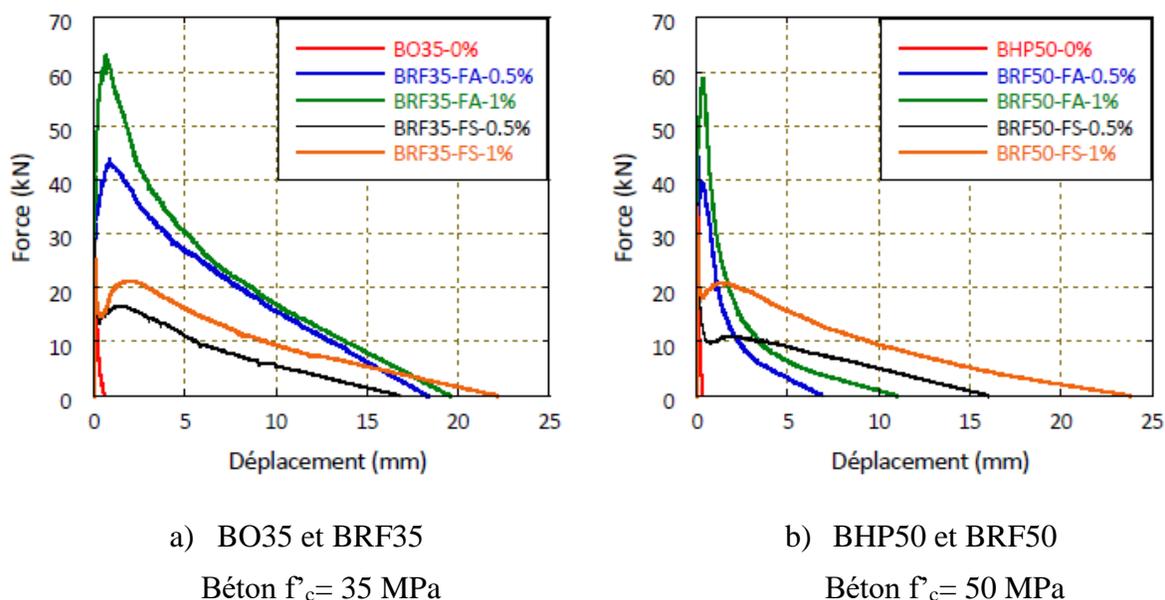


**Figure 2-3 : Patrons de fissuration typique en fonction du type de béton après sollicitation en traction uniaxiale (Abrishami and Mitchell, 1997)**

### 2.2.3 Fibres synthétiques versus fibres en acier

Les fibres sont composées de différents matériaux en fonction des besoins (métalliques, synthétiques, organiques et minérales). Le matériau qui la compose est généralement choisi en fonction de l'application à laquelle la fibre va devoir répondre. Par exemple, une fibre synthétique ou naturelle ayant un module élastique faible ( $< 15$  GPa) permettra de contrôler la fissuration au jeune âge du béton. En revanche une fibre métallique possédant un module élastique plus élevé (210 GPa) sera assez rigide pour permettre un bon contrôle de la fissuration du béton en condition de service (Rossi, 1998).

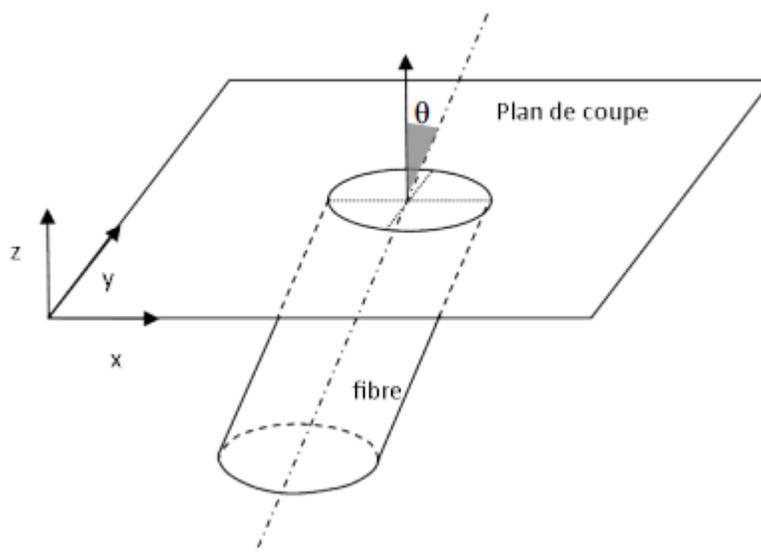
Peu d'études comparent les comportements mécaniques en traction de BRF composé de fibres synthétiques par rapport à son homologue composé de fibres métalliques. Les résultats les plus couramment obtenus sont des résultats d'essai de flexion. Dans une étude récente (Charron et al., 2016), l'intérêt de l'utilisation des BRF contenant des fibres synthétiques ou métalliques en remplacement de béton sans fibre pour la fabrication de glissière de chantier a été étudié. La **Figure 2-4** présente les comportements en flexion de BRF contenant des fibres métalliques et synthétiques et les compare à des bétons de formulation semblable sans fibres. Ces résultats montrent clairement que pour un même dosage et à flèche équivalente, les fibres d'acier sont plus efficaces que les fibres synthétiques pour ponter les fissures. En effet, les fibres d'acier fournissent une meilleure résistance à la première fissuration ainsi qu'une meilleure contrainte maximale en flexion. Cependant il apparaît, que pour les bétons à hautes performances, les fibres synthétiques peuvent procurer une capacité de déformation totale supérieure à celle des fibres d'acier.



**Figure 2-4 : Courbe de comportement force-flèche en flexion quasi-statique d'après (Charron et al., 2016)**

## 2.3 Orientation des fibres

L'orientation des fibres est principalement définie selon la direction de l'effort principal de traction d'un élément. Cela est dû au fait que l'ajout de fibres dans la matrice améliore le comportement mécanique en traction des BRF principalement. Le plan de fissuration se développe généralement perpendiculairement par rapport à l'effort de traction. Ainsi l'orientation d'une fibre sera dite favorable si elle est parallèle à l'effort principal de traction et donc perpendiculaire au plan de fissuration. Dans ce mémoire, l'angle d'orientation ( $\theta$ ) d'une fibre est défini comme étant l'angle formé entre la normale au plan de coupe et l'axe de la fibre (**Figure 2-5**). Cette normale est parallèle aux contraintes principales de traction appliqués dans le spécimen. La notion de coefficient d'orientation ( $\alpha$ ) ou facteur d'orientation peut aussi être utilisée pour caractériser la notion d'orientation d'une fibre. Il correspond à la projection d'une fibre sur la normale au plan de coupe divisé par sa longueur ( $\alpha = \cos \theta$ ). Ce coefficient varie entre 0 et 1, 0 correspondant respectivement à une fibre perpendiculaire à la normale au plan de coupe ( $\theta = 90^\circ$ ,  $\alpha = 0$ ) et 1 à une fibre parallèle à celui-ci ( $\theta = 0^\circ$ ,  $\alpha = 1$ ) (Delsol, 2012).



**Figure 2-5 : Définition de l'orientation d'une fibre (Delsol, 2012)**

### **2.3.1 Facteurs influençant l'orientation des fibres et leur distribution**

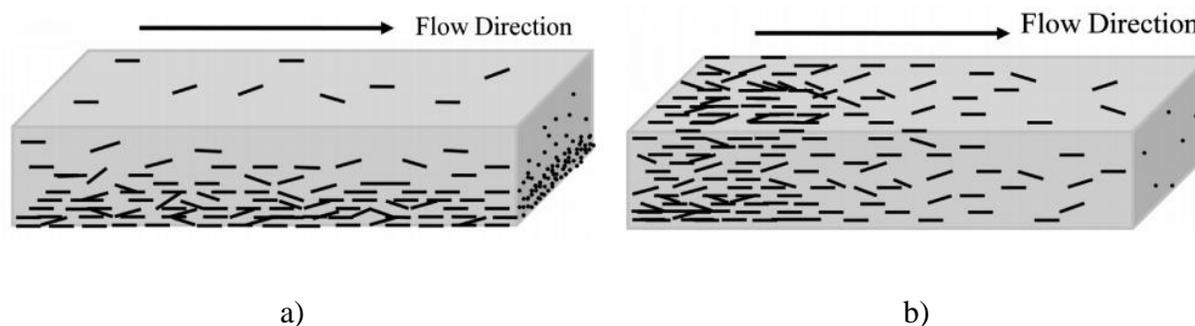
Une fibre adopte généralement une orientation préférentielle par rapport au sens d'écoulement du béton (Martinie and Roussel, 2011). Ceci est dû au moment de torsion exercé par le fluide sur la fibre en suspension dans le béton. Ce moment de torsion atteint un minimum quand la fibre est parallèle au flux. Cependant, cette position est instable. L'orientation des fibres ainsi que leur distribution dans un élément dépendent donc de plusieurs facteurs.

Cette partie présente, tout d'abord l'importance d'une formulation correcte de manière à obtenir un béton à l'état frais permettant de transporter les fibres au sein du coffrage, puis les différents phénomènes influençant l'orientation des fibres.

#### **2.3.1.1 Propriétés à l'état frais**

L'un des principaux enjeux dans l'utilisation de BRF est d'obtenir une densité homogène des fibres et une orientation adaptée (Şanal and Özyurt Zihnioğlu, 2013). Ainsi, avant de s'intéresser à l'orientation des fibres au sein d'un élément, il faut déjà s'assurer de la distribution uniforme des fibres au sein de celui-ci. Pour cela, il faut s'assurer que le béton possède une viscosité adéquate.

D'une part ceci permet de porter les fibres qui ont une densité bien supérieure à celle du béton (pour des fibres métalliques) et éviter la ségrégation statique (**Figure 2-6a**). D'autre part la viscosité permet de transporter les fibres avec le flux d'écoulement et d'éviter ainsi la ségrégation dynamique (**Figure 2-6b**). Ainsi une formulation de BRF appropriée permet une densité homogène des fibres dans tout le volume de béton.



**Figure 2-6 : Ségrégation des fibres a) statique b) dynamique**

(Şanal and Özyurt Zihnioğlu, 2013)

### 2.3.1.2 Méthode de mise en place

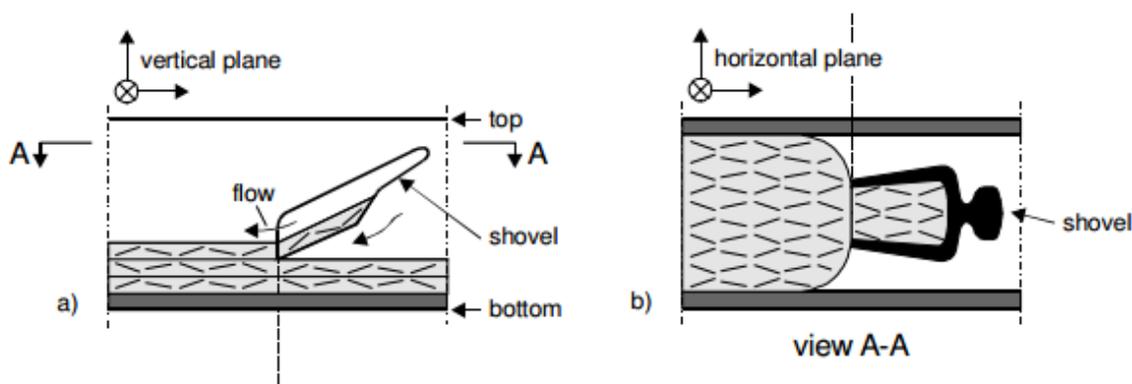
La méthodologie de mise en place du béton conditionne directement l'orientation des fibres. La viscosité du béton, la géométrie du coffrage, l'emplacement du point de coulée et le débit sont autant de facteurs ayant un impact sur le flux créé et donc sur l'orientation que prendront les fibres.

Pour favoriser une orientation contrôlée et homogène dans l'ensemble du spécimen, Behloul (1996) conseille de privilégier des vitesses d'écoulement lentes afin de garder l'écoulement laminaire et ainsi éviter des turbulences qui pourraient affecter localement l'orientation des fibres.

Deux phénomènes influençant l'orientation des fibres sont facilement applicables en laboratoire (Rossi, 1998) : le sens du flux lors de l'écoulement et le dispositif de mise en place.

L'utilisation d'un dispositif permettant de donner un sens d'écoulement au mélange avant d'être déposé dans le coffrage permet d'orienter les fibres, même pour des spécimens de faibles dimensions. Dans ses travaux, Markovic (2006) choisit de couler ses spécimens de BRF en plusieurs couches à l'aide d'une cuillère (**Figure 2-7**). Il justifie le choix de cette méthode de coulée par sa volonté d'obtenir une orientation favorable. L'épaisseur de chaque couche est inférieure à la

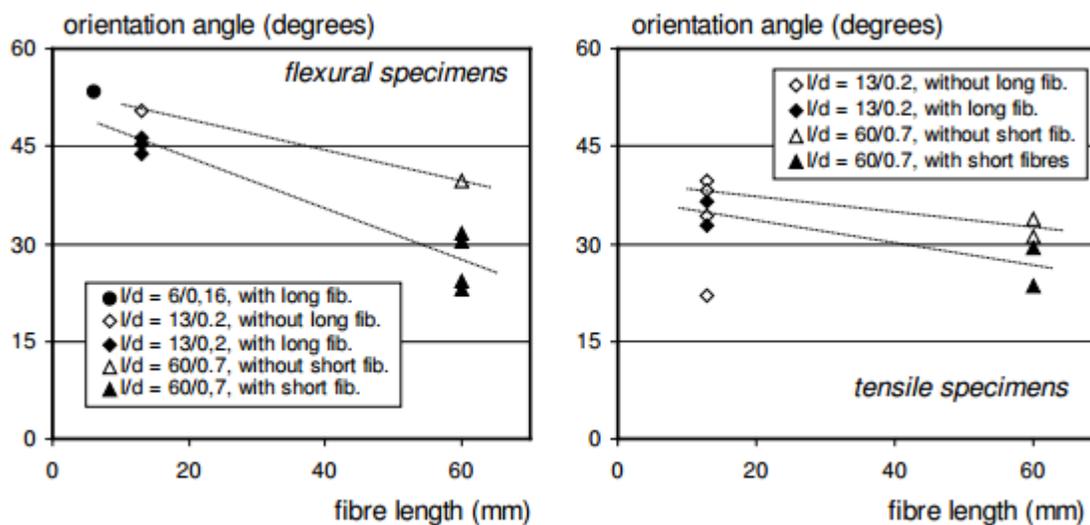
longueur de la fibre, ainsi il y a peu de possibilités pour les fibres longues de tourner dans l'axe vertical (**Figure 2-7a**). Les fibres s'orientent aussi favorablement dans le plan horizontal. Cela est dû à l'écoulement créé par la pelle utilisée pour la coulée. Cette méthode de coulée en plusieurs couches à la pelle garantit un très bon alignement des fibres avec la direction de coulée, peu importe la forme et la dimension du coffrage.



**Figure 2-7 : Orientation des fibres durant une coulée réalisée en plusieurs couches à l'aide d'une pelle à béton (Markovic, 2006)**

Dans ces mêmes travaux, Markovic (2006) a aussi constaté qu'avec cette même technique de coulée, il est plus difficile d'obtenir une orientation favorable avec des fibres de faible longueur (**Figure 2-8**). Il explique cela par le fait qu'étant moins longues que l'épaisseur d'une couche, elles peuvent tourner dans le plan vertical et ont plus de mobilité dans le plan horizontal.

C'est cette méthode de coulée qui a été choisie pour obtenir les spécimens à produire avec une condition d'orientation favorable des fibres dans ce projet.



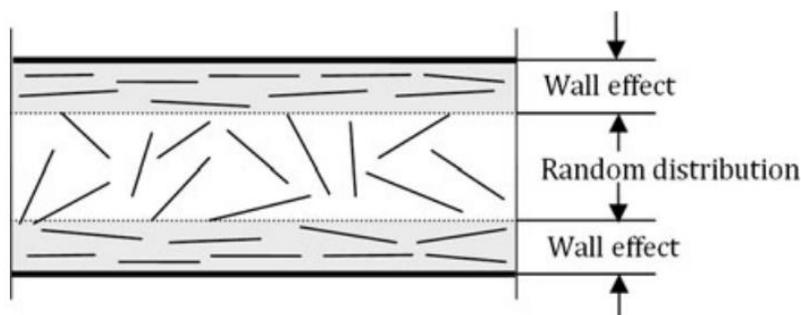
**Figure 2-8 : Angle d'orientation moyenne de fibres longues et courtes avec la méthode de coulée à la pelle à béton (Markovic, 2006)**

### 2.3.1.3 Effet de bord

Les parois de coffrage sont un facteur ayant un impact local, mais important sur l'orientation des fibres lors de l'écoulement du béton. En 2D, une fibre ne peut pas s'orienter perpendiculairement à un mur à une distance inférieure à la moitié de la longueur de la fibre (Martinie and Roussel, 2011). La **Figure 2-9** illustre cet effet de paroi.

Plus un coffrage aura une surface rugueuse, plus les fibres auront tendance à présenter une orientation qui diffère du sens d'écoulement du flux (Svec et al., 2014). En effet, les fibres s'accrochent dans les rugosités et pivotent autour de ce point de butée.

Ainsi, en l'absence d'obstacle, l'orientation des fibres est due à la direction de l'écoulement du flux de béton. Cependant, dès que ce flux rencontrera des obstacles ou parois, cela aura un impact sur l'orientation des fibres. La géométrie des fibres, la rhéologie du béton, les dimensions du coffrage, la vitesse de coulée, la disposition des aciers d'armatures sont autant de facteurs qui vont influencer l'orientation globale des fibres dans le spécimen. Il est donc important de tenir compte de ces paramètres lors de la conception et de la réalisation d'éléments en béton renforcé de fibres de manière à obtenir une orientation des fibres optimale par rapport aux efforts de traction.



**Figure 2-9 : L'effet de bord induit une orientation préférentielle dans une zone d'une demi-longueur de fibre adjacente au mur (Torrents et al., 2012)**

### 2.3.2 Méthodes de prédiction et d'évaluation de l'orientation des fibres

Il existe 3 grandes catégories de méthodes pour déterminer l'orientation des fibres au sein d'un élément en BRF. La première regroupe les méthodes analytiques qui consistent à estimer l'orientation des fibres en fonction de plusieurs critères. Ces méthodes présentent l'avantage de fournir des informations avant la production des spécimens. La seconde catégorie comprend les méthodes destructives qui nécessitent de scier le béton pour analyser l'orientation des fibres. La troisième catégorie inclut les méthodes non destructives qui peuvent déterminer l'orientation des fibres sans avoir d'impact sur l'intégrité physique de l'élément. Les deux dernières catégories ne sont pas prédictives, puisqu'elles requièrent la production d'éléments. Cependant elles peuvent être appliquées lors de coulées de convenance pour fournir une information préalable à la coulée principale.

Le **Tableau 2-2** présente ces différentes techniques avec leurs points forts et leurs points faibles qui seront détaillés ci-dessous.

**Tableau 2-2 : Avantages et inconvénients des méthodes de détermination de l'orientation des fibres dans les bétons renforcés de fibres (Delsol, 2012)**

Méthode	Avantages	Inconvénients
Méthode analytique	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Rapide à utiliser</li> <li>• Indépendant du type de fibres utilisées</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Indépendante de méthode de coulée</li> <li>• Non applicable à des géométries complexes</li> <li>• Non-unanimité dans les résultats</li> </ul>
Résistivité électrique	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Méthode non destructive</li> <li>• Rapide d'exécution</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Sensible aux facteurs environnementaux</li> <li>• Faibles profondeurs d'auscultation</li> <li>• Pas d'essais en présence d'armature et de fibres</li> </ul>
Approche magnétique	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Méthode non destructive</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Nombreuses mesures nécessaires</li> <li>• Applicable seulement au faible dosage sans armatures passives</li> <li>• Faible profondeur d'investigation</li> </ul>
Rayons X	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Méthode non destructive</li> <li>• Information sur la distribution, l'orientation et la répartition des fibres dans tout l'échantillon</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Licence et lieu dédié nécessaires</li> <li>• Personnels qualifiés</li> <li>• La durée d'analyse peut vite devenir longue</li> </ul>
Traitement d'images	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Information sur la distribution, l'orientation et la répartition des fibres dans tout l'échantillon</li> <li>• Matériel peu onéreux et non spécialisé</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Méthode destructive</li> <li>• Dépend de la qualité des échantillons</li> <li>• Temps de préparation long</li> <li>• Une seule section étudiée</li> </ul>

### 2.3.2.1 Méthodes analytiques

Les nombreuses hypothèses simplificatrices à la base de ce type de méthodes sont assez restrictives et fournissent des résultats peu précis. Cependant, les formulations obtenues comme celles de (Dupont and Vandewalle, 2005) sont tout de même faciles à utiliser et peuvent servir en analyse préliminaire lors d'une phase de conception par exemple.

### 2.3.2.2 Méthodes destructives

Les méthodes destructives sont actuellement les méthodes les plus utilisées, car assez simples de mise en œuvre. A l'opposé les méthodes non destructives sont majoritairement réservées au monde de la recherche, du fait de leur coût, de leur complexité de mise en œuvre et d'analyse. Les deux principales méthodes destructives sont : le comptage manuel ou automatique et la reconnaissance de forme aussi appelée analyse d'images.

#### *Comptage*

C'est en 1975 que Krenchel a développé une méthode permettant de déterminer le coefficient d'orientation moyenne des fibres à partir du nombre de fibres traversant une section (**Eq. 2-1**). Cette méthode se base sur le fait que le coefficient d'orientation d'une fibre influe sur sa probabilité à traverser un plan de coupe. Plus une fibre sera perpendiculaire au plan de coupe et plus celle-ci aura de chance d'être traversée par ce dernier. Inversement une fibre parallèle au plan de coupe aura moins de chance de traverser ce dernier. Cette méthode, par sa facilité d'utilisation et de mise en œuvre, est encore utilisée dans de nombreux travaux de recherche. Elle est employée notamment pour valider le développement de méthodes alternatives (Soroushian and Lee, 1990; Dupont and Vandewalle, 2005).

$$\alpha = n_f \frac{A_f}{V_f} \quad (\text{Eq. 2-1})$$

Avec :  $\alpha$  : coefficient d'orientation (-)

$n_f$ : densité de fibres (cm<sup>-2</sup>)

$A_f$ : Aire de la section d'une fibre (cm<sup>2</sup>)

$V_f$ : Volume de fibres utilisé (%)

### *Analyse d'images*

Le principe de la méthode par analyse d'images est de déterminer l'orientation de chaque fibre en analysant l'aire de l'ellipse formée par celle-ci sur le plan de coupe. En plus d'évaluer l'orientation de chaque fibre et donc l'orientation moyenne et son écart type, l'analyse par traitement d'image permet de connaître le pourcentage de fibres sur la section analysée. Connaissant le volume de fibres dans le béton, cette donnée permet un contrôle simple de la section analysée. Cette méthode d'analyse qui a été développée à Polytechnique Montréal (Delsol, 2012), et sera utilisée dans le projet.

De manière générale, le processus d'analyse est réalisé en 3 étapes. Premièrement, il faut préparer les surfaces à analyser. Suite au sciage, la surface doit être polie, peinte puis sablée. Deuxièmement, la coupe est numérisée à l'aide d'un scanner d'une résolution minimale de 2400 ppp. Enfin, l'image est analysée via un logiciel qui tout d'abord procède à la binarisation (filtrage morphologique suivi d'un seuillage global). Les fibres potentielles sont alors représentées en zone blanche et le reste (matrice et granulats) sont représentées en noir. Ensuite, les dimensions des zones blanches sont évaluées, si le petit diamètre mesuré correspond au diamètre d'une fibre, alors cette zone est considérée comme étant une fibre. Le coefficient d'orientation de la fibre est ensuite déduit grâce à la mesure du petit axe et du grand axe de l'ellipse via les équations suivantes :

$$\frac{x^2}{b} + \frac{y^2}{a} = 1 \quad (\text{Eq. 2-2})$$

Avec :

$$b = \frac{d_f}{\cos\theta} = \frac{d_f}{\alpha} \quad (\text{Eq. 2-3})$$

$$a = d_f \quad (\text{Eq. 2-4})$$

### **2.3.2.3 Méthodes non-destructives**

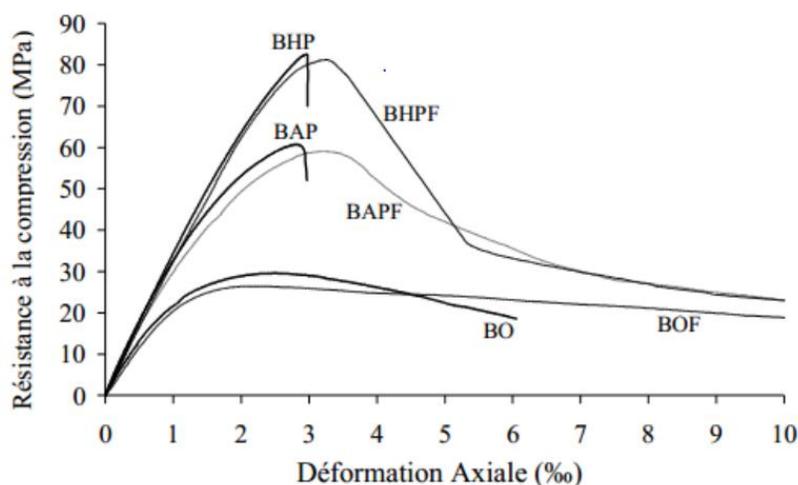
Dans le but d'assurer un contrôle qualité des éléments en béton, de nombreuses méthodes d'inspection non destructives ont été développées comme par exemple : la tomographie par rayon X, la résistivité électrique et les champs magnétiques. Ces méthodes sont souvent complémentaires et permettent ensemble d'estimer un certain nombre de propriétés. Malgré tout, leur utilisation reste

pour le moment cantonnée aux laboratoires de recherche, car leur application requiert des équipements non usuels et dispendieux. Comme le souligne (Delsol, 2012), de nombreuses recherches se focalisent sur ces méthodes dans le but de les rendre applicables au BRF.

### 2.3.3 Influence de l'orientation des fibres sur les propriétés mécaniques des bétons

#### 2.3.3.1 Résistance à la compression

La communauté scientifique s'accorde à dire que la résistance à la compression et le module d'élasticité (E) du béton ne sont pas impactés significativement par l'ajout de fibres, sauf en cas de fort dosage. Boulekbache et al., (2009) ont observé une diminution entre 5% et 7% de la résistance maximale à la compression des BRF (**Figure 2-10**). L'ajout de fibres peut parfois amener des défauts dans la matrice et diminuer légèrement la résistance à la compression. En revanche, pour des bétons ayant une matrice très résistante, l'ajout de fibres augmente la ductilité à la rupture du béton en la rendant moins fragile (ACI544, 1996). Aucune étude ne démontre pour l'instant l'impact de l'orientation des fibres sur la résistance à la compression, ceci est probablement relié au fait de l'impact très limité des fibres sur le comportement en compression.

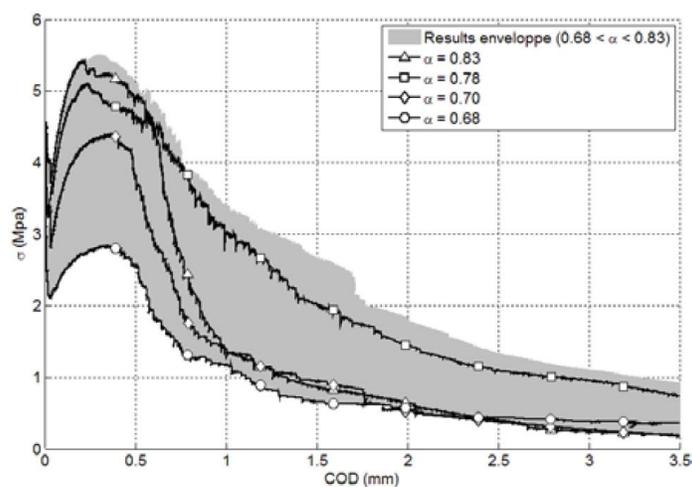


**Figure 2-10 : Influence des fibres sur le comportement en compression (Boulekbache et al., 2009)**

### 2.3.3.2 Résistance à la traction

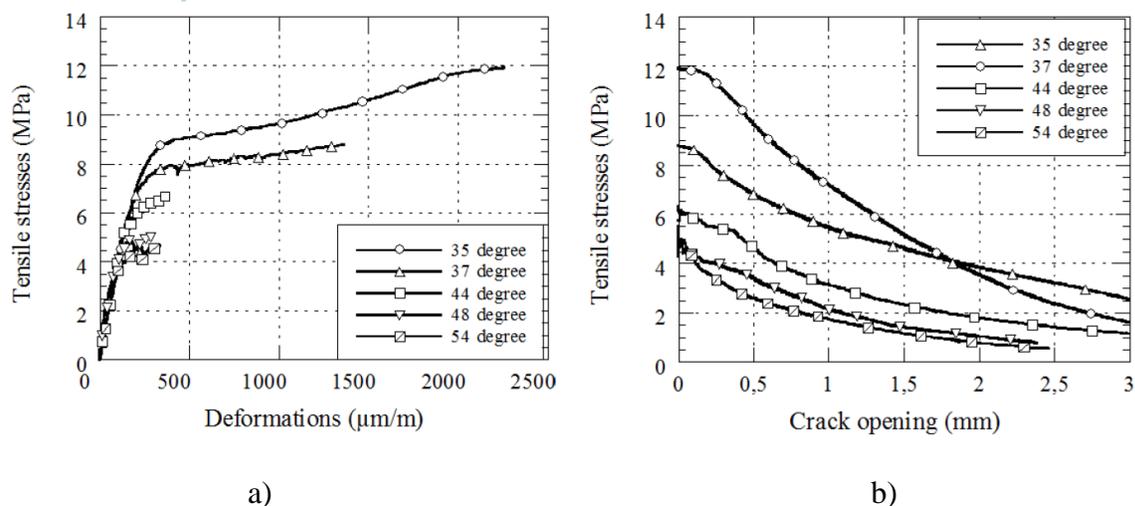
Tels qu'exposé à la section 2.2.2, l'ajout de fibres dans le béton provoque un effet de couture lorsque qu'une fissure se crée. En effet, des fibres ancrées de part et d'autre de la fissure vont venir reprendre les efforts de traction et les transmettre d'un bord à l'autre de la fissure. Ce phénomène donne une résistance post-fissuration en traction beaucoup plus significative qu'avec le béton ordinaire. De la même manière que l'armature contrôle la reprise des efforts de traction et la fissuration selon son positionnement, l'orientation des fibres influence directement la reprise des efforts de traction et le contrôle de la fissuration. Plusieurs chercheurs ont démontré qu'une orientation favorable (perpendiculaire) de fibres par rapport au plan de fissuration génère une augmentation marquée de la résistance post-fissuration. À l'inverse, une orientation de fibres défavorable (parallèle) par rapport au plan de fissuration a une influence très limitée sur la résistance post-fissuration (Delsol, 2012; Ferrara et al., 2012; Wille et al., 2014).

D'après Doyon-Barbant (2016), pour une orientation des fibres d'un BFHP variant de 34° à 47°, la contrainte maximale post-pic est réduite de 50% entre les deux orientations extrêmes (**Figure 2-11**). Il souligne que l'orientation des fibres n'est pas le seul facteur impactant les propriétés mécaniques des BFHP, la densité de fibres traversant le plan de fissuration en est aussi un.



**Figure 2-11 : Comportement post-pic du BFHP en traction uniaxiale (Doyon-Barbant and Charron, 2016)**

Delsol (2012) a étudié l'influence de l'orientation moyenne des fibres sur le comportement en traction du BFUP mesuré par essai de traction directe sur spécimens en forme d'os. Sur la **Figure 2-12**, on remarque une réduction de plus de 50% de la résistance ultime en traction entre les spécimens ayant une orientation de  $54^\circ$  (défavorable) et les spécimens ayant une orientation de  $35^\circ$  (favorable). Delsol rapporte aussi une réduction de 95% de la phase écrouissant pour les spécimens avec une orientation défavorable.



**Figure 2-12 : Comportement du BFUP en traction uniaxiale en fonction de l'orientation moyenne des fibres, pré-pic (a), post-pic (b) (Delsol, 2012)**

### 2.3.3.3 Résistance à la flexion

Behloul (1996) a mis en évidence l'influence de l'orientation des fibres sur le comportement en flexion du béton. Il a réalisé des essais de flexion 4 points sur des spécimens ayant des angles d'orientation théorique de  $0^\circ$ ,  $22.5^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $67.5^\circ$  et  $90^\circ$ , découpés dans une dalle coulée avec une orientation préférentielle grâce à des séparateurs (**Figure 2-13**). Il est important de noter que dans le référentiel de Behloul, l'angle annoncé représente l'orientation du flux de coulée par rapport au plan de fissuration (à la différence de ce qui a été exposé à la section 2.3 du mémoire). Par exemple, une fibre à  $90^\circ$  représente une fibre orientée en théorie, perpendiculairement au plan de fissuration grâce à la méthode de mise en place. Cette fibre est donc orientée de manière favorable pour la reprise des efforts de flexion.

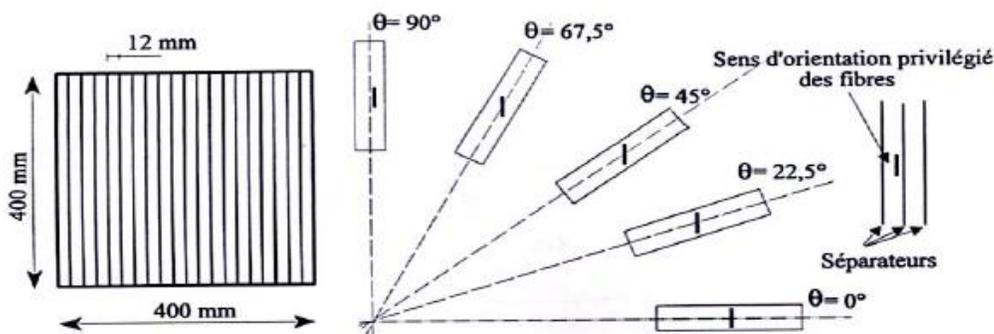


Figure 2-13 : Dispositif de coulée et direction des coupes (Behloul, 1996)

Behloul a mis en évidence (Figure 2-14) qu'une orientation favorable donne un comportement écrouissant en flexion ainsi qu'un gain en ductilité, une orientation moyenne va offrir un comportement avec un plateau de résistance et une orientation défavorable va fournir un comportement pseudo-fragile.

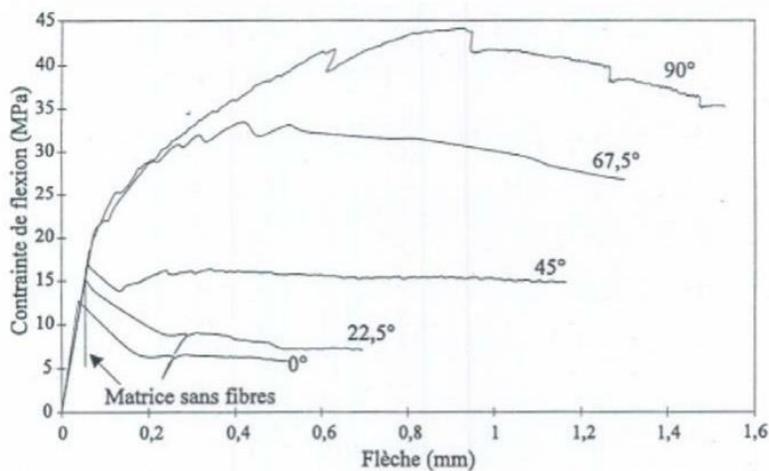


Figure 2-14 : Comportement flexionnel pour différentes orientations théorique des fibres (Behloul, 1996)

Il est difficile de comparer précisément les résultats de Behloul avec d'autres résultats (Oesterlee, 2010; Doyon-Barbant and Charron, 2016), car les angles donnés ne sont pas les orientations réelles des fibres. Certaines tendances dégagées par Behloul et Oesterlee sont tout de même similaires ; soit une réduction de la contrainte de rupture des spécimens ayant une orientation défavorable par rapport au même spécimen sans fibre, une augmentation de la contrainte de rupture et de la ductilité

des spécimens ayant une orientation favorable par rapport au même spécimen sans fibre. La première remarque laisse entendre que des fibres orientées de manière défavorable peuvent représenter des défauts dans la structure.

## 2.4 Perméabilité du béton

Cette section a pour but d'expliquer le principe de perméabilité à l'eau et les méthodes de mesure de cette propriété appliquée au béton en condition non fissurée, mais aussi en condition fissurée qui correspond généralement à l'état dans lequel se trouve le béton en service.

### 2.4.1 Perméabilité du béton non fissuré

À l'état non fissuré, l'eau doit utiliser les pores du béton et leur inter-connectivité pour traverser le béton. La perméabilité sera donc influencée par tous les facteurs ayant un impact sur la porosité.

#### 2.4.1.1 Porosité

La porosité dans le béton trouve son origine dans l'empilement aléatoire des feuillets d'hydrates produits par la réaction d'hydratation du ciment, les bulles d'air entraînées et le mauvais compactage dans les coffrages. Cette porosité se définit comme étant le rapport  $V_v/V_t$  du volume des vides ( $V_v$ ) sur le volume total ( $V_t$ ). La porosité a une grande influence sur la perméabilité lorsque le béton est à l'état non fissuré. Comme le montre la **Figure 2-15**, plus la porosité augmente, plus la perméabilité devient importante.

La porosité du béton se situe autour de 10% de son volume total. Plusieurs types de porosité la composent :

- Pores de Gel (taille de  $10^{-9}$  à  $10^{-8}$  m) : Ces pores font partie de la microstructure de la pâte de ciment hydraté. N'étant pas interconnectés entre eux, ils n'affectent pas la perméabilité et donc la durabilité.
- Pores capillaires (taille de  $10^{-8}$  à  $10^{-6}$  m) : Ils représentent des vides non comblés lors de l'hydratation des grains de ciment. Ces pores étant connectés entre eux, ils ont un impact direct sur les mécanismes de transport de l'eau et des gaz dans le béton. Ils sont responsables en grande partie de la perméabilité du béton à l'état non-fissuré.

Des solutions existent pour réduire la taille des pores tels que la réduction du rapport eau/ciment, l'utilisation d'ajouts cimentaires et l'augmentation du degré d'hydratation.

- Bulles d'air entraînées (taille de  $10^{-5}$  à  $10^{-4}$  m) : Générées par l'ajout d'un adjuvant entraîneur d'air. La création de ces bulles procure une meilleure résistance aux cycles de gel/dégel du béton en offrant, à l'eau présente dans la porosité du béton, un espace pour prendre de l'expansion lorsqu'elle gèle. Ces bulles ne sont interconnectées entre elles que par les pores capillaires. Peu d'études semblent avoir été menées sur le sujet, mais il serait logique de penser que le réseau de bulles d'air entraînées tend à faire augmenter la perméabilité globale. Cette augmentation serait limitée car l'eau utiliserait toujours le réseau de pores capillaires pour se déplacer.
- Les vides de compaction (taille de  $10^{-3}$  à  $10^{-2}$  m) : Ils sont générés par une compaction inadéquate du béton dans les coffrages. Leur influence sur la perméabilité des bétons est mineure pour les mêmes raisons que celles mentionnées pour les bulles d'air entraînées.

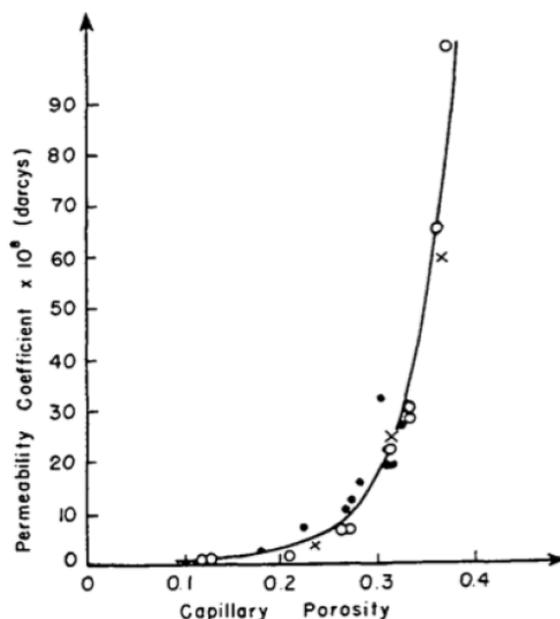
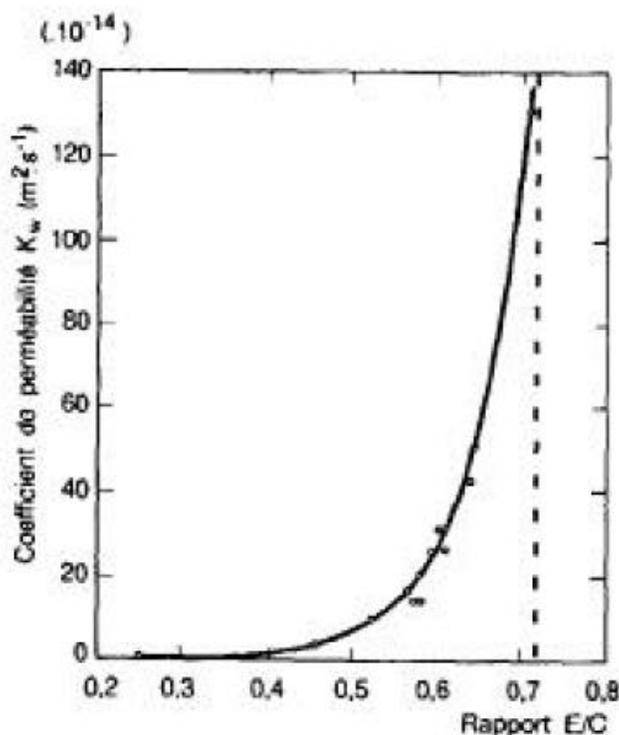


Figure 2-15 : Influence de la porosité sur la perméabilité (Powers, 1958)

L'ajout de fibres dans le béton peut modifier la porosité de celui-ci (Hannawi et al., 2016). En effet, l'interface fibre/ pâte de ciment a tendance à être plus poreuse avec l'ajout de fibres synthétiques. L'auteur explique cela par le fait que la fibre synthétique est composée d'un matériau hydrophobe. Pour information, l'utilisation de fibres d'acier d'après cette étude a légèrement tendance à faire baisser la porosité totale par rapport à un béton sans fibre homologue.

### 2.4.1.2 Rapport E/C

Parmi tous les paramètres de composition de béton, le rapport eau/ciment dicte le volume total de la porosité et sa finesse, un abaissement du rapport eau/ciment réduit le volume des pores qui deviennent aussi plus fines. Il reste que la connectivité du réseau de pores est plus importante que son volume. Power et al (1954) ont montré que la perméabilité augmente fortement quand le rapport E/C dépasse 0,4 (**Figure 2-16**). Bien que des travaux complémentaires méritent d'être faits sur le sujet, il est facilement imaginable que, pour ces rapports E/C élevés, la connectivité entre les pores devienne très développée et offre une voie préférentielle aux transports de fluides à travers le béton.



**Figure 2-16 : Perméabilité d'une pâte de ciment totalement hydraté en fonction du rapport E/C (Power et al., 1954)**

### 2.4.1.3 Degré d'hydratation

La perméabilité du béton diminue avec l'âge du béton (en l'absence de sollicitations mécaniques et environnementales). En effet, le degré d'hydratation du ciment augmente avec le temps. Plus le degré d'hydratation est élevé, plus les hydrates produits par l'hydratation combleront les espaces entre les grains de ciment gênant le passage de fluide. Cette diminution de la perméabilité au cours du temps (**Tableau 2-3**) s'explique par la segmentation du réseau poreux (Olliver et al., 1995).

**Tableau 2-3 : Diminution de la perméabilité en fonction de l'âge (Olliver et al., 1995)**

Âge (jours)	Coefficient de perméabilité ( $10^{-13}$ m/s)
État frais	20 000 000
5	4 000
6	1 000
8	400
13	50
14	10

### 2.4.1.4 Ajouts minéraux

La pratique de remplacer une partie du ciment par des ajouts minéraux est de nos jours assez courante. D'une part la majorité des ajouts minéraux, de par leur finesse et leur géométrie, permettent un effet de remplissage du squelette granulaire et donc une densification de la microstructure du béton, d'autre part, ces ajouts réagissent souvent pour former des hydrates supplémentaires ou de meilleure qualité. L'effet global sur la porosité est un raffinement des pores et une diminution de leur connectivité (Charron, 2016). L'utilisation des ajouts minéraux rend le béton moins perméable.

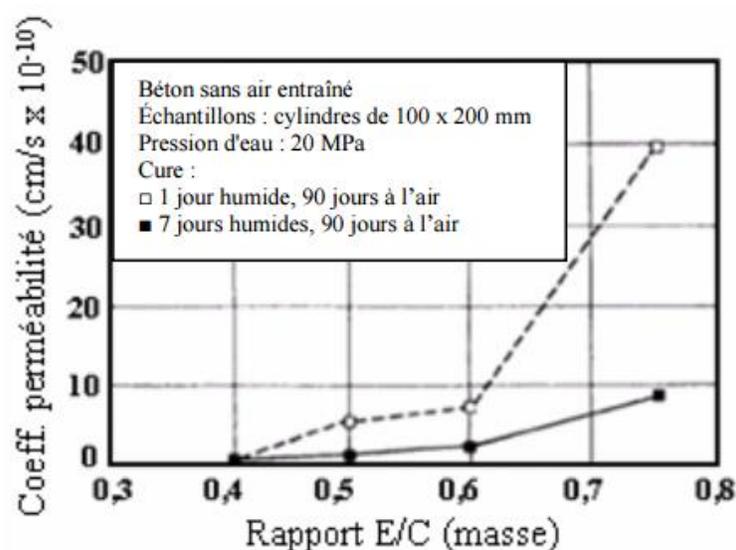
### 2.4.1.5 Granulat

Même si l'influence des granulats sur les propriétés à l'état frais et à l'état durci du béton dépend de leur granulométrie, de la composition du mélange et des ajouts minéraux, les travaux de (Dhir et al., 1989) ont montré que l'ajout de granulats ne fait pas baisser la perméabilité. Même si en

général les granulats sont moins perméables que la matrice, l'interface pâte/granulat est très poreuse. La porosité de cette interface pourrait favoriser la perméabilité du béton.

#### 2.4.1.6 Cure

Une cure de mûrissement adéquate permettra au ciment du béton de s'hydrater dans de bonnes conditions. Une bonne hydratation permettra une formation maximale d'hydrates entre les grains de ciment et l'obtention d'une structure peu poreuse. Ainsi, une période de cure prolongée réduira la perméabilité du béton (Whiting, 1988). Cet effet est encore plus accentué sur les bétons ayant un rapport E/C élevé (Figure 2-17).



**Figure 2-17 : Perméabilité du béton diminuée par le prolongement de la cure surtout avec un rapport E/C élevé (Whiting, 1988)**

#### 2.4.1.7 Mesure de la perméabilité à l'état non-fissuré

Plusieurs méthodes existent pour mesurer la perméabilité à l'état non fissuré. La méthode la plus couramment utilisée pour déterminer la perméabilité du béton est l'essai de pénétration aux chlorures. Une autre méthode consiste à mesurer la résistivité électrique du béton et elle présente l'avantage d'être non destructive. Cette méthode a été appliquée pour mesurer la perméabilité des BFHP (Moon et al., 2013). Les auteurs concluent que cette méthode n'est pas applicable aux BFHP du fait de la faible résistivité des fibres métalliques. De plus ils notent que l'effet de l'orientation des fibres est difficile à prendre en compte dans l'analyse des résultats.

## 2.4.2 Perméabilité des bétons à l'état fissuré

Des fissures se forment au cours de la vie utile des structures suite aux sollicitations d'origine interne (retrait, hydratation et fluage), mécanique (charge morte et charge de service) et environnementale (gradient de température, gradient d'humidité, attaque chimique). Lorsque le béton fissure, les ouvertures se créent offrant une voie de pénétration préférentielle à l'eau ou autre agent agressif, augmentant la perméabilité de celui-ci. Plusieurs travaux (Wang et al., 1997; Aldea et al., 2000; Rapoport et al., 2002; Hoseini et al., 2009; Picandet et al., 2009) ont montré que la perméabilité augmente avec l'apparition de fissures. Plus celles-ci deviennent ouvertes et interconnectées, et plus la perméabilité du béton s'accroît.

### 2.4.2.1 Perméabilité des bétons sollicités en compression

C'est pour des questions de simplicité et de facilité de mise en œuvre que les premières recherches de perméabilité du béton fissuré ont été réalisées avec des sollicitations en compression plutôt qu'en traction.

Les différentes études menées ont obtenu des résultats similaires concernant l'évolution de la perméabilité en fonction de l'augmentation de la sollicitation de compression (Kermani, 1991; Banthia and Bhargava, 2007; Choinska et al., 2007). Le comportement global du béton sollicité en compression se décompose en 3 ou 4 phases, les deux dernières étapes pouvant être regroupées en une seule étape :

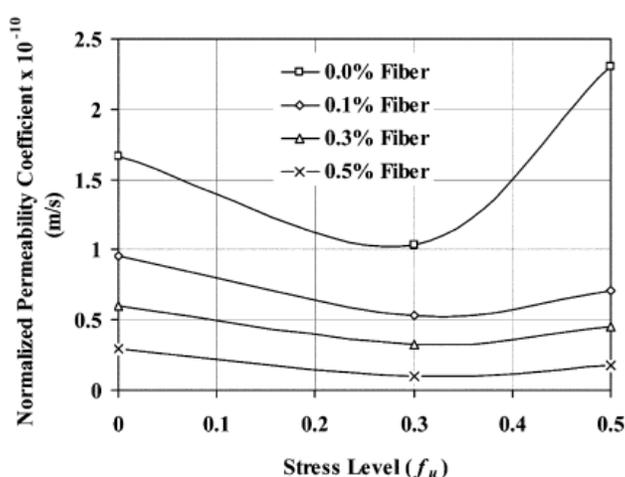
- 1) Jusqu'à  $0,3 f_c$  → diminution de la perméabilité due à la compression des pores : consolidation
- 2) Entre  $0,3 f_c$  et  $0,5 f_c$  → Légère augmentation de la perméabilité ou perméabilité constante : équilibre entre consolidation et formation de microfissures
- 3) Au-dessus de  $0,5 f_c$  → Développement stable de microfissures entraînant une hausse de la perméabilité
- 4) À l'atteinte de  $f_c$  → Développement instable de macrofissures provoquant une hausse très importante et soudaine de la perméabilité.

Kermani (1991) a réalisé des essais pour mesurer la perméabilité à l'eau en fonction de la résistance à la compression maximale ( $f_c$ ). Trois bétons de composition différentes mais ayant des résistances

à la compression maximale ( $f'_c$ ) composent les différentes conditions. Puis, des disques de 200 x 100 mm de diamètre furent comprimés à des niveaux de contrainte différents de 0, 0.3, 0.4, ..., 0.7 de la résistance à la compression maximale ( $f'_c$ ). La perméabilité fût ensuite mesurée après déchargement. Une augmentation de la perméabilité importante fût observée à partir de 40% de  $f'_c$ . Il remarque aussi qu'à partir 70% de  $f'_c$ , les trois bétons de composition différentes ont une perméabilité similaire, les fissures gouvernent le transport d'eau, les propriétés initiales (porosité, tortuosité, etc) n'ont plus d'influence après ce stade.

Banthia et Bhargava (2007) ont étudié la perméabilité de spécimens de béton sollicités en compression, leurs résultats sont présentés sur la **Figure 2-18**. Jusqu'à une contrainte située autour de 30% de la résistance à la compression ( $f'_c$ ), la perméabilité diminue due à la réduction de la porosité écrasée par la contrainte de compression. Au-delà de cette contrainte, les mécanismes de microfissuration commencent à apparaître et font croître la perméabilité. On remarque aussi que plus le ratio de fibres augmente et plus cette hausse de perméabilité est faible, les fibres aidant à limiter la microfissuration.

Ces légères divergences de seuils amenant une hausse de la perméabilité sont probablement dues à la différente composition des bétons testés et à l'absence d'un essai standardisé. Il est à noter que ces seuils ont tendance à être supérieurs pour des bétons à hautes performances. De plus, au jeune âge ces niveaux de contrainte sont plus faibles. Il est donc important de ne pas exposer le béton au jeune âge à des niveaux de contraintes inadaptés de manière à assurer une durabilité adéquate.



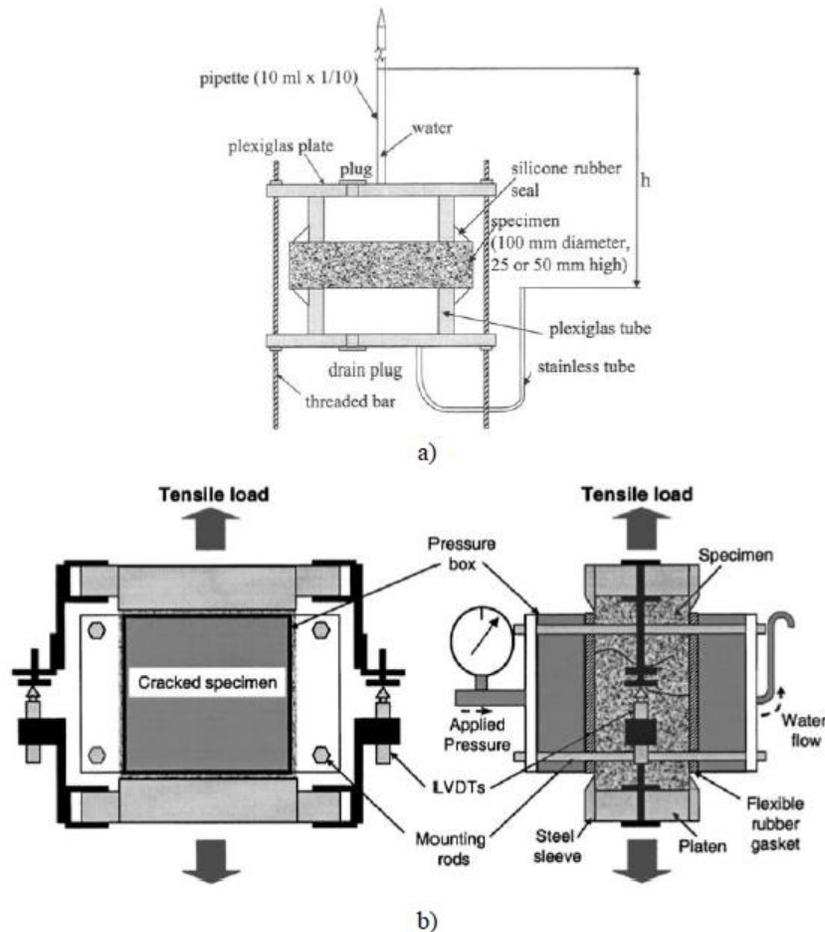
**Figure 2-18 : Coefficient de perméabilité de bétons sollicités en compression pour différents volumes de fibres (Banthia and Bhargava, 2007)**

### 2.4.2.2 Perméabilité des bétons sollicités en traction

Il a été abordé à la section 2.2.2 que le comportement en traction, le contrôle des ouvertures de fissure et le patron de fissuration sont directement impactés par les différentes gammes de bétons ainsi que de leur renforcement. La perméabilité à l'eau du béton fissuré étant principalement contrôlée par l'ouverture de fissure (Wang et al., 1997; Aldea et al., 2000; Rapoport et al., 2002; Hoseini et al., 2009; Picandet et al., 2009), dans cette section sont distinguées la perméabilité des bétons non armés, des bétons armés et enfin la perméabilité des bétons renforcés de fibres.

#### *Dispositifs de mesure de la perméabilité*

La majorité des réparations sur les structures en béton ont lieu dans les zones tendues qui fissurent en condition de service et favorisent les mécanismes de détérioration. C'est pour cette raison que les recherches se concentrent de plus en plus sur la perméabilité des bétons sollicités en traction. Dans la mesure où aucun essai standardisé n'existe, les chercheurs doivent développer leur propre dispositif expérimental. La majorité des méthodologies développées consiste à procéder à l'endommagement des spécimens, puis à mesurer leur perméabilité une fois déchargés (Wang et al., 1997; Aldea et al., 1999; Rapoport et al., 2002; Charron et al., 2007; Picandet et al., 2009). Ce type de dispositif est illustré sur la **Figure 2-19a**. L'endommagement du spécimen est dans la plupart des cas obtenu par fendage (traction indirecte) qui favorise la formation d'une unique macrofissure (Wang et al., 1997; Aldea et al., 1999; Rapoport et al., 2002; Picandet et al., 2009). La méthode d'endommagement par fendage est peu représentative des sollicitations réelles subies par les structures. Charron et al. (2007) ont souhaité être plus réalistes en mesurant la perméabilité sur des spécimens entaillés (favorisant la localisation de la fissuration) ayant subi un chargement en traction uniaxiale. Lawler et al. (2002) ont développé un dispositif **Figure 2-19b** capable de mesurer la perméabilité simultanément au chargement de traction uniaxiale de spécimens sans entaille (patron de fissuration plus représentatif de la réalité des structures). Ce dispositif a permis d'établir un lien direct entre la perméabilité et l'ouverture de fissure totale, alors que les essais de perméabilité suite à endommagement considéraient seulement des ouvertures de fissures résiduelles. Enfin, des chercheurs ont mis au point des dispositifs permettant de mesurer la perméabilité à l'eau du béton armé de manière à s'approcher davantage du comportement réel des structures et de leur patron de fissuration (Desmettre and Charron, 2011; Yuan and Chi, 2014).



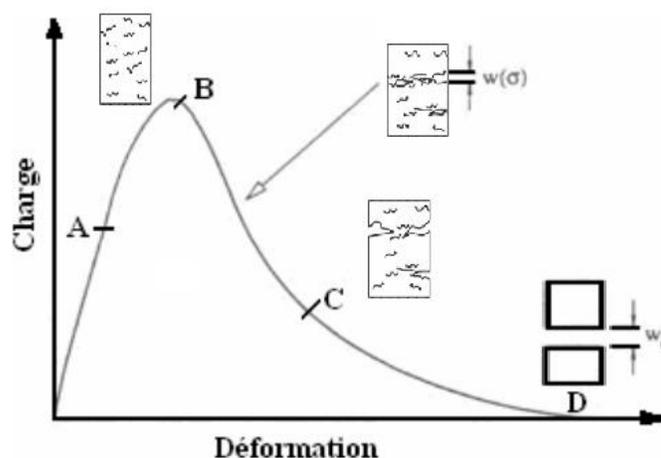
**Figure 2-19 : Dispositifs de perméabilité : a) Mesure de perméabilité sur spécimen déchargé (Aldea et al., 1999), b) Mesure de la perméabilité simultanément au chargement (Lawler et al, 2005)**

### *Béton non armé*

Lorsqu'il est soumis à une sollicitation de traction, le béton présente tout d'abord un comportement linéaire élastique, puis il commence à fissurer et son comportement devient non linéaire. Le comportement en traction du béton non armé est représenté sur la **Figure 2-20**. Son comportement peut être décomposé en 3 phases :

- Création et développement d'une microfissuration diffuse de 0,4 à 0,9  $f_t$  (où  $f_t$  = résistance à la traction maximale) ;

- Localisation d'une macrofissure de  $0,9 f_t$  à  $1,0 f_t$  ;
- Développement de la macrofissure jusqu'à la désolidarisation totale des blocs. Le plan de rupture est perpendiculaire aux efforts de traction.



**Figure 2-20 : Comportement mécanique en traction du béton non armé (Mivelaz, 1996)**

Le comportement du béton non armé favorise la formation d'une unique macrofissure permettant de bien caractériser l'influence d'une ouverture de fissure sur la perméabilité. La majorité des études (Wang et al., 1997; Aldea et al., 1999; Rapoport et al., 2002; Picandet et al., 2009) ont mesuré la perméabilité d'un spécimen de béton soumis à des efforts de traction par fendage. Elles ont démontré que la perméabilité est proportionnelle au cube de l'ouverture de fissure. Le flux d'eau à travers une fissure est ainsi assimilé à un écoulement de Poiseuille (Eq. 2-5). Autrement dit, l'eau s'écoule de façon laminaire à travers une fissure idéalisée. Cependant, la tortuosité d'une fissure ainsi que sa rugosité de surface n'en font pas un conduit idéal. C'est pour cette raison que cette équation applicable à une fissure idéale est pondérée par l'ajout d'un facteur de réduction ( $\xi$ ) la rendant applicable au béton. Les valeurs du facteur  $\xi$  pour divers bétons sont données dans le (Tableau 2-4). Ces valeurs du facteur  $\xi$  ont été déterminées par calage de résultats expérimentaux donnant le débit d'eau en fonction de l'ouverture de fissure. Le facteur  $\xi$  dépend de la composition du béton, de la géométrie du spécimen et du patron de fissuration obtenue. Ce facteur a tendance à diminuer avec l'ajout de fibres dans le béton, signe que la perméabilité est réduite pour ces bétons.

$$Q = \frac{\xi \Delta p b w^3}{12 \eta d} \quad (\text{Eq. 2-5})$$

Avec : Q l'écoulement d'eau à travers une fissure idéalisée (m<sup>3</sup>/s)

ξ le facteur de réduction tenant compte de la rugosité de la fissure (-)

Δp la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur de la fissure (N/m<sup>2</sup>);

b la longueur nominale de la fissure (m)

w l'ouverture de fissure (m)

η la viscosité absolue du fluide (Ns/m<sup>2</sup>)

d la longueur de chemin d'écoulement (m)

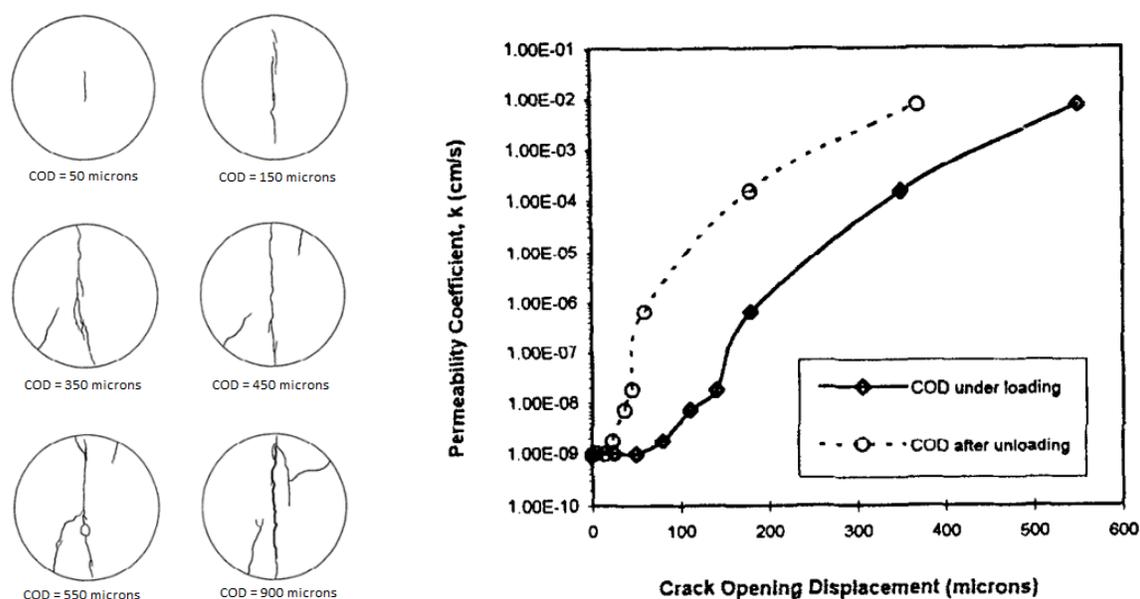
**Tableau 2-4 : Facteur de réduction ξ pour différentes études (Hubert, 2014)**

Étude	Type de sollicitation	Type de béton	coefficient de réduction ξ
(Clear, 1985)	Traction indirecte	BO	0.037 à 0.296
(Tsukamoto & Wörner, 1991)	Traction uniaxiale sur spécimens avec encoches	BO et BRF	0 à 0.1
(Aldea et al., 2000)	Traction indirecte	BO	0.27
		BO	0.03*
(Picandet et al., 2009)	Traction indirecte	BHP	0.1*
		BFUP	0.01*
(Charron et al., 2008)	Traction uniaxiale sur spécimens avec encoches	BFUP	0.00091
(Hubert et al., 2015)	Traction directe	BHP armé	0.001*
		BFHP 0.75% armé	0.0007*
		BFHP 1.50% armé	0.0003*

\*Basés sur l'ouverture maximale de fissure.

La loi de Poiseuille n'est valable que dans l'étude d'une seule fissure, ou alors si l'ouverture de fissure maximale est largement supérieure à l'ouverture secondaire. Des études complémentaires pourraient d'ailleurs être faites sur ce sujet, car peu de chercheurs se sont attardés sur ce sujet.

Certains chercheurs relèvent dans leurs recherches que la hausse de la perméabilité commence pour des ouvertures de fissure supérieures à 30 microns (Reinhardt et al., 1998) et ralentit au-dessus de 200 microns (Wang et al., 1997). La **Figure 2-21** représente la perméabilité en fonction de l'ouverture totale des fissures et non de l'ouverture maximale. Une explication possible se situe au niveau du patron de fissuration, lorsque la fissure principale atteint 200 microns, il se crée des fissures secondaires. A partir de 200 microns d'ouverture, la courbe de perméabilité/ouverture de fissure ne suit donc plus une fonction variant selon le cube de l'ouverture de fissure. Ainsi, lorsque des fissures secondaires apparaissent, il faudrait analyser le rôle de chaque fissure dans la perméabilité totale du spécimen et ne pas considérer une ouverture totale ou maximale seulement.



**Figure 2-21 : Perméabilité en fonction de l'ouverture totale d'une fissure obtenue par fendage (Wang et al., 1997)**

### *Béton armé*

Les études de perméabilité réalisées sur des spécimens de béton non armé ont surtout permis de caractériser l'influence de l'ouverture de fissure sur la perméabilité (loi de Poiseuille), mais les patrons de fissuration du béton non armé ne correspondent pas aux structures en béton qui possèdent des armatures continues. L'ajout d'armatures dans le béton améliore considérablement la capacité portante du béton, augmente sa ductilité et permet de contrôler la fissuration en reprenant les efforts de traction, comme le font les fibres. Les armatures sont placées à des endroits précis dans la structure, ce qui permet de lutter efficacement contre la fissuration, mais de manière locale. A l'inverse, les fibres sont réparties dans l'intégralité du volume du béton, ce qui permet de lutter contre la fissuration de manière diffuse. La **Figure 2-2** dans la Section 2.2.2 rapporte que l'ouverture de fissure diminue lorsque que l'on se rapproche de l'armature. Les armatures permettent donc de contrôler localement les fissures. Cet apport de l'armature vient diminuer la perméabilité d'un béton armé en opposition à celle d'un béton non armé. La perméabilité étant directement corrélée avec l'ouverture de fissure, elle dépend alors du diamètre des barres d'armatures, du taux d'armature, de leur distribution et de l'adhérence acier-béton (Mivelaz, 1996; Yuan and Chi, 2014; Hubert et al., 2015). La perméabilité du béton renforcé de fibres sera abordée dans la section suivante, car l'action des fibres se différencie à plusieurs niveaux tel que mentionné ci-dessus.

Dans leurs travaux Yuan and Chi (2014) ont développé un dispositif (**Figure 2-22**) permettant de mesurer la perméabilité du béton armé sous charge en mettant en pause le chargement d'un spécimen en béton armé pendant 10 min. Les mesures de perméabilité ont été effectuées pour des taux d'armatures de 0,47% à 1,88%, pour différents diamètres de barres (6 à 12 mm) et pour 2 matrices de béton différentes (BO et BHP).

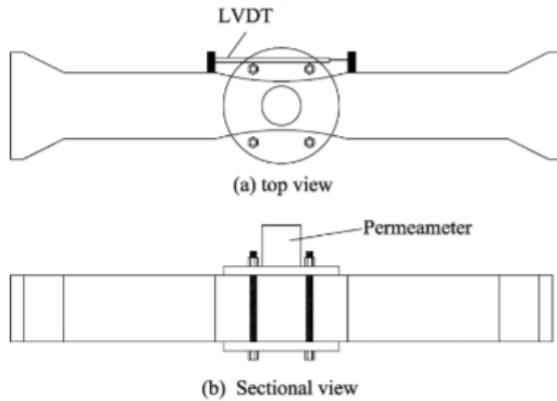


Fig. 7. Installation of the permeameter on a specimen

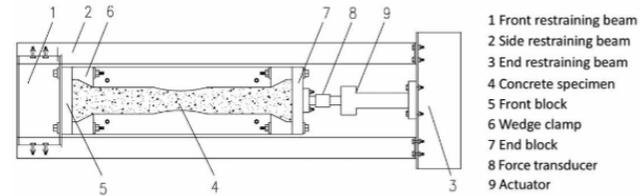


Fig. 5. Sketch of loading system

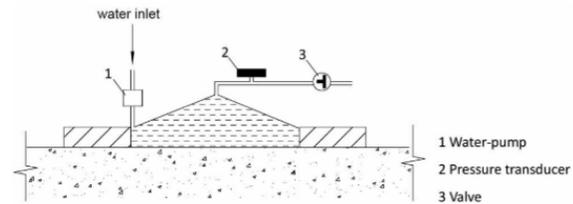
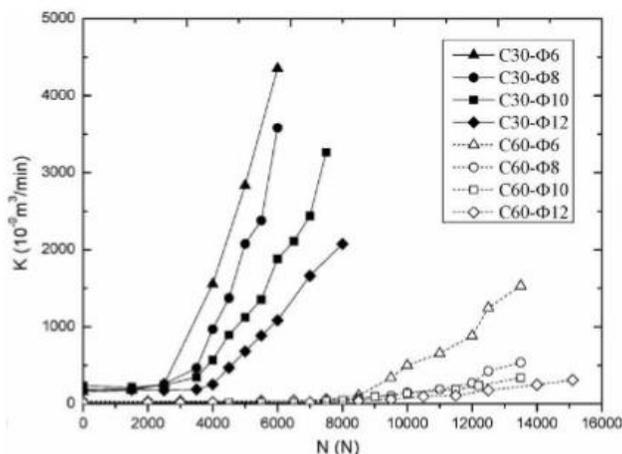


Fig. 6. Sketch of surface permeable test

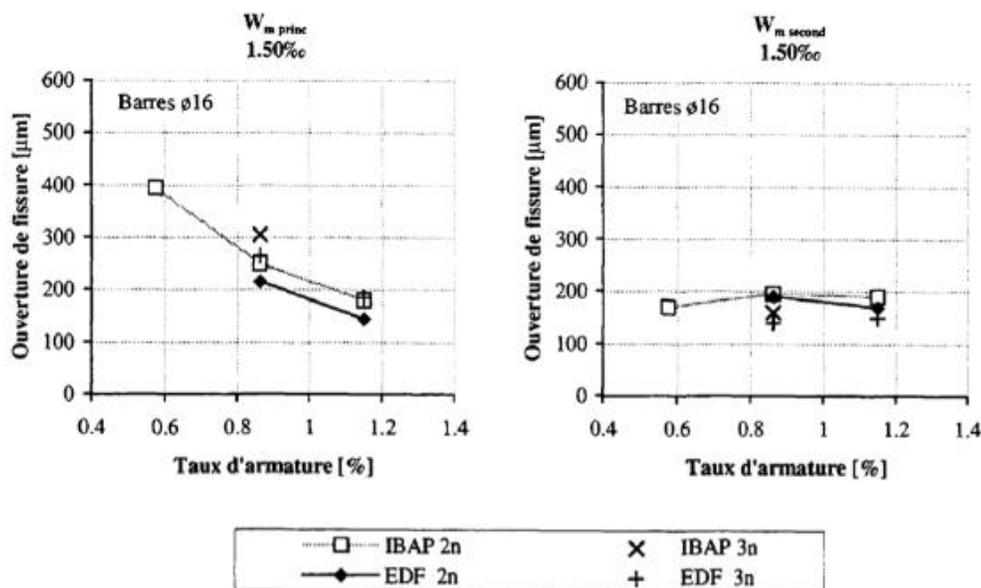
### Figure 2-22 : Système de perméabilité (Yuan and Chi, 2014).

La **Figure 2-23** montre les résultats de perméabilité obtenus, la perméabilité est diminuée lorsque le taux d'armature augmente et cela pour des bétons ordinaires comme à hautes performances. La perméabilité des bétons à hautes performances est plus faible que pour les bétons ordinaires à taux d'armature égal. Toutefois, ce dispositif de perméabilité possède ses limites, la cellule de perméabilité est d'une longueur de 200 mm, alors que la longueur du spécimen est de 1000 mm. Ainsi, il est difficile de comparer correctement les différents bétons entre eux, car seule une portion du patron de fissuration du spécimen est analysée. Ce système ne serait pas totalement pertinent pour l'analyse de BRF présentant une fissuration plus fine, mais moins espacée. De plus, les auteurs mentionnent le fait que la fissuration n'apparaît pas toujours au milieu du spécimen rendant impossible l'exploitation de certains spécimens.



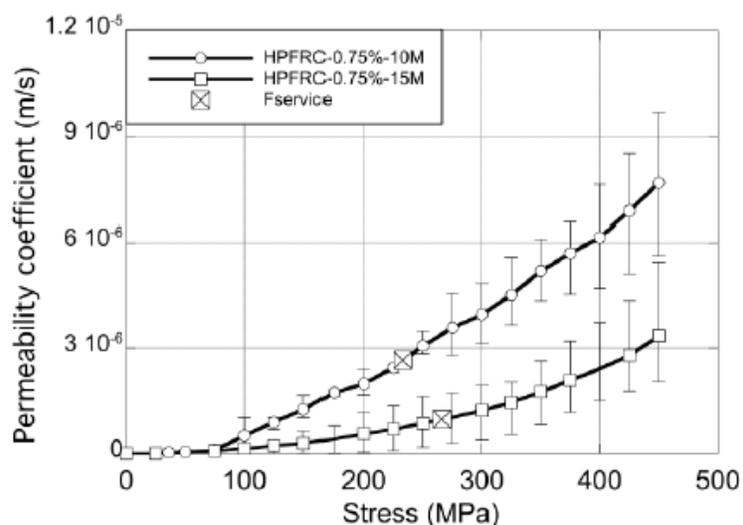
**Figure 2-23 : Perméabilité en fonction de la charge (Yuan and Chi, 2014).**

Mivelaz (1996) a mené des études sur la perméabilité à l'air du béton ordinaire (BO) et du béton à hautes performances (BHP) avec différents taux d'armatures, diamètres et dispositions de barres. Il s'est notamment intéressé aux ouvertures de fissures en fonction du taux d'armatures. Il constate que l'augmentation du taux d'armatures réduit l'ouverture des fissures principales (traversantes), alors qu'il ne semble pas affecter l'ouverture des fissures secondaires (non traversantes) (**Figure 2-24**). Ainsi l'augmentation du taux d'armatures permet de mieux contrôler les ouvertures des fissures en réduisant l'ouverture des fissures principales. Comme la perméabilité est contrôlée par l'ouverture des fissures principales, il est donc logique qu'une augmentation du taux d'armatures entraîne une baisse de la perméabilité. Mivelaz indique aussi que lorsque l'adhérence entre les barres d'acier et le béton augmente, il se développe une quantité plus importante de fissures secondaires, réduisant donc les ouvertures des fissures principales.



**Figure 2-24 : Ouverture de fissures principales (à gauche) et secondaires (à droite) en fonction du taux d'armature (Mivelaz, 1996)**

Plus récemment, Hubert et al. (2014) ont étudié l'influence du pourcentage d'armatures sur la perméabilité à l'eau des BFHP avec un dispositif novateur permettant la mesure de la perméabilité dans des conditions représentatives de celles observées sur les structures en service du béton armé, multifissurés et sous chargement. La **Figure 2-25** présente les résultats de perméabilité en fonction de la contrainte dans la barre d'armature pour deux diamètres d'armature (10M et 15M). Hubert remarque un effet synergique des fibres avec l'armature amenant un grand nombre de fissures, mais d'ouvertures plus fines influençant directement la pénétration d'eau. La perméabilité à l'eau a donc été réduite dans le domaine de service de 62 % et 89 % avec les taux d'armatures de 1.23% (10M) et 2.47% (15M) respectivement en comparaison avec la condition non renforcée (BHP).



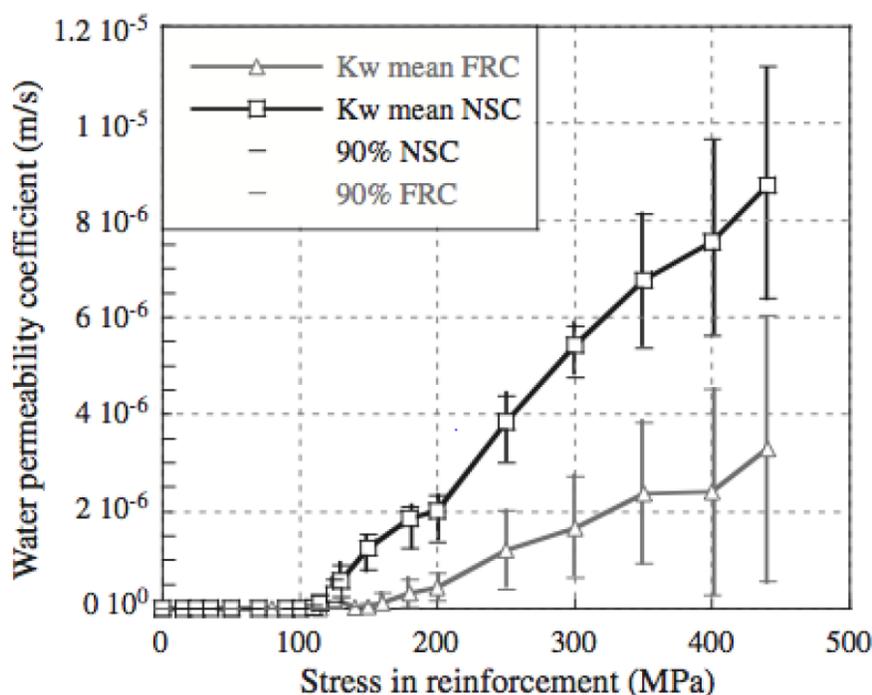
**Figure 2-25 : Perméabilité fonction de la contrainte dans l'armature selon la quantité d'armature (Hubert et al, 2014)**

### *Béton renforcé de fibres*

Tel que discuté dans la Section 2.2.2, l'inclusion de fibres dans le béton améliore le contrôle de la fissuration (Lawler et al., 2002, Desmettre and Charron 2012, Hubert et al., 2015). Ce meilleur contrôle de la fissuration dans les BRP se traduit essentiellement par un plus grand nombre de fissures, mais avec des ouvertures de fissures plus petites. Or, à l'état fissuré, la perméabilité (Breyse and Gérard 1997) varie en fonction du cube de l'ouverture des fissures (loi de Poiseuille). Cela donne donc au BRP une perméabilité nettement réduite par rapport au béton ordinaire (Lawler et al., 2002; Rapoport et al., 2002; Banthia and Bhargava, 2007; Desmettre and Charron, 2012; Hubert et al., 2015).

Desmettre et Charron (2012) ont mesuré l'évolution de la perméabilité à l'eau sous chargement statique en traction pour des tirants de 2 bétons différents (BO et BFHP) dans le but de comparer leur durabilité respective en condition de service. La **Figure 2-26** présente l'évolution de la perméabilité à l'eau en fonction de la contrainte dans les barres d'armature pour un BHP et pour un BFHP (1% de fibre). Ils remarquent que la perméabilité est stable jusqu'à environ 100 MPa et 150 MPa, respectivement pour le BO et le BFHP, ce seuil marque le début de la fissuration et donc

la hausse progressive de la perméabilité. Les fibres dans le béton retardent l'initiation et la propagation des fissures, le patron de fissuration du BFHP présente de plus nombreuses fissures, mais plus fines d'ouverture que le BO. Ce patron de fissuration plus fin engendre donc une perméabilité plus faible des BFHP par rapport au BO. Ainsi, la perméabilité des BFHP est réduite de 60% à 70% en moyenne par rapport au BO.

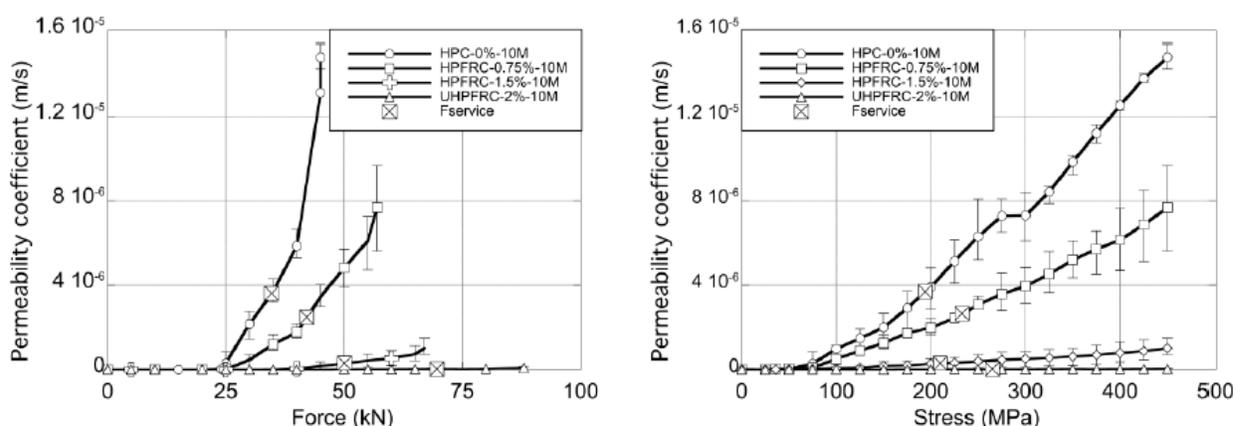


**Figure 2-26 : Perméabilité à l'eau en fonction de la contrainte dans la barre d'armature (Desmettre and Charron, 2012)**

Par la suite Hubert et al. (2014) ont aussi étudié l'influence du pourcentage de fibres sur la perméabilité à l'eau de tirants en condition de service. Pour cela, ils ont mesuré la perméabilité de 3 dosages en fibres différents (0.75%, 1.5% et 2%) en comparaison d'un BHP. Des réductions de la perméabilité de 31%, 92% et 99% ont été identifiées pour les BFHP-0.75%, BFHP-1.5% et BFUP-2% versus le BHP couramment utilisé dans les structures (**Figure 2-27**). D'un aspect global, ces travaux ont mis en évidence que l'augmentation du taux d'armatures entraîne une augmentation significative de la capacité portante des tirants (comportement à l'ultime). L'augmentation du taux d'armatures réduit aussi légèrement la perméabilité (comportement en service) pour une même contrainte dans la barre d'armature, en limitant localement les ouvertures de fissures. En revanche,

les fibres travaillent de manière plus uniforme dans l'ensemble du tirant, car elles renforcent tout le volume. La capacité portante des tirants (ultime) augmente légèrement avec l'ajout de fibres. Cependant, leur présence dans tout le volume, procure un bien meilleur contrôle des ouvertures de fissures donc réduit très significativement la perméabilité et augmente donc la durabilité en service. Hubert conclut que les fibres ont un meilleur apport en condition de service, tandis que les armatures contribuent davantage à l'ultime.

vs



**Figure 2-27 : Perméabilité en fonction du dosage en fibres (Hubert et al., 2014)**

a) Perméabilité versus force, b) Perméabilité versus contrainte dans l'armature

Ces travaux antérieurs de Desmettre et Charron (2012) et Hubert et al. (2014) ont été effectués en considérant une orientation favorable (perpendiculaire) des fibres par rapport au plan de fissuration. De nombreuses études ont démontré l'influence importante de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique du béton, une orientation plus favorable menant à une meilleure réduction de la fissuration et une hausse de la capacité de reprise en traction (Wille, El-Tawil et al. 2014), en flexion (Ferrara, Caverzan et al. 2012) et en cisaillement (Doyon-Barbant and Charron 2016). Face à ces résultats, il serait surprenant que l'orientation des fibres n'ait aucun impact sur la perméabilité à l'eau et donc plus largement sur la durabilité. Or, il n'existe aucune étude dans la documentation qui a évalué cet effet.

## 2.5 Critères de conception pour les structures en service

Pour répondre aux exigences de durabilité et de fonctionnalité des structures en béton armé, les principaux codes de construction définissent des critères de conception en service tels que, des épaisseurs d'enrobage de béton minimum autour des armatures, des ouvertures de fissures maximales et/ou des contraintes maximales admissibles dans la barre d'armature selon le niveau d'exposition du béton, des limites de flèches maximales et de fluage sont également à respecter à l'étape de la conception. La présentation synthétique de la majorité des critères de conception pour les structures en service est présentée dans cette section. Le lecteur se réfèrera aux normes pour obtenir des informations détaillées. Cette section reprend le mémoire de Hubert (2014) intitulé : « Critères de conception en service des bétons renforcés de fibres basés sur la perméabilité à l'eau ».

### 2.5.1 Épaisseur d'enrobage

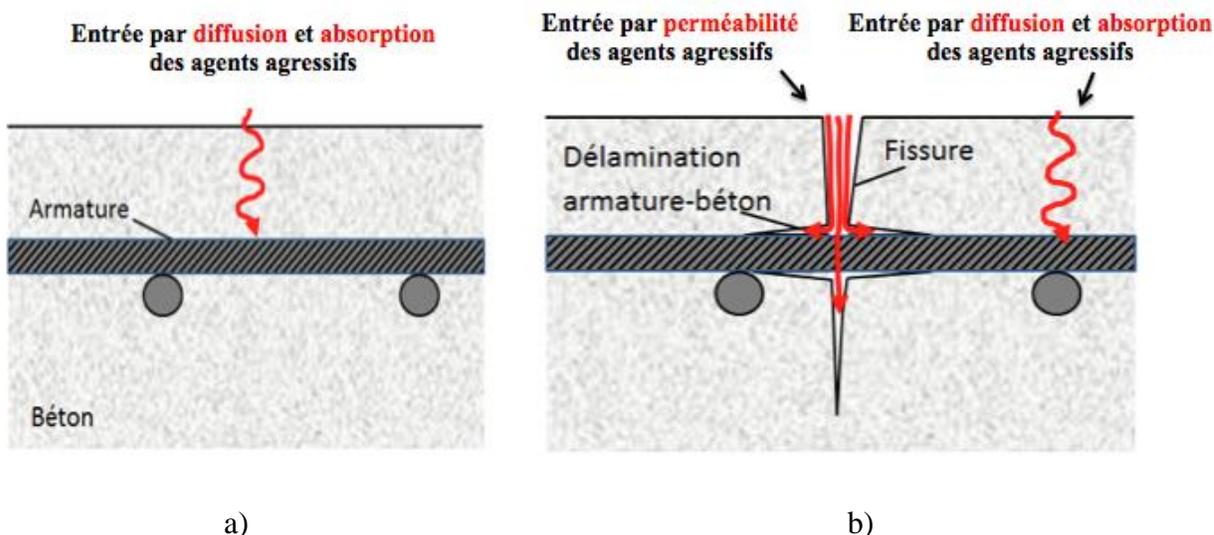
L'enrobage des armatures représente la distance entre la surface du béton et l'armature la plus proche (étriers, armatures de peau, épingles, ...). Cet enrobage doit être suffisant de manière à garantir : la bonne protection de l'acier d'armature contre la corrosion, la bonne transmission des efforts d'adhérence (béton armature) et la bonne résistance au feu. Les principales normes proposent des épaisseurs d'enrobage de béton autour des armatures à respecter pour différentes conditions d'exposition de l'ouvrage (**Tableau 2-5**). Les classes d'exposition varient entre les codes, celles-ci ont été regroupées en trois conditions, distinguées par le degré de sévérité d'exposition environnementale. Le niveau d'exposition le plus sévère regroupe par exemple les éléments exposés aux chlorures et au gel/dégel. Le niveau d'exposition sévère regroupe par exemple les éléments exposés au gel/dégel sans chlorures. Enfin, le niveau d'exposition peu sévère réfère par exemple aux éléments structuraux en exposition intérieure.

**Tableau 2-5 : Épaisseurs d'enrobage minimums selon les principales normes, adapté de (Hubert, 2014)**

Origine	Norme	Épaisseur d'enrobage (mm)		
		Exposition très sévère	Exposition sévère	Exposition peu sévère
Europe	Eurocode	50 à 55	35 à 45	20 à 25
Canada	CSA A23.3-04	60	40	20 à 30
États-Unis	ACI 318-03	60	40	20 à 30
Suisse	SIA 262	40 à 45	30 à 35	20

Ce tableau résume de manière générale les recouvrements à respecter, le lecteur est référé aux normes pour obtenir des informations détaillées. Les valeurs du tableau ne contiennent pas les épaisseurs d'enrobages associés au béton exposé au sol en permanence.

Le choix de l'épaisseur d'enrobage est directement relié aux indicateurs de durabilité prédominants du béton non fissuré, soit la pénétration de l'eau et des agents agressifs par la diffusion et la capillarité (**Figure 2-28a**). À proximité d'une fissure, la pénétration de l'eau et des agents agressifs devient contrôlée par un autre indice de durabilité, la perméabilité (Breyse and Gérard, 1997) (**Figure 2-28b**). Ainsi, une plus grande épaisseur d'enrobage va offrir une meilleure protection aux armatures contre la pénétration de liquides et agents agressifs par diffusion et capillarité.



**Figure 2-28 : Mécanisme de transport de l'eau et des agents agressifs dans le béton (Charron et Desmettre, 2013)**

a) Non fissuré, b) fissuré

## 2.5.2 Ouverture de fissure

Afin de limiter la pénétration de l'eau et des agents agressifs dans le béton armé fissuré, les codes proposent des ouvertures de fissures maximales selon les conditions d'exposition du béton. Pour rappel, à proximité d'une fissure la pénétration d'eau, d'air et d'agent agressif sera contrôlée par la perméabilité du béton (Breysse and Gérard, 1997).

Dans le **Tableau 2-6**, Hubert a résumé les limitations d'ouvertures de fissures dictées par les principaux codes de construction. Ces ouvertures de fissures varient de 0.2 mm (pour une exposition où la fissuration sera très préjudiciable à la durabilité) à des valeurs se situant autour de 0.35 mm à 0.43 mm (pour la condition d'exposition reliée à une fissuration peu préjudiciable).

Pour information, la norme canadienne (CSA A23.3-04) propose un calcul empirique de l'ouverture de fissure dans le béton armé conventionnel. Certains chercheurs ont commencé à proposer des équations d'ouverture de fissures pour tenir compte de la présence de fibres dans le béton (Ganesan et al., 2013). Hubert remarque que plusieurs codes ne font aucune distinction entre une exposition où la fissuration est très préjudiciable et simplement préjudiciable. Pourtant il est réducteur de considérer que toutes les structures exposées subissent des conditions d'égale sévérité.

**Tableau 2-6 : Ouvertures de fissures maximale admissibles selon les principales normes (Hubert, 2014)**

Origine	Norme	Ouverture de fissure maximale (mm)		
		Fissuration très préjudiciable	Fissuration préjudiciable	Fissuration peu préjudiciable
Europe	Eurocode	-	0.30	0.40
Europe (France)	Eurocode avec modifications de l'annexe nationale française†	0.20	0.30	0.40
Canada	CSA A23.3-04	-	0.33	0.40
Canada	CSA S6-06	-	0.25	0.35
États-Unis	AASHTO LRFD-12	-	0.32	0.43
États-Unis	ACI 318-95*	-	0.33	0.40
Brésil	ABNT NBR 6118-03	0.20	0.30	0.40
Angleterre	BS 8110	-	0.30	-

†L'Eurocode précise que l'ouverture de fissure limite peut être fournie par l'annexe nationale d'un pays donné.

\*Ces limites ne sont plus données dans les nouvelles versions du code ACI 318.

### 2.5.3 Contrainte dans la barre d'armature

Le **Tableau 2-7** rapporte les contraintes maximales admissibles dictées par les principaux codes de construction. Si un code fait varier les contraintes admissibles en fonction de sa géométrie, de son détail d'armature et de sa sollicitation, les données présentées dans le **Tableau 2-7** ont été adaptées en fonction du tirant étudié dans ce projet.

Ainsi, les contraintes admissibles calculées pour le tirant de ce projet se situent en moyenne autour de 180 MPa, de 265 MPa et 330 MPa pour des expositions où la fissuration est très préjudiciable, préjudiciable et peu préjudiciable à la durabilité. À nouveau plusieurs normes ne spécifient pas de valeur pour certains types d'exposition.

**Tableau 2-7 : Contraintes admissibles selon les principales normes (Hubert, 2014)**

Origine	Norme	Contrainte maximale de traction dans la barre d'armature (MPa)		
		Fissuration très préjudiciable	Fissuration préjudiciable	Fissuration peu préjudiciable
Europe	Eurocode	-	300	340
Europe (France)	Eurocode avec modifications de l'annexe nationale	155*	215*	280*
Canada	CSA A23.3-04	-	300*	360*
Canada	CSA S6-06	-	260*	340*
États-Unis	ACI 318-95	-	240	-
Brésil	ABNT NBR 6118-03	220*	270*	315*
Suisse	SIA 262	-	300*	-

†L'Eurocode précise que l'ouverture de fissure limite peut être fournie par l'Annexe Nationale d'un pays donné.

\*Valeurs calculées selon les dimensions et chargement (traction directe) des <sup>222</sup>s en béton ordinaire du présent projet de recherche.

Hubert (2014) a proposé des critères de conception en service en termes de contraintes admissibles dans la barre d'armature adaptés aux BFHP armé (**Tableau 2-8**). C'est en se basant sur des mesures expérimentales de la perméabilité à l'eau en fonction de la contrainte moyenne dans l'armature du béton armé fibré et non fibré qu'il a identifié des critères de conception adaptés aux BFHP. Ces critères basés sur une approche de contraintes admissibles à respecter dans la barre d'armature offrent un niveau de durabilité adéquat en fonction des conditions d'exposition du béton. Ces critères de conception permettent d'appliquer une contrainte admissible supérieure dans les bétons fibrés à celle appliquée dans le béton conventionnel.

**Tableau 2-8 : Proposition de contraintes admissibles pour les BFHP armé de barres  
d'armatures 10M (Hubert, 2014)**

Matériau	Fissuration très préjudiciable	Fissuration préjudiciable	Fissuration peu préjudiciable
BHP	150 MPa	250 MPa	350 MPa
BFHP - 0.75%	225 MPa	350 MPa	400 MPa
BFHP – 1.00 %	> 450 MPa	> 450 MPa	> 450 MPa
BFHP – 1.50%	> 450 MPa	> 450 MPa	> 450 MPa

Hubert spécifie bien qu'il n'est pas envisageable d'atteindre un niveau de contrainte près de la plastification des armatures en conditions de service. Il démontre dans son mémoire que l'application des critères de conception en service basée sur la perméabilité à l'eau, lorsque appliqués à une dalle de pont type était dans bien des cas moins restrictifs que le critère lié au fluage.

### 2.5.4 Flèche

Plusieurs codes imposent des flèches admissibles à respecter afin d'assurer un bon comportement en service. De par leurs spécificités d'applications et de limitations, les critères de flèche à respecter varient beaucoup en fonction des différents codes de construction. Ils sont cependant généralement liés à la portée nette des éléments structuraux. Les critères de flèche ne sont pas reliés à la durabilité, mais plus à la fonctionnalité d'appareil et au confort des usagers. Ces critères permettent d'éviter les flèches excessives et donc, d'une certaine manière de limiter la fissuration.

### 2.5.5 Fluage

Le fluage est un phénomène qui varie dans le temps, son effet est plus accentué en début de chargement et diminue avec le temps. La déformation de fluage s'additionne à la déformation élastique instantanée (Massicotte, 2013). Les codes de construction tiennent compte du fluage en limitant la flèche en service des éléments structuraux par le biais d'un seuil critique de chargement où la déformation de fluage du béton n'est plus considérée proportionnelle à la contrainte de compression qui lui est appliquée. Ce seuil situé entre  $0.45 f'_c$  et  $0.6 f'_c$  pour les principales normes

(ACI 318, CSA A23.3-04, CSA S6-06, Eurocode, SIA 262) limite la contrainte de compression dans le béton en service. Pour des charges de longues durées limitant la contrainte de compression dans le béton comprimé sous le seuil de  $0.45 f_c$  et  $0.6 f_c$ , dans le temps, le fluage fait augmenter de 2 à 3 fois la flèche d'un élément en béton armé. Dans l'éventualité où ce seuil de contrainte en compression est dépassé en service, le fluage peut conduire à la propagation de fissures et augmenter encore plus significativement la flèche d'un élément de structure.

### **2.5.6 Information à retenir**

Suite aux informations collectées précédemment sur les critères de conception en service du béton armé, il pourrait être pertinent d'appliquer certaines de ces limitations à des ouvrages en BFHP, d'autre moins.

Tout d'abord, il serait pertinent de conserver pour les BFHP les épaisseurs d'enrobage du béton. En effet, les épaisseurs d'enrobage dépendent des propriétés de transport de l'eau et des agents agressifs dans le béton à l'état non fissuré. Ni l'apport de fibres, ni l'orientation des fibres, ni le type de fibres à l'état non fissuré du béton ne devraient avoir d'impacts significatifs sur les coefficients de diffusion et de capillarité. Les critères actuels d'épaisseurs d'enrobage pour les bétons conventionnels devraient pouvoir être utilisés par les BFHP.

Concernant les critères de fluage et de flèche excessif, ces critères n'étant pas reliés à la durabilité, mais plus à la fonctionnalité d'appareil et au confort des usagers, ils devraient également demeurer identiques pour les BFHP.

Enfin, il reste à vérifier si les contraintes admissibles dans les armatures en service proposées par les codes actuels peuvent être appliquées aux BFHP tout en prenant aussi en compte le facteur d'orientation des fibres et du type de fibre. L'orientation des fibres et le type de fibre ont des effets importants sur le contrôle des ouvertures de fissure ainsi que sur le patron de fissuration des BFHP, il est donc probable que les critères d'ouvertures de fissure et de contrainte dans les armatures soient sujets à changement.

D'autre part, l'équation empirique pour le calcul de l'ouverture de fissure de la norme canadienne (CSA A23.3-04) n'est actuellement pas adaptée aux BFHP et encore moins à l'influence de l'orientation des fibres et du type de fibre. Ainsi, le choix de travailler avec des critères de

conception en service tels que des contraintes admissibles dans les armatures s'avère pour les BFHP plus pertinente dans ce projet de recherche.

## **2.6 Conclusion**

Cette critique de la littérature permet de bien mettre en valeur l'influence significative de l'orientation des fibres sur, la résistance à la traction, le patron de fissuration, le contrôle des ouvertures de fissures et donc probablement sur la perméabilité des BFHP. Cependant, plusieurs questions restent en suspens vis-à-vis de l'influence de l'orientation des fibres et du type de fibre sur la perméabilité à l'eau en condition de service et de l'impact de ces facteurs sur la durabilité des structures en BFHP.

## CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE

L'objectif de ce projet est de quantifier l'influence de l'orientation des fibres et du type de fibre sur la durabilité des bétons renforcés de fibres. Pour ce faire, le niveau de durabilité en condition de service (à l'état fissuré) est déterminé en fonction de la perméabilité de tirants soumis à un chargement reproduisant les conditions de service. Ainsi, cette section présente le programme expérimental, les spécimens d'étude, puis les dispositifs de chargement et de perméabilité. La méthodologie adoptée pour obtenir les différentes orientations de fibres souhaitées dans les tirants et la technique utilisée pour caractériser l'orientation des fibres d'acier sont également décrites

### 3.1 Programme expérimental et compositions des bétons

Le programme de recherche est composé de 4 conditions, soit un BFHP de fibres métalliques avec 3 orientations de fibres différentes et un BFHP de fibres synthétiques (**Tableau 3-1**) permettant d'étudier l'influence de l'orientation et du type de fibre sur la durabilité de ces bétons. Connaissant la performance moindre des fibres synthétiques et la difficulté à les orienter dans une direction étant donné leur flexibilité, seule la condition avec orientation favorable a été étudiée. Les résultats de ces 4 conditions seront comparés à la condition BHP qui a déjà été testée (Hubert, 2014), il s'agit du béton de référence sans fibre. L'identification des conditions d'essais étudiées sera la même dans le mémoire que dans l'article pour plus d'uniformité, ainsi l'identification sera en anglais. HPC représentant BHP, HPFRC pour BFHP, ST pour fibres d'acier, SY pour fibres synthétique, F, A et U pour respectivement favorable, moyenne et défavorable. Chaque condition comprend l'étude de 4 tirants de manière à obtenir un aperçu de la variabilité des résultats expérimentaux pour chaque condition. La résistance de 50 MPa a été choisie pour son utilisation courante dans les structures en béton armé exposées à des conditions environnementales sévères. Pour les 4 conditions, les tirants sont renforcés d'une barre d'armature 10M, ce qui correspond à un taux d'armature de 1,23%.

**Tableau 3-1 : Programme expérimental**

Identification	Béton	Type de fibre	Volume de fibre (%)	Orientation (°)
HPC	BHP – 50MPa	N/A	0	N/A
HPFRC-SY-F	BFHP – 50MPa	Synthétique	0,75	Favorable
HPFRC-ST-U	BFHP – 50MPa	Métallique	0,75	Défavorable
HPFRC-ST-A	BFHP – 50MPa	Métallique	0,75	Moyenne
HPFRC-ST-F	BFHP – 50MPa	Métallique	0,75	Favorable

Lors de l'introduction de fibres dans un béton de résistance courante (20 à 70 MPa), il est d'usage courant d'utiliser des macrofibres ayant une longueur d'au moins 3 fois le diamètre du plus gros granulats du béton. Dans cette étude, des granulats d'un diamètre max de 10 mm ont été considérés, requérant l'utilisation de fibres de plus de 30 mm de longueur. Sur le marché, les principales macrofibres disponibles sont métalliques ou synthétiques. Ce projet s'est concentré sur deux types de fibres parmi les plus utilisées de manière à donner aux résultats la plus grande portée possible. Des fibres d'acier à crochets Dramix 65/35 ( $l_f = 35$  mm,  $d_f = 0,55$  mm) de Bekaert ont été sélectionnées, car elles ont montré dans la littérature de meilleures performances que d'autres géométries de fibres en acier ondulées et droites. De plus, la part de marché de cette géométrie de fibre est de 67,1% (Katzner, 2006). Concernant les fibres synthétiques, la littérature étant moins riche sur leurs utilisations dans des applications structurales les fibres TUF-STRAND SF ( $l_f = 38$  mm,  $d_f = 0,70$  mm) de Euclid Canada ont été choisies pour leur disponibilité locale. Le dosage en macrofibres a été fixé à 0,75% du volume et la formulation des 3 différents bétons est présentée ci-dessous (**Tableau 3-2**). Étant donné la grande différence de densité des fibres d'acier ( $d = 7,8$ ) et synthétiques ( $d = 0,92$ ), un même dosage volumétrique correspond à un dosage massique très différent.

**Tableau 3-2 : Compositions des bétons**

Matériaux	HPC	HPFRC-ST	HPFRC-SY
Ciment (kg/m <sup>3</sup> )	500	500	500
Fumée de silice (kg/m <sup>3</sup> )	50	50	50
Eau (kg/m <sup>3</sup> )	237	237	237
Superplastifiant (l/m <sup>3</sup> )	9.2	11.3	14.1
Agent viscosant (l/m <sup>3</sup> )	0.7	0.9	0.9
Sable (kg/m <sup>3</sup> )	814	814	812
granulats (kg/m <sup>3</sup> )	678	678	657
Fibre d'acier (kg/m <sup>3</sup> )	-	58.5	-
Fibre synthétique (kg/m <sup>3</sup> )	-	-	6.83
Rapport Eau/Liant (-)	0.43	0.43	0.43

### 3.2 Spécimens à l'étude

Les spécimens testés sont des tirants d'une longueur de 610 mm, de section 90 x 90 mm<sup>2</sup> et comportant une barre d'acier d'armature 10M ( $d_b = 11,3$  mm) centrée sur l'axe longitudinal du tirant. Ces dimensions permettent d'obtenir un enrobage de 40 mm autour de cette barre. Cet enrobage représente l'épaisseur minimale d'enrobage recommandé par les codes Nord-Américains (ACI, 2003; CSA, 2009) pour les structures très exposées. Ce tirant représente une barre d'armature et son béton d'enrobage (**Figure 3-1**) que l'on retrouve dans les zones tendues d'éléments structuraux tels que des poutres, murs ou dalles soumis à des efforts de flexion. Pour que le tirant reproduise correctement le patron de fissuration retrouvé dans les éléments en béton armé sollicités en traction, sa longueur doit être environ 60 fois supérieure au diamètre de l'armature. Un ensemble de coupleurs spéciaux aux extrémités de la barre permettent d'atteindre la pleine capacité de la barre d'armature ( $f_y$ ). Toutes ces caractéristiques des tirants ont été déterminées lors du doctorat de (Desmettre and Charron, 2012) afin que leurs comportements soient fidèles à celui d'un élément de structure en béton armé.

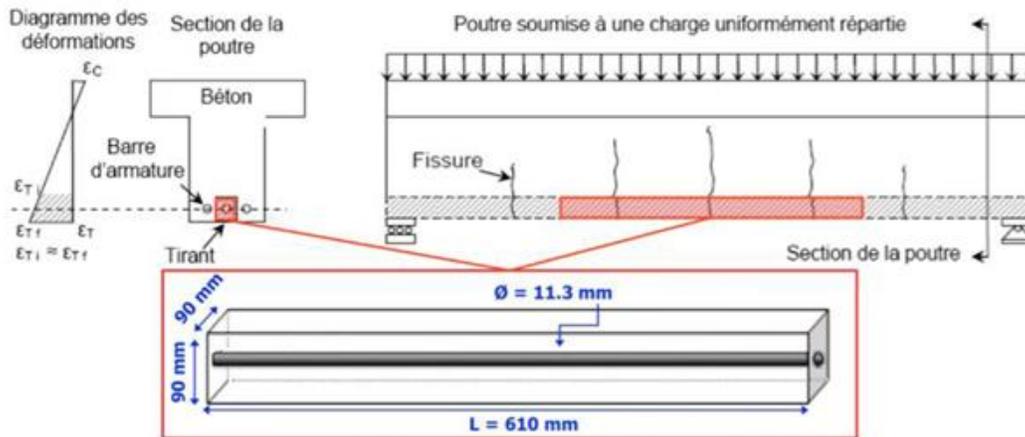
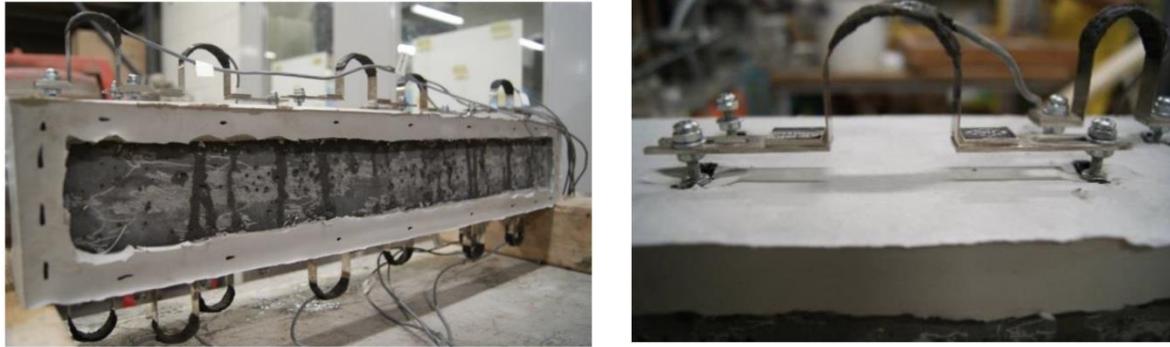


Figure 3-1 : Localisation et représentativité des tirants dans un élément en béton armé

### 3.3 Essai de perméabilité

#### 3.3.1 Instrumentation

Le tirant est équipé de 13 capteurs PI permettant de mesurer les ouvertures de fissures (**Figure 3-2**). Ces capteurs, d'une longueur de 50 ou 100 mm, sont répartis sur les deux faces du spécimen où ils sont directement collés sur la surface du tirant par l'entremise de petits blocs. Ces capteurs mesurent en continu les ouvertures de fissures pendant l'essai de perméabilité. Dans la plupart des cas, une fissure est capturée par un capteur sur chaque face. Cependant, il arrive que l'ouverture de fissure soit mesurée par plusieurs capteurs ou bien que 2 fissures apparaissent dans la plage de mesure d'un capteur. Un traitement des résultats est donc requis pour corroborer les données avec une analyse visuelle du spécimen et des fissures qu'il présente.



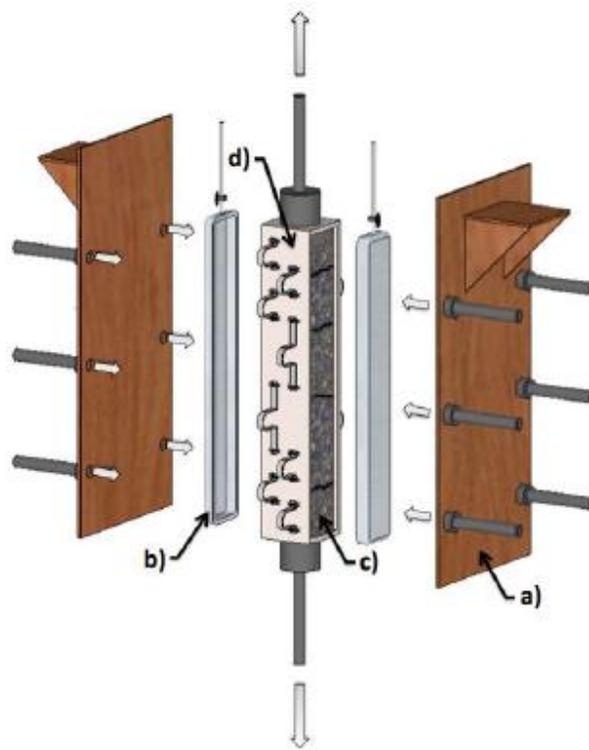
(a)

(b)

**Figure 3-2 : Instrumentation sur le tirant (a) Vue d'ensemble, (b) Capteur PI**

### 3.3.2 Dispositif de perméabilité

Avant d'installer l'instrumentation, le tirant est recouvert en intégralité, sauf sur 2 de ses faces longitudinales, d'un scellant en caoutchouc assurant l'étanchéité. Ceci permet d'obtenir un écoulement linéaire de la face du tirant exposée à l'entrée d'eau vers la face exposée à la sortie d'eau (dans le sens du gradient de pression). Ensuite le tirant est monté dans sa cellule de perméabilité grâce à un système de serrage. Celui-ci permet de maintenir le réservoir d'entrée d'eau et celui de sortie sur les faces correspondantes du tirant (**Figure 3-3a**). Ensuite, des tiges filetées viennent se fixer au tirant et sont serrées dans les mâchoires d'une presse universelle de 2,5 MN qui applique une traction uniaxiale.



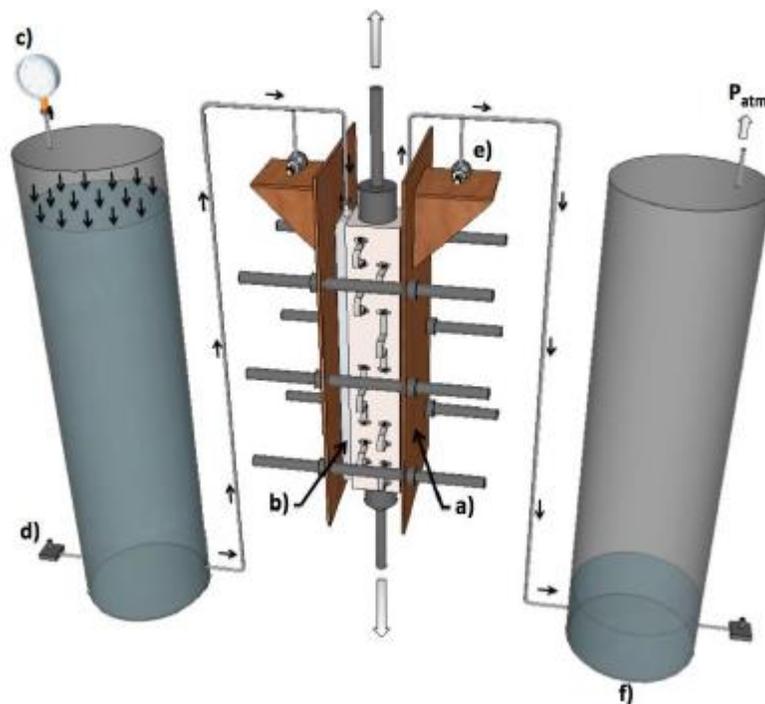
**Figure 3-3 : Cellule de perméabilité**

- a) Système de serrage, b) Réservoir d'eau en aluminium, c) Béton exposé,  
d) Membrane étanche et Capteurs PI

L'appareil de perméabilité développé à Polytechnique Montréal (Desmettre and Charron, 2011) permet de mesurer la perméabilité et l'ouverture des fissures du spécimen simultanément à l'effort de traction appliqué. Ce dispositif permet donc de connaître la perméabilité d'un tirant en fonction de la force de traction appliquée, de la contrainte induite dans la barre d'armature et des ouvertures de fissures créées.

Avant le début du chargement, l'eau contenue dans le réservoir d'entrée est mise sous pression, alors que le réservoir de sortie reste à pression atmosphérique. Cela crée un gradient de pression qui initie un écoulement d'eau dans le circuit saturé. Cet écoulement d'eau à travers un solide poreux (entre les deux faces non scellées du tirant (**Figure 3-3 c**)) soumis à un différentiel de pression permet de mesurer la perméabilité. Le gradient de pression appliquée sur le tirant est fixé à 50 kPa, ce qui équivaut à une hauteur d'eau différentielle de 5 m. L'influence de la membrane en caoutchouc ainsi que de la cellule de perméabilité sur la rigidité du tirant est négligeable (Desmettre

and Charron, 2012). Des capteurs de pression (**Figure 3-4 e**) installés à l'entrée et à la sortie du spécimen mesurent le gradient de pression exact traversant le spécimen, ils fonctionnent en parallèle avec les capteurs de hauteur d'eau à la base des réservoirs d'entrée et de sortie (**Figure 3-4 d**) qui permettent de calculer le débit d'eau entrant et sortant du tirant. Dans l'absolu, une seule mesure suffirait, cependant en cas de fuite ou autre avarie, les deux mesures permettent de mieux comprendre et d'analyser la situation. Par ailleurs, les 2 mesures de débit permettent de vérifier que la pénétration d'eau est en régime permanent en tout temps.



**Figure 3-4 : Dispositif de chargement et de perméabilité**

- a) Système de serrage, b) Réservoir d'entrée d'eau en aluminium,  
 c) Cylindre d'entrée mis sous pression avec manomètre, d) Capteur de hauteur d'eau différentielle,  
 e) Capteur de pression, f) Cylindre de sortie à pression atmosphérique

Le coefficient de perméabilité est évalué par la loi de Darcy (Eq. 3-1) qui est basé sur l'écoulement laminaire et unidirectionnel d'un fluide incompressible à travers un matériau homogène saturé. Malgré le caractère hétérogène du béton, une fissure uniforme et sa matrice peuvent être considérées homogènes à une échelle macroscopique (Kermani, 1991; Aldea et al., 1999).

$$K_w = \frac{Q \cdot L}{A \cdot \Delta h} \quad (\text{Eq. 3-1})$$

Avec :  $K_w$  : le coefficient de perméabilité à l'eau (m/s)

$Q$  : le débit (m<sup>3</sup>/s)

$L$  : la longueur traversée par le flux (m)

$A$  : l'aire de la surface exposée (m<sup>2</sup>)

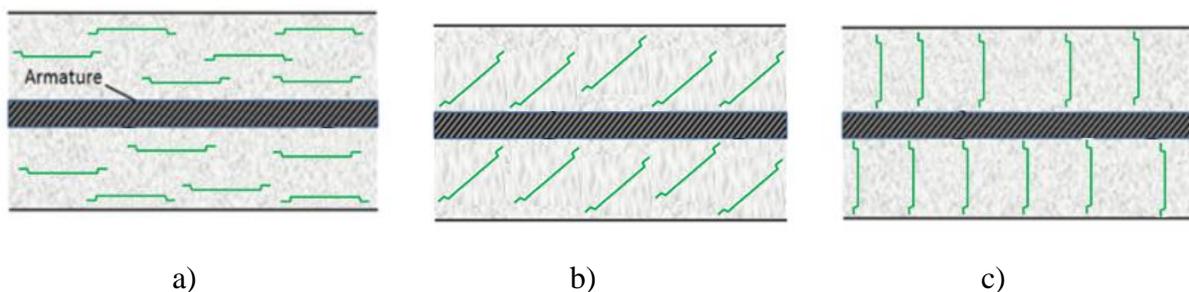
$\Delta h$  : la hauteur d'eau différentielle entre l'entrée et la sortie du spécimen.

### 3.3.3 Système de chargement

La presse universelle applique un chargement en traction uniaxiale contrôlée en déplacement grâce au déplacement mesuré par la presse. Le chargement lent appliqué est de 0,05 mm/min jusqu'à l'atteinte de la résistance ultime du tirant correspondant à la plastification de l'armature. La force appliquée est mesurée par la cellule de charge de la presse.

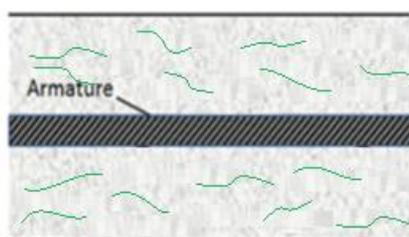
## 3.4 Fabrication des tirants

L'objectif de ce projet est de quantifier l'impact de l'orientation et du type de fibre sur la durabilité d'une structure en béton armé. Différentes techniques de coulées ont donc été utilisées pour obtenir les trois orientations de fibres souhaitées (a) favorable, (b) moyenne, (c) défavorable (**Figure 3-5** et **Figure 3-6**). Toutes ces techniques sont basées sur deux facteurs. Le premier est le fait qu'une fibre s'oriente parallèlement au flux d'écoulement du béton dans le coffrage (Rossi, 1998). Le second est que dans une zone d'une demi longueur de fibre par rapport au coffrage, les fibres auront tendance à s'orienter parallèlement au coffrage (Svec et al., 2014). Cet effet est accentué lorsque l'on se rapproche encore plus du coffrage. En faisant varier, la technique de coulée, l'outillage utilisé ainsi que la géométrie des coffrages, il a été possible d'obtenir trois orientations de fibres différentes dans les tirants. La présence de barres d'armature modifie le flux d'écoulement du béton dans le coffrage. Il est donc probable que l'orientation des fibres soit impactée par la présence des barres d'armature.



**Figure 3-5 : Orientation de fibres souhaitée pour les fibres d'acier**

a) Favorable, b) Moyenne, c) Défavorable



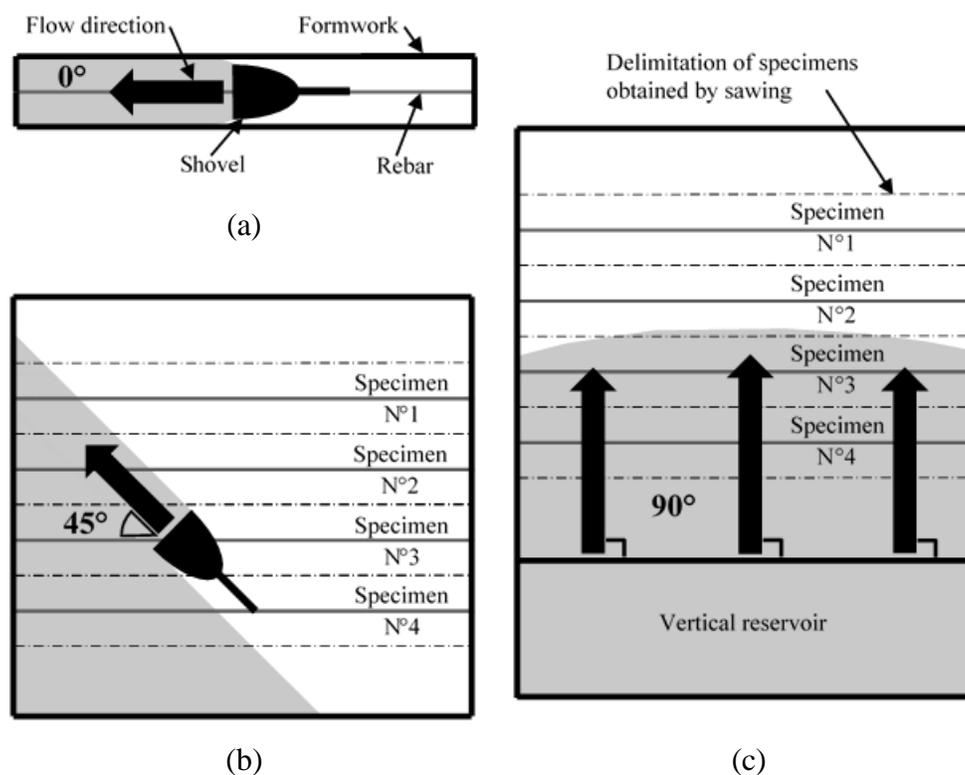
**Figure 3-6 : Orientation de fibres souhaitée pour la condition fibre synthétique**

Les tirants avec une orientation de fibres favorable, pour les conditions HPFRC-ST-F et HPFRC-SY-F, ont été coulés dans des coffrages rectangulaires individuels (**Figure 3-7a**), de manière à orienter les fibres favorablement grâce aux effets de parois du coffrage. Le béton a été appliqué avec une pelle à main en assurant un mouvement qui suit l'axe longitudinal du tirant de manière à obtenir un flux d'écoulement parallèle à la barre d'armature et donc une orientation de fibres favorable.

Les tirants avec une orientation de fibres moyenne, sont ceux de la condition HPFRC-ST-A ont été coulés dans un unique coffrage de dimensions  $90 \times 610 \times 580 \text{ mm}^3$  (**Figure 3-7b**) incluant les 4 spécimens. Les effets de bord, pouvant modifier l'orientation des fibres, ont été réduits considérablement grâce à la grande dimension du coffrage et avec les tirants placés à une longueur suffisante des bords du coffrage. L'écoulement du béton a été initié par un tube en PVC déplacé à  $45^\circ$  par rapport aux barres d'armature dans le but de donner une orientation moyenne aux fibres.

Enfin, les tirants avec une orientation de fibres défavorable, pour la condition HPFRC-ST-U, ont aussi été coulés dans un unique coffrage de dimensions 90 x 610 x 580 mm<sup>3</sup> (**Figure 3-7c**) de manière à limiter les effets de bord comme pour l'orientation moyenne. L'écoulement du béton devait être perpendiculaire aux barres d'armatures. Des essais préliminaires ont démontré que la technique qui donnait l'orientation la plus défavorable était de remplir un réservoir vertical de béton et de laisser s'écouler le béton par lui-même de manière perpendiculaire par rapport aux barres d'armatures.

Les tirants ayant été coulés dans des coffrages uniques pour l'orientation moyenne et défavorable ont par la suite été sciés en 4 spécimens distincts.



**Figure 3-7 : Vue de dessus des coffrages a) condition HPFRC-ST-F et HPFRC-SY-F, b) condition HPFRC-ST-A, c) condition HPFRC-ST-U**

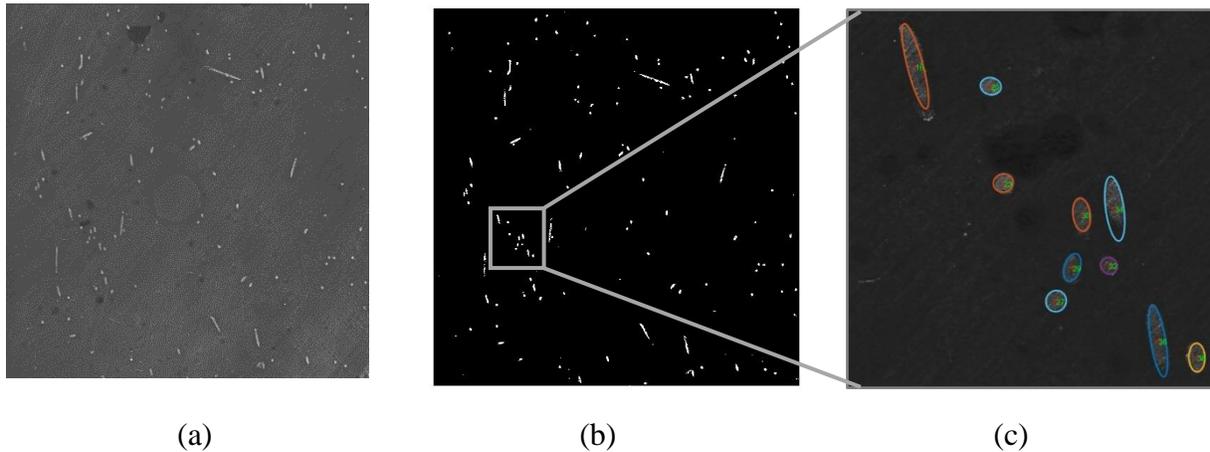
Les essais de caractérisation de résistance à la compression ont été réalisés avec des cylindres standards de 100 mm de diamètre coulés de manière conventionnelle. La résistance à la

compression  $f_c$  donnée est une moyenne de la résistance en compression de 3 cylindres en accord avec ASTM C39. Le module élastique a quant à lui été déterminé via un unique essai comprenant 3 cycles de chargement/déchargement sur un cylindre en accord avec ASTM C469. Les essais de caractérisation à la compression ont été réalisés à 28 jours et à la date de l'essai de perméabilité. La caractérisation du comportement en traction des bétons a été obtenue par l'essai de traction directe en accord avec l'essai RILEM-TC-162. Ce comportement en traction a été déterminé sur 4 carottes entaillées par condition de diamètre de 95 mm à l'échéance de l'essai de perméabilité uniquement. Ces carottes ont été extraites par forage de blocs de béton produits avec les mêmes techniques d'orientation utilisées pour la production des tirants de manière à avoir une orientation des fibres similaires. Pour information, suite à un problème technique, la caractérisation du comportement en traction directe de la condition HPFRC-ST-F n'a pu être effectuée que sur 2 spécimens. Les 2 spécimens ayant eu un comportement mécanique assez similaire, la portée de cet incident sur les résultats est supposée négligeable. Les résultats moyens de ces essais de caractérisation sont présentés à la Section 4.3.1 tandis que les résultats détaillés sont présentés dans l'Annexe B.

### **3.5 Caractérisation de l'orientation des fibres d'acier**

Suite à l'essai de perméabilité sous traction uniaxiale, 3 coupes transversales ont été effectuées sur le tirant le plus représentatif de la condition (résultat médian) au plus près des principales fissures. Ces fissures représentent les zones de moindre résistance dans le tirant, où la densité et/ou l'orientation des fibres est la plus défavorable. Ensuite, ces tranches extraites du tirant sont polies, teintées en noir, puis poncées finement de manière à faire ressortir les sections de fibres par rapport à la matrice du béton. Le béton reste noir malgré le polissage car la peinture reste logée dans sa microstructure plus poreuse. En revanche, le polissage enlève toute la peinture sur les fibres. L'orientation des fibres d'acier est ensuite déterminée grâce à un programme d'analyse d'images développé à Polytechnique Montréal (Delsol, 2012). La méthode consiste à numériser à l'aide d'un scanner la surface des tranches avec une résolution de 2400 pixels par pouce (ppp ou dpi). Le programme procède ensuite à la binarisation de la surface en noir ou blanc. Le noir correspond à la matrice/granulat et le blanc aux fibres d'acier. Les fibres d'acier utilisées étant cylindriques, il est possible de retrouver leur orientation par rapport à la surface grâce à la surface de l'ellipse formée. Le programme détecte l'aire de l'ellipse pour chaque fibre et calcule ensuite son angle

correspondant. Une moyenne de l'angle et de l'écart type est ensuite faite pour définir l'orientation moyenne des fibres d'acier sur une tranche. Le programme fournit aussi la densité de fibres. La **Figure 3-8** présente les différentes étapes du traitement d'image effectué par le programme, commençant par la numérisation, puis la binarisation et enfin la détection des fibres.



**Figure 3-8 : Étapes du processus d'analyse d'images (a) digitalisation, (b) binarisation, (c) détection des fibres**

L'algorithme utilisé permet de détecter le nombre de fibres pour des spécimens en BFUP et BFHP avec une précision supérieure à 97% et 90% respectivement (Delsol, 2012). La présence de granulats et d'une porosité plus importante de la matrice du BFHP rend plus difficile la détection des fibres dans ce dernier. Concernant la précision d'évaluation du coefficient ou de l'angle d'orientation des fibres, elle varie en fonction de l'orientation. En effet, plus la fibre est orientée favorablement, plus l'aire de l'ellipse formée par la fibre sera petite. Ceci rend une erreur sur la détection du contour de l'ellipse plus critique en comparaison d'une fibre mal orientée où l'aire de l'ellipse sera grande. Globalement, l'erreur pouvant être induite dans la mesure de l'angle d'orientation de l'ensemble d'une tranche est estimé à environ  $\pm 2^\circ$  sur l'angle moyen.

## CHAPITRE 4    ARTICLE 1 : INFLUENCE OF FIBER TYPE AND FIBER ORIENTATION ON CRACKING AND PERMEABILITY OF REINFORCED CONCRETE UNDER TENSILE LOADING

*Article submitted to Cement and Concrete Research*

*T. Plagué<sup>1</sup>, C. Desmettre<sup>2</sup>, and J.-P. Charron<sup>3</sup>*

<sup>1</sup> M.Sc Student, Department of Civil, Geological and Mining Engineering, Polytechnique Montréal P.O. Box 6079, Station Centre-Ville, Montréal, QC, H3C 3A7. thibaut.plague@polymtl.ca

<sup>2</sup> Research Associate, Department of Civil, Geological and Mining Engineering, Polytechnique Montréal P.O. Box 6079, Station Centre-Ville, Montréal, QC, H3C 3A7. clelia.desmettre@polymtl.ca

<sup>3</sup> Full Professor, Department of Civil, Geological and Mining Engineering, Polytechnique Montréal P.O. Box 6079, Station Centre-Ville, Montréal, QC, H3C 3A7. jean-philippe.charron@polymtl.ca

### 4.1 ABSTRACT

During the service life of structure, cracks developed due to various internal or external stresses. These cracks offer a preferential path for the ingress of water, gas and aggressive ions through the concrete. This increase of concrete's permeability promotes the structure deterioration. A good understanding of structure permeability is thus required to design durable structures. An innovative permeability device was used to measure the impact of fiber orientation and fiber type on the water permeability of high performance fiber reinforced concrete (HPFRC) tie-specimens submitted simultaneously to a uniaxial tensile loading. Specific casting techniques provided tie-specimens with three fiber orientations (favourable, average and unfavourable) that can be found in fiber reinforced concrete (FRC) structural elements. Experimental results showed average fibers angles relative to the loading direction of tie-specimens of about 39°, 42° and 54° respectively for the favourable, average and unfavourable orientations. As fiber orientation become less favourable (from 39° to 54°), the tensile strength ( $f_t$ ) of characterization specimens reduced up to 33%, while the increase in permeability ( $K_w$ ) tie-specimens achieved 1990 % at fixed load and 600 % at fixed

stress in the rebar. For HPFRC casted with the same procedure, synthetic fibers provided a lower efficiency to control cracking at material and structural scales, and to limit water permeability in comparison to steel fibers. The impact of fiber orientation is clearly more significant on water permeability of HPFRC than on their mechanical behavior. These results provides insights of the impact of fiber orientation on durability of reinforced FRC structures.

**KEYWORDS:** Durability, Permeability, Concrete, Fiber Reinforcement, Tensile Properties

## 4.2 INTRODUCTION

Durability of reinforced concrete structures relies on the transport of water and aggressive agents through concrete by several mechanisms as permeability, diffusion, capillary absorption, etc. Among these mechanisms, permeability, defined as the movement of a fluid through a porous saturated medium under a pressure gradient, can be used as a durability index especially when the concrete is cracked. The increase of permeability favors the ingress of water, gas and aggressive ions into the concrete, which promotes its deterioration by freeze-thaw, sulfate attack, alkali-aggregate reaction or reinforcement corrosion [1-3]. These deteriorations limit the lifetime of concrete structures and rise their direct costs combining construction and rehabilitation works, and indirect costs related to socioeconomic and environmental impacts resulting from these rehabilitations. In this context, durability is now more than ever an important concern for infrastructures owners and stakeholders.

During their lifetime, structures developed cracks due to various internal stresses (shrinkage, creep) and external stresses (mechanical and environmental loads). Cracks offer an easy path for aggressive agents to penetrate into concrete by permeability. Thus, to design durable structure, it is necessary to identify and evaluate parameters influencing the permeability of cracked concrete. Studies performed on unloaded concrete specimens with one single crack showed that the water permeability of cracked concrete is mainly controlled by the crack widths [4-8]. To be more representative of the reality of the structures, which are continually loaded and randomly cracked, some researchers studied the permeability of longer concrete specimens under tensile loads [9]. Permeability was also measured recently on reinforced concrete tie-specimens submitted to tensile

loads to reproduce more efficiently the global behavior of tensile zones found in reinforced concrete structures [10, 11].

Research works on loaded concrete clearly showed that fiber reinforced concretes (FRC) have a reduced water permeability in comparison to ordinary concrete. The addition of fibers provides a lower porosity and a higher tortuosity to the concrete matrix, thus reducing permeability at uncracked state [12]. Moreover, fiber's ability to bridge cracks results in thinner cracks and thus provide a lower permeability at cracked state [10].

Logically, parameters influencing the action of fibers in the concrete matrix may have an impact on the permeability. They must be investigated to tailor FRC according to the durability expected for structural applications. It was demonstrated that increasing concrete matrix strength favors anchorage of fibers [13] and reduces permeability [11]. It was also shown that increasing the dosage of steel fibers [8], synthetic fibers [14], or a combination of those [15], decreases water permeability. Besides, until now no study was dedicated to the impact of fiber orientation on permeability of cracked concrete, although literature indicates that fibers orientation strongly influences the tensile and bending behaviors of FRC by modifying the fiber efficiency to bridge cracks [16-18]. Moreover, fiber orientation varies within any FRC structure due to formwork and rebar configurations and concrete flowability, and from one FRC structure to another, therefore the impact of this parameter on FRC durability must be established.

The general objective of this project is to determine the influence of the fiber orientation and fiber type on water permeability of FRC structures. A permeability device developed at Polytechnique Montreal [11, 19] was used to perform water permeability and crack openings measurements simultaneously with the application of tensile loadings on reinforced concrete tie-specimens.

## 4.3 METHODOLOGY

### 4.3.1 Experimental program

Tie-specimens were submitted to water permeability and cracks width measurements simultaneously to the application of a quasi-static uniaxial tensile loading at the age of 50 days. The tie-specimens were made of self-consolidating high-performance fiber-reinforced concretes (HPFRC) with a water to binder ratio (w/b) of 0.43 and containing 0.75 % in volume of macrofibers. Two macrofiber types were tested: hooked-end steel fibers (HPFRC-ST) and synthetic fibers (polypropylene-polyethylene mix) (HPFRC-SY). The compositions of the HPFRC-ST and HPFRC-SY are presented in **Table 4-1** and the geometrical and mechanical properties of both fibers are summarized in **Table 4-2**.

**Table 4-1 : Compositions of concretes (0.75 % vol. of fibers)**

Material	HPFRC-ST	HPFRC-SY
Cement (kg/m <sup>3</sup> )	500	500
Silica fume (kg/m <sup>3</sup> )	50	50
Water (kg/m <sup>3</sup> )	237	237
Superplasticizer (l/m <sup>3</sup> )	11.3	14.1
Viscosity agent (l/m <sup>3</sup> )	0.9	0.9
Sand (kg/m <sup>3</sup> )	814	812
Coarse aggregate (kg/m <sup>3</sup> )	678	657
Steel Fiber dosage (kg/m <sup>3</sup> )	58.5	-
Synthetic Fiber dosage (kg/m <sup>3</sup> )	-	6.83
Water/Binder ratio (-)	0.43	0.43

**Table 4-2 : Fibers properties**

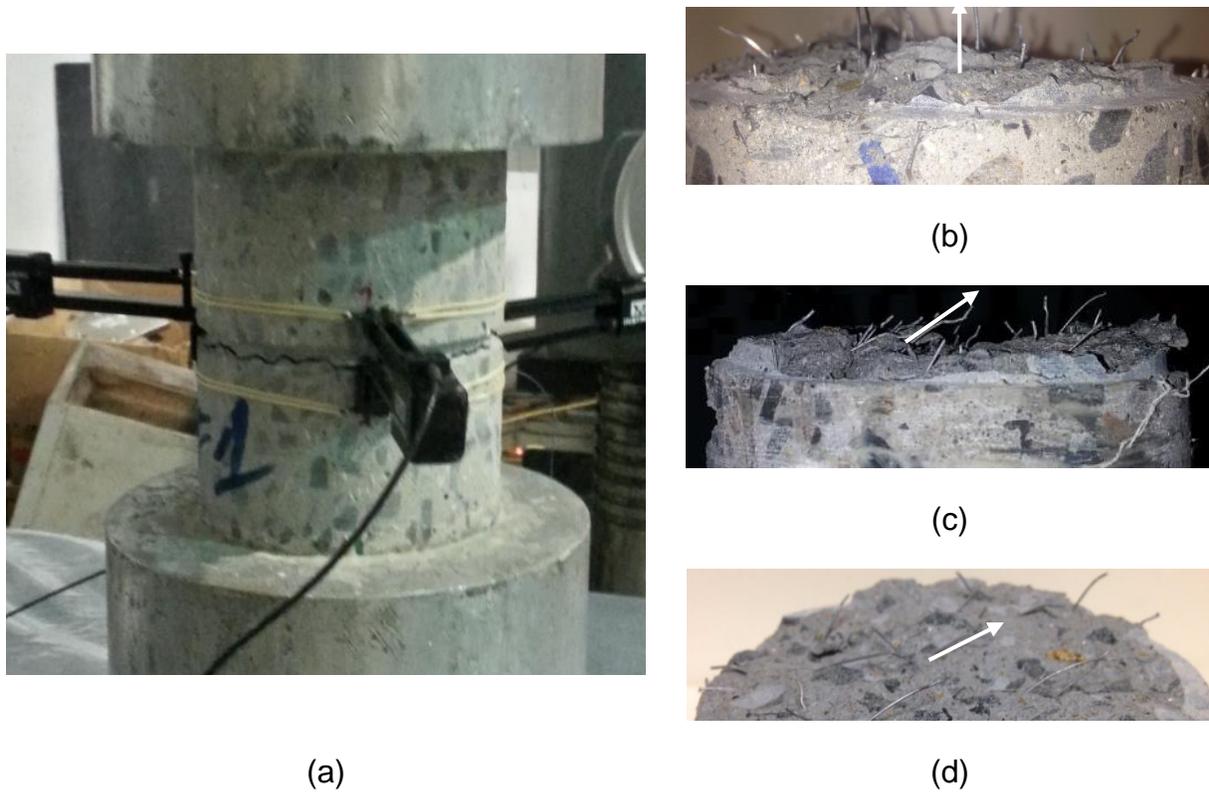
Fiber type	Length (l)	Diameter (d)	Aspect Ratio (l/d)	Young's modulus	Tensile strength
Steel fibers (ST)	35 mm	0.55 mm	65	210 GPa	1345 MPa
Synthetic fibers (SY)	40 mm		60	9.5 GPa	600-650 MPa

For steel fibers, three fiber orientations which can be found in fiber-reinforced concrete (FRC) structural elements were tested: favourable (HPFRC-ST-F), average (HPFRC-ST-A) and unfavourable (HPFRC-ST-U) orientations. The favourable orientation corresponds to the situation where fibers are the best aligned with the tensile load direction (longitudinal axis of the tie-specimen), on the contrary the defavorable orientation represent the situation where fibers are the worst aligned. The average orientation is the intermediate condition, some tests demonstrated that HPFRC-ST-A orientation is similar to the one obtained with a normal workability concrete after vibration. The tie-specimens with synthetic fibers were only tested with the favourable orientation (HPFRC-SY-F) since the higher flexibility of this fiber type does not allow easily fiber alignment and determination of fiber orientation by image analysis techniques.

Four tie-specimens per conditions (HPFRC-ST-F, HPFRC-ST-A, HPFRC-ST-U and HPFRC-SY-F) were submitted to permeability tests under loading. After the tests, three slices were sawn from one tie-specimen of each steel fiber orientation, perpendicularly to the tensile load and thus parallel to the cracks, to measure the fiber orientation. The slices were taken adjacent to the three main cracks.

HPFRC workability and mechanical properties were measured for each condition, results are summarized in **Table 4-3** and **Figure 4-2**. The spread was measured by the slump flow test according to ASTM C1611 [20]. The compressive strength ( $f_c$ ) and the Young's modulus ( $E_c$ ) were determined at 28 days and 50 days (age of the permeability test) in accordance with ASTM C39 [20]. The tensile strength ( $f_t$ ) was determined at 50 days on notched core cylinders (**Figure 4-1a**) in accordance with RILEM-TC-162 [21]. These cylinders were obtained from 95-mm diameter cores extracted from larger concrete blocks that were produced with the same casting techniques used for the tie-specimens production (**Section 4.3.2.1**) in order to have a similar fiber orientation. **Figure 4-1** show pictures of typical tensile failure plans obtained for the HPFRC-ST-F, HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U conditions respectively.

The tie-specimens contain one Grade 400W 10M rebar along the longitudinal axis. The rebar properties were measured in accordance with ASTM A615 [22]. They had a Young's modulus of 210 GPa and yield and ultimate strengths respectively equal to 470 MPa and 580 MPa.

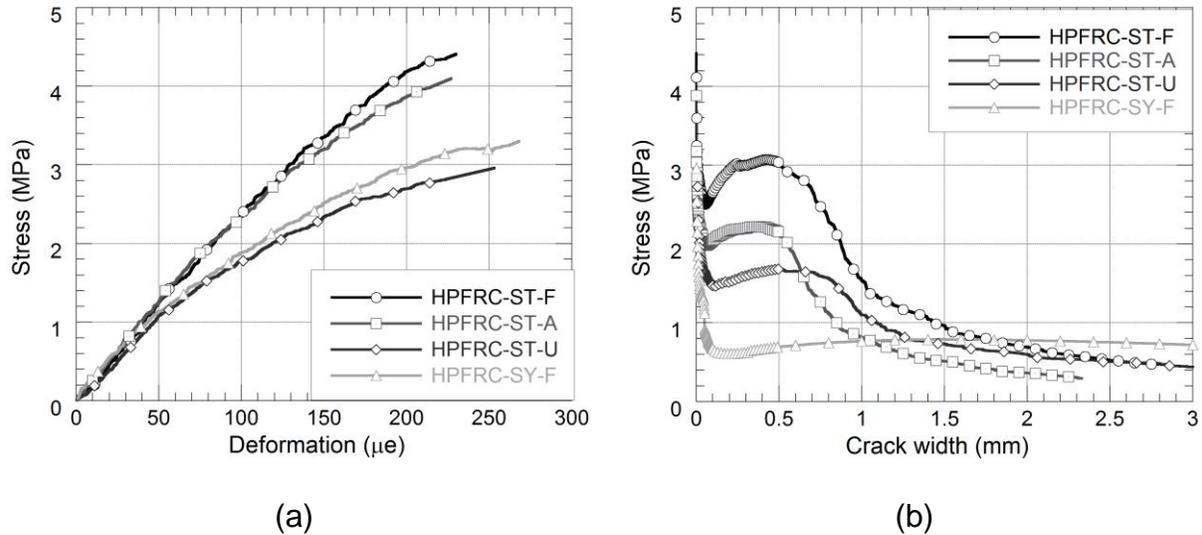


**Figure 4-1. Photos of the tensile test**

(a) The specimen with its instrumentation and the fibers orientation in typical failure plans (b) for HPFRC-ST-F (c) for HPFRC-ST-A (d) for HPFRC-ST-U

**Table 4-3 : Slump flow and mechanical properties of concretes**

	Date (days)	HPFRC-ST-F	HPFRC-ST-A	HPFRC-ST-U	HPFRC-SY-F
$f_c$ (MPa)	28	59.8	59.9	59.5	59.9
	50	67.4	64.4	64.3	61.2
$f_t$ (MPa)	28	-	-	-	-
	50	4.41	4.10	2.96	3.30
$E_c$ (MPa)	28	32 400	34 000	34 300	33 300
	50	32 600	37 600	35 600	35 000
Slump flow (mm)	-	490	540	610	620



**Figure 4-2. Tensile behaviour of the studied concretes**

(a) pre-peak (stress-deformation), (b) post-peak (stress-crack width)

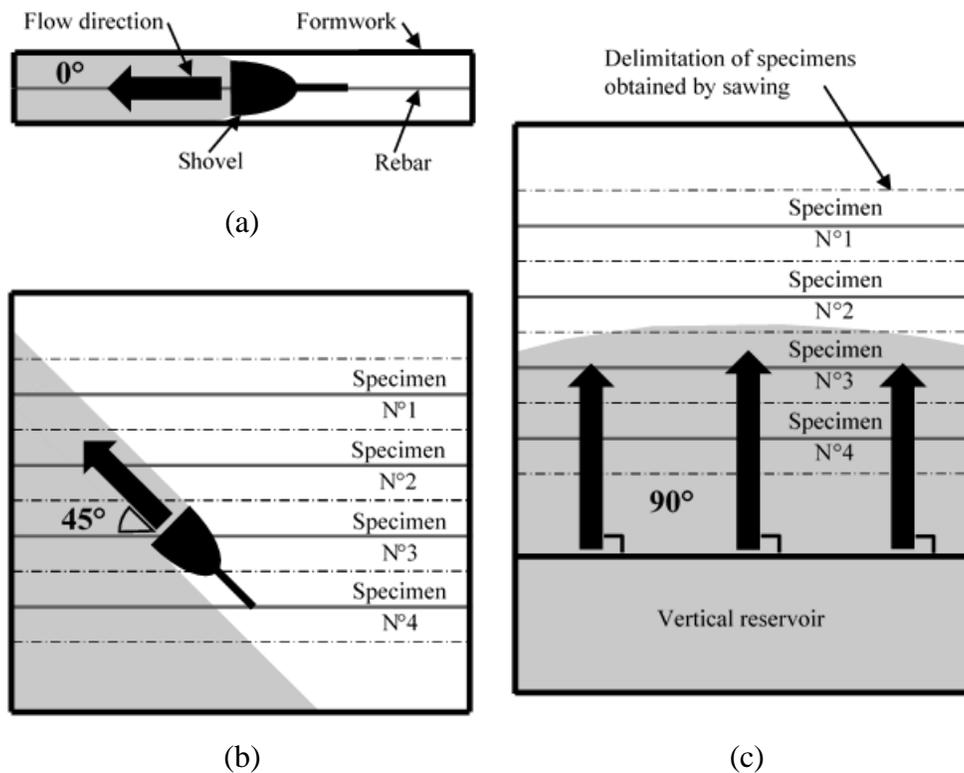
## 4.3.2 Experimental procedures

### 4.3.2.1 Specimen preparation

The tie-specimens represent a rebar and the surrounding concrete found in the tensile zone of beams, thick slabs or walls subjected to bending loads. For these structural elements submitted to bending load, the stress gradient is small and the tensile stress is nearly uniform in the concrete cover. Applying a uniaxial tensile loading on the tie-specimen is thus representative of the loading stress in these structural elements. The tie-specimen has a length of 610 mm, a cross-section of 90 x 90 mm<sup>2</sup>, and contains a 10M (11.3 mm in diameter) centered rebar. These characteristics were chosen in a previous work [19] to obtain realistic concrete cover and cracking pattern distribution found in reinforced concrete structures.

The three different steel fiber orientations (HPFRC-ST-F, HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U) were obtained using different casting techniques based on the fact that the two main parameters influencing the fiber orientation are the casting technique (the tool used and its movement) and the flow direction [13]. As the HPFRC were self-consolidating concretes, fibers direction followed the flow direction of the concrete in the moulds [23].

Each tie-specimen of HPFRC-SY-F and HPFRC-ST-F conditions (favourable orientation) was cast in a separated mold with a hand shovel whose movement followed the longitudinal axis of the tie-specimen (**Figure 4-3a**). To minimize wall effects on the fiber orientation on tie-specimens of HPFRC-ST-A condition (average orientation) and HPFRC-ST-U condition (unfavourable orientation), the four specimens of each condition were cast together in  $90 \times 610 \times 680 \text{ mm}^3$  formworks. The HPFRC-ST-A was placed with a tube moved at an angle of  $45^\circ$  with respect to the formwork walls to obtain the adequate flow direction (**Figure 4-3b**). The HPFRC-ST-U was firstly placed in a vertical reservoir at the extremity of the formwork and then released in the formwork (**Figure 4-3c**). The HPFRC-ST-U flowed by itself at an angle of  $90^\circ$  relatively to the longitudinal axis of the tie-specimens. The HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U blocks were later sawn into four tie-specimens.

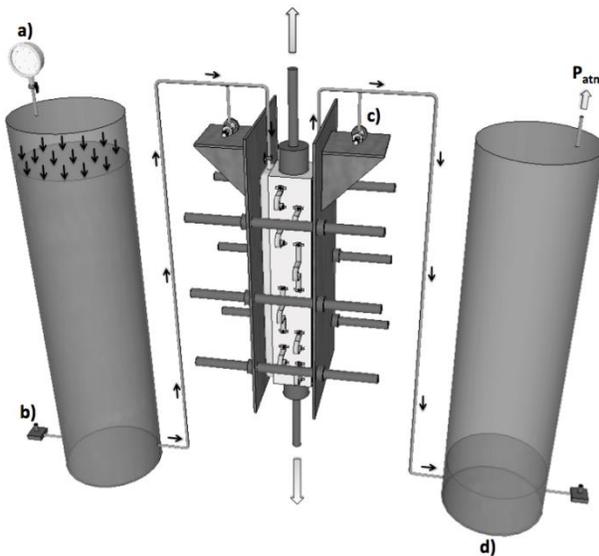


**Figure 4-3. Casting methods and direction of concrete flow in formworks: (a) HPFRC-ST-F and HPFRC-SY, (b) HPFRC-ST-A, (c) HPFRC-ST-U conditions**

### 4.3.2.2 Permeability and crack opening measurement

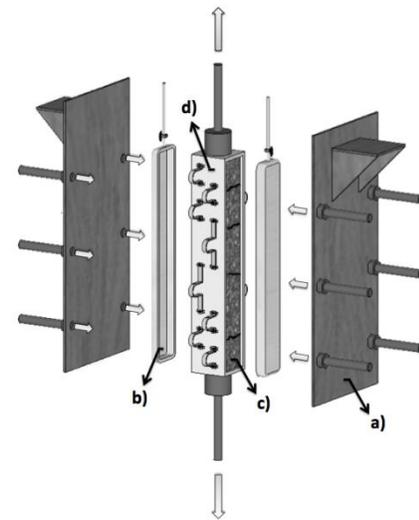
The tie-specimens were subjected to quasi-static uniaxial tensile loading with simultaneous water permeability and crack width measurements (**Figure 4-4**). The uniaxial tensile loading was applied by a 2.5 MN servo-hydraulics load frame at a constant rate of 0.05 mm/min until reaching the rebar yielding.

Before installing a tie-specimen in the load frame, thirteen PI displacements transducers with measurements lengths of 50 or 100 mm were glued directly on two opposite longitudinal faces of the tie-specimen. These two faces as well as the two faces at the extremity of the specimen were sealed with a watertight membrane (**Figure 4-5**) which has a negligible effect on the specimen mechanical behavior due to its low stiffness. Two water-filled aluminium boxes were then fixed on the two unsealed opposite longitudinal faces by a clamping system which avoids any water leakage between the boxes and the tie-specimen (**Figure 4-5**). Two high-strength threaded rods were screw to steel couplers connected to the ends of the rebar to ensure that rebar yielding occurs in the tie-specimen. The opposite extremities of the threaded rods were fixed in the jaws of the load frame.



**Figure 4-4. Permeability device**

(a) Manometer and inlet tank, (b) Differential pressure transmitter, (c) Pressure sensor, (d) Outlet tank.



**Figure 4-5. Permeability cell**

(a) Clamping system, (b) Aluminum boxes, (c) Exposed concrete, (d) Watertight membrane and PI displacement transducers.

Once the tie-specimen was installed on the load frame, a pressure was applied to the water on the inlet tank while the outlet tank remained at the atmospheric pressure (**Figure 4-4**). This initiated a pressure gradient which induced a water flow in the water-saturated hydraulic circuit from the inlet tank and inlet box, going through the tie-specimen, and finally to the outlet box and outlet tank. The pressure gradient applied on the tie-specimen (fixed at 50 kPa, equivalent to a water depth of 5 m and measured by the pressure sensors installed on the clamping system) produced a unidirectional water flow through the two unsealed opposite faces of the tie-specimen. Differential pressure transmitters installed at the base of the inlet and outlet tanks continuously recorded the water head and consequently the volume changes in these tanks, which allowed assessing the incoming and outgoing water flows through the tie-specimen during loading. **Figure 4-4** depicts one set of tanks for sake of simplicity. Nevertheless, the permeability device includes three sets of tanks with different diameters to obtain accurate measurement and a sufficient water supply at any time of the test.

The water permeability coefficient  $K_w$  (m/s) was calculated with Darcy's law (**Equation 1**). In this equation,  $K_w$  is the water permeability coefficient (m/s),  $Q$  the water flow ( $\text{m}^3/\text{s}$ ),  $L$  the flow path length (m),  $A$  the area of concrete exposed to water penetration and  $\Delta h$  the differential water head across the specimen (m). There are several reasons to use the Darcy's law in this project. First, it is often used to describe the water flow through a homogeneous porous medium [24, 25], and it was also used in previous works with this permeability device [10, 11]. Second, the water flow through the saturated system is assumed to be unidirectional, laminar, incompressible and continuous, which are theoretical requirements for the utilization of the law. Third, despite the heterogeneity found in concrete microstructure, a concrete matrix and a uniformly cracked matrix can be considered as homogeneous at a larger scale. It must be mentioned that, in cracked concrete, the water flow is controlled by the crack openings. Between cracks, the water flow is much lower in the concrete matrix and negligible compared to the bulk permeability coefficient determined with Darcy's law.

$$K_w = \frac{Q \cdot L}{A \cdot \Delta h} \quad (\text{Eq. 4-1})$$

The permeability device, with an accuracy of  $10^{-13}$  m/s on the permeability coefficient measurement [19], can evaluate the permeability of uncracked or cracked concrete. Permeability measurement of uncracked concrete requires a complete saturation of the specimen and a long

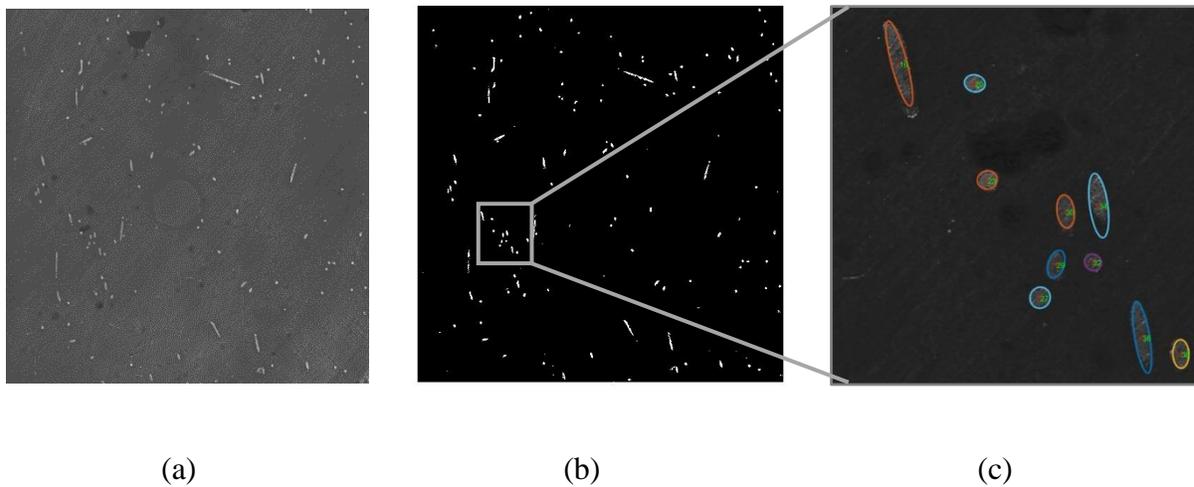
testing period. Nevertheless, as this research project focuses on the permeability of cracked concrete, the measurements were done in a short time period. A very high saturation of the tie-specimens was ensured by storing them in lime-saturated water from demolding to testing at 50 days. The flow recorded at the inlet and the outlet tanks were equal throughout the entire test confirming the steady state flow of water during the entire test. Tests were carried out at 20 °C.

The cracks opening displacement (COD) evolution on the tie-specimen during loading was continuously measured, simultaneously to the permeability measurement, with PI displacement transducers. Once a macrocrack localizes in the specimen, the COD was obtained by removing the elastic displacement from the total displacement of the PI transducer. In most tests, a single crack is captured by one PI gage thus providing information on each crack and allowing calculation of individual, average or maximal crack openings in the specimen.

With simultaneity of loading, permeability and cracking opening measurements, the permeability device allows direct correlations between the applied force, displacement, permeability, crack widths and average stress in the rebar. The rebar stress is calculated from the specimen elongation, assuming a perfect bond between the concrete and the rebar.

#### **4.3.2.3 Characterization of steel fiber orientation**

Steel fiber orientation was analyzed by an in-house image analysis program [17], which use a similar method than those developed by Wuest [26] and Mlekusch [27]. Firstly, three slices extracted from one specimen of each HPFRC-ST condition were polished to obtain smooth and straight analyzing surfaces. Secondly, these surfaces were painted to highlight the steel fibers in concrete and then digitalized with a 2400 dpi resolution scanner. Thirdly, the image was processed by the program, the program began by the digitalization of the surface followed by its binarization and fiber detection. Image processing is illustrated in **Figure 4-6**. As the steel fibers used are cylindrical, they have elliptical cross-section on slices whose geometrical characteristics (centroids, dimensions) depend on fiber orientation. The program detects these geometrical characteristics for each fiber in applying a morphologic filter and a global threshold to identify accurately fibre outline and defects, and using then a Hough transform [17]. This allowed the calculation of the angle ( $\theta$ ) between each fiber and the longitudinal axis of the tie-specimen. It must be pointed out that the effect of the fiber hooks is ignored in the analysis of results, they represent a small part of the fiber length (14%) and their global influence should be minor on the average fiber orientation.



**Figure 4-6. Image analysis evolution process**

(a) digitalization, (b) binarization, (c) fiber outline detection

## 4.4 EXPERIMENTAL RESULTS

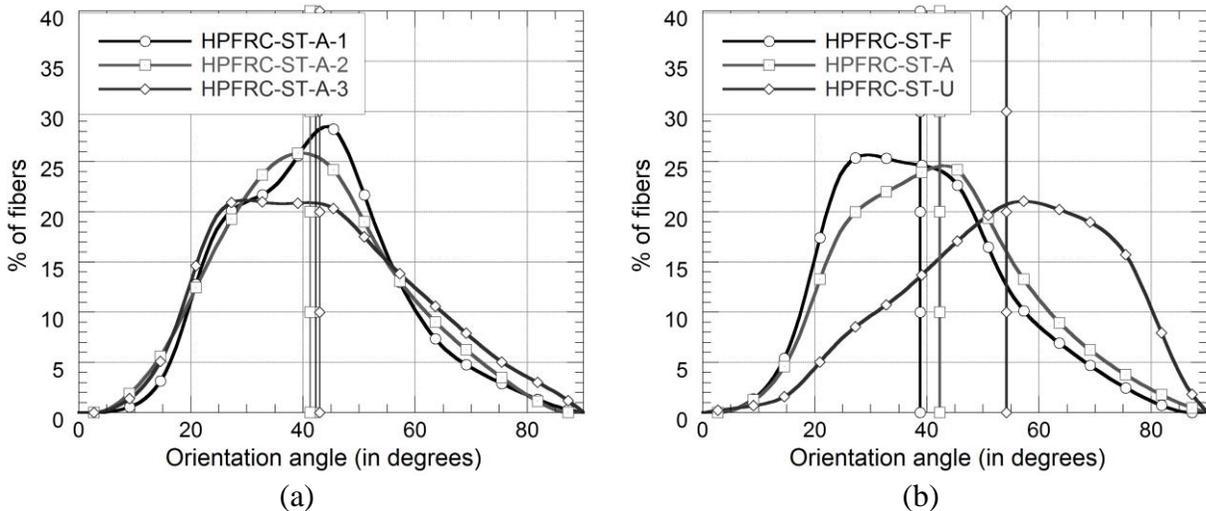
### 4.4.1 Fiber orientation of steel fibers

The image analysis program detected the total number of fibers on the analyzed sections as well as the orientation angle of each fiber. The image analysis provides information on the cross-section of each fiber, thus the total fiber area expressed as a percentage of the total area of concrete can be calculated for a surface. It was confirmed that this value corresponds approximately to the fiber dosage of 0.75% for the HPFRC studied. Indeed, when random cuts were done on tie-specimens, the average fiber area obtained on the surface analyzed was 0.75%, with values ranging from 0.65% to 0.81%. When cuts were done near main macrocracks of tie-specimens, the average fiber area calculated on the surface analyzed was 0.68%, with values ranging from 0.54% to 0.81%. The slightly lower fiber dosage noted close to cracks comes from the fact that cracks appear and develop at weakest zones of tie-specimen where local fiber density is lower or local fiber orientation is unfavorable.

Analyzed sections have been made as close as possible from the crack in the tie-specimen, so they represent the orientation where cracks formed. The average number of macrofibers per unit area of concrete (**Table 4-4**), calculated on three slices extracted from one tie-specimen of each HPFRC-

ST condition, decreased as the fiber orientation becomes less favorable with values of 2.3, 1.9 and 1.4 fibers/cm<sup>2</sup> for the HPFRC-ST-F, HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U tie-specimens respectively. However, less fiber per unit area of concrete does not mean necessarily less fiber dosage. If fibers angles are individually more inclined, their cross-section on concrete surface is larger and fewer fibers can provide an equivalent fiber dosage to the one found in more favorable fiber orientation with more fibers and smaller orientation angle. This is the case in this study, where the fiber dosage of 0.75% introduced in all the HPFRC mixes was validated with various fiber orientation measurements.

**Figure 4-7a** illustrates the distribution of these fibers (in percentage of their total number) in function of the orientation angle for the three slices of the HPFRC-ST-A tie-specimen. The three curves and the associated average orientation angles are quite similar and illustrate the good uniformity of the steel fiber orientation in the whole length of a tie-specimen. Similar results were obtained for the two others conditions. **Figure 4-7b** compares distribution and average orientation angle obtained for each HPFRC-ST condition. The average orientation angles and coefficients as well as the standard deviations are summarized in **Table 4-4**.



**Figure 4-7. Distribution curves of the steel fiber orientation angles**

(a) for one single condition (HPFRC-ST-A) and (b) for all the HPFRC-ST conditions (average curves)

Results shows that, despite the specific casting techniques used, the average fiber orientation were 38.8°, 42.3° and 54.2° for the HPFRC-ST-F, HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U respectively. A difference of 3.5° between the HPFRC-ST-F and HPFRC-ST-A, and of 15.4° between the

HPFRC-ST-F and HPFRC-ST-U were obtained. The standard deviation increased as the fiber orientation deteriorates.

**Table 4-4 : Summarize of the fiber orientation results on the HPFRC-ST tie-specimens**

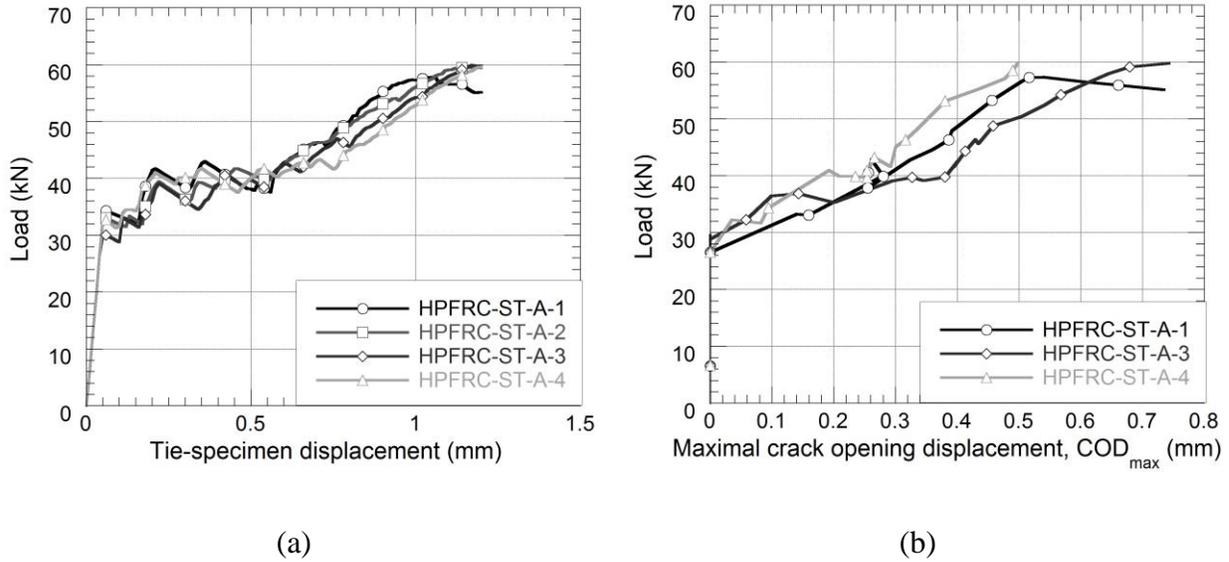
Tested concrete	Fiber density (fibers/cm <sup>2</sup> )	Fiber area in surface analyzed	Mean orientation angle ( $\theta$ )	Mean orientation coefficient ( $\alpha=\cos\theta$ )	Standard deviation
HPFRC-ST-F	2.3	0.66%	38.8°	0.779	13.5°
HPFRC-ST-A	1.9	0.70%	42.3°	0.739	14.7°
HPFRC-ST-U	1.4	0.68%	54.2°	0.585	16.5°

#### 4.4.2 Mechanical behaviour of the tie-specimens

The mechanical behaviour of the tie-specimens tested under uniaxial tension is presented by their load versus displacement curves in **Figure 4-8a** for all the HPFRC-ST-A tie-specimens and in **Figure 4-9a** for the average curves of the four conditions.

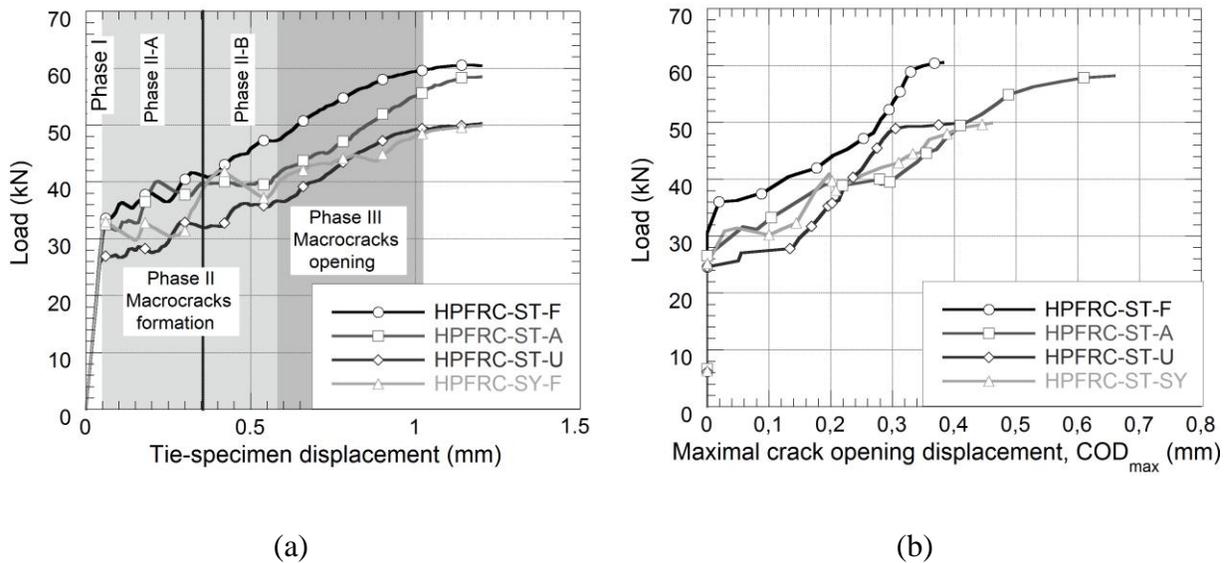
The cracking development is illustrated by the load versus maximal crack opening displacement ( $COD_{max}$ ) curves in **Figure 4-8b** for all the HPFRC-ST-A tie-specimens and in **Figure 4-9b** for the average curves of the four conditions. Values of the  $COD_{max}$ ,  $COD_{mean}$  of the secondary cracks,  $COD_{mean}/COD_{max}$  ratios and the number of cracks at different load levels for each condition are summarized in **Table 4-5**.  $COD_{mean}$  is calculated as the sum of all the secondary cracks (without consideration of the maximal crack) divided by the total number of secondary cracks. The  $COD_{mean}/COD_{max}$  ratios indicate the importance of the average opening of secondary cracks in comparison to the opening of the maximal crack ( $COD_{max}$ ).

Results obtained from all the specimens of HPFRC-ST-A show a very low variability of the load-displacement curves and a little more important variability in the load- $COD_{max}$  curves (**Figure 4-8**). Globally it confirms a good homogeneity of the mechanical behavior of the four tie-specimens of a condition; similar repeatability was obtained for the other conditions.



**Figure 4-8. Mechanical behaviour of a single test condition (HPFRC-ST-A)**

(a) load-displacement curves and (b) load- $COD_{max}$  curves



**Figure 4-9. Average mechanical behaviour of the tie-specimens**

(a) load-displacement curves and (b) load- $COD_{max}$  curves

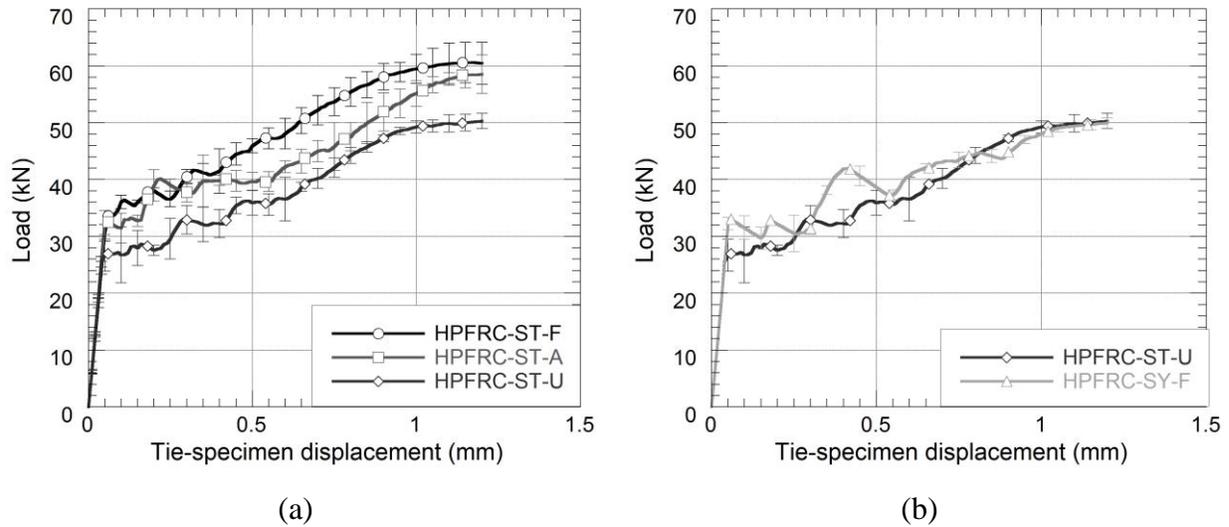
The load-displacement curves of the different testing conditions (**Figure 4-9a**) show a typical tensile behaviour of reinforced concrete. A similar stiffness is observed between all the conditions in the elastic phase (Phase I) until the appearance of the first macrocrack. When steel fibers are used, this

first crack occurs for a load which slightly decreases when the orientation angle become less favorable ( $F_{HPFRC-ST-F} = 33.6$  kN,  $F_{HPFRC-ST-A} = 32.9$  kN,  $F_{HPFRC-ST-U} = 27.7$  kN). Using synthetic fibers with favourable orientation (HPFRC-SY-F) led to an intermediate first crack load ( $F_{HPFRC-SY-F} = 33.2$  kN).

Once the first macrocrack has appeared, several other macrocracks form in the tie-specimens until a displacement of around 0.6-0.7 mm is reached (Phase II, **Figure 4-9a**). During this phase, force drops occur when new macrocrack are created. These drops are more marked for the HPFRC-SY than for the HPFRC-ST tie-specimens. During Phase II-A, the HPFRC-ST-U tie-specimens present the lowest load capacity, followed by the HPFRC-SY-F and then by the HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-F tie-specimens which present similar behaviour. During Phase II-B, HPFRC-ST-F and HPFRC-ST-A tie-specimens behave differently with a higher load capacity for the HPFRC-ST-F tie-specimens.

Once all the macrocracks are formed (Phase III, **Figure 4-9a**), they continue to open until reaching the rebar yielding. The rigidity of the three HPFRC-ST conditions is quite similar, whereas the HPFRC-SY-F tie-specimens present a lower rigidity. As a result, the HPFRC-SY-F and HPFRC-ST-U load-displacement curves join together. Average ultimate forces ( $F_{ult}$ ) of 50, 50.3, 58.5 and 60.5 kN were measured for the HPFRC-SY-F, HPFRC-ST-U, HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-F tie-specimens respectively.

The minimum and maximum load values for the HPFRC-ST conditions are illustrated **Figure 4-10a**, they formed distinct zones. This confirms that the difference of global mechanical behaviour due to the steel fiber orientation is significant despite the inherent variability of concrete properties. The HPFRC-SY-F and HPFRC-ST-U show quite similar capacity and variability (**Figure 4-10b**). As a consequence, the difference of mechanical behaviour between tie-specimens with steel and synthetic fibers cast in the same way (HPFRC-ST-F and HPFRC-SY-F conditions) is very significant, synthetic fibers provide a lower mechanical contribution.



**Figure 4-10. Average load-displacement curves of tie-specimens with min-max values**  
(a) for HPFRC-ST and (b) for HPFRC-ST-U and HPFRC-SY-F conditions

The evolution of the cracking pattern during the tensile loading is divided into the same three phases as represented in **Figure 4-9a** (Phases II-A, II-B and III) in **Table 4-5**. The separation is done using different grey levels in the table (light to darker grey levels for Phases II-A, II-B and III respectively).

**Table 4-5 : Maximal and mean *COD* and number of cracks for different load levels (average value on 4 specimens)**

Force (kN)	$COD_{max}$ (mm) (main crack)				$COD_{mean}$ , secondary cracks (mm)				$(COD_{mean}/COD_{max}) \times 100$ (%)				Average number of cracks (-)			
	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F
28	0.00	0.00	0.06	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	-	-	-	-	0	0	0.5	0
30	0.00	0.00	0.11	0.00	0.00	0.00	0.07	0.00	-	-	65	-	0	0	2.0	0
35	0.00	0.13	0.18	0.16	0.00	0.03	0.13	0.14	-	25	71	86	0.7	2.3	3.0	2.0
39	0.12	0.17	0.22	0.18	0.04	0.04	0.16	0.14	37	21	71	79	3.0	3.0	4.3	2.3
40	0.13	0.26	0.23	0.19	0.03	0.07	0.16	0.15	23	27	69	82	3.3	3.7	4.8	2.3
45	0.21	0.36	0.27	0.33	0.09	0.10	0.19	0.17	41	26	71	52	4.3	6.7	4.8	4.0
50	0.28	0.42	-	-	0.12	0.10	-	-	43	25	-	-	5.3	7.3	-	-
55	0.30	0.49	-	-	0.14	0.11	-	-	46	22	-	-	5.3	8.0	-	-
60	0.34	-	-	-	0.15	-	-	-	46	-	-	-	5.5	-	-	-
	Phase II-A				Phase II-B				Phase III							

During Phase II-A, for a same load level, as expected  $COD_{max}$ ,  $COD_{mean}$  and the average number of cracks decrease as the steel fiber orientation becomes more favourable (**Figure 4-9b** and **Table 4-5**), this is coherent with the increase of the load capacity noted in **Figure 9a**. In this phase, the use of synthetic fibers with a favourable orientation (HPFRC-SY-F) provides  $COD_{max}$  and average numbers of cracks quite similar to the HPFRC-ST-A condition, however the  $COD_{mean}$  are close to those of the HPFRC-ST-U condition.

During Phase II-B,  $COD_{max}$  and  $COD_{mean}$  in the HPFRC-ST-F tie-specimens stay lower than for the other conditions at a same load level and explain their superior mechanical behavior (**Figure 4-9b** and **Table 4-5**).  $COD_{max}$  in the HPFRC-ST-A tie-specimens significantly increases and becomes more opened than in the HPFRC-ST-U tie-specimens (**Figure 4-9b**). However, the  $COD_{mean}/COD_{max}$  ratios for HPFRC-ST-A (around 25 %) are clearly lower than for HPFRC-ST-U ( $COD_{mean}/COD_{max}$  ratios of around 80 %). As the mechanical performance of HPFRC-ST-A tie-specimens stays superior to the one of HPFRC-ST-U (**Figure 4-9a**), it means the mechanical impact of the secondary cracks is important, not only the one of the *maximal crack*.

During Phase III, the main macrocracks are formed and the slopes of the load versus  $COD_{max}$  curves are quite similar between the HPFRC-ST conditions before stabilization (rebar yielding), whereas it is a little lower for the HPFRC-SY-F condition.

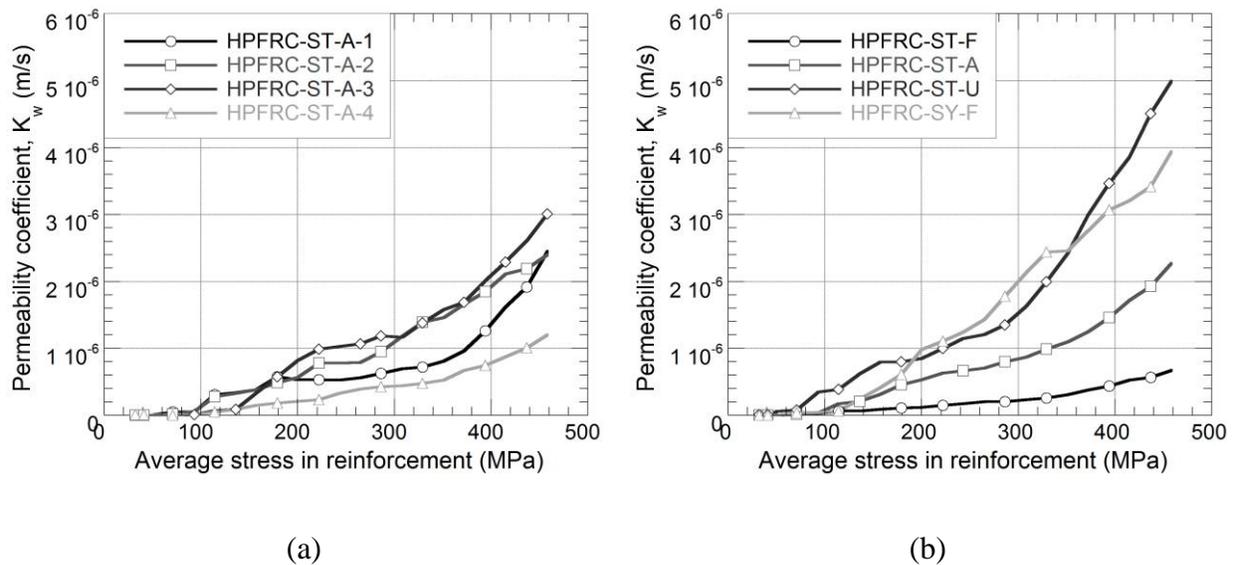
#### 4.4.3 Permeability of the tie-specimens

The evolution of the water permeability coefficient ( $K_w$ ) is plotted in fonction of the average stress in the reinforcement ( $\sigma_s$ ) (**Figure 4-11** and **Figure 4-12**). The stress corresponds to the average stress measured on the entire length of the rebar and include the global effect of tension stiffening. **Figure 4-11a** shows the observed variability in  $K_w$  within the four tie-specimens of a same testing condition (HPFRC-ST-A), whereas **Figure 4-11b** show the average  $K_w$  obtained for the different testing conditions. **Figure 4-11b** is then splitted into two figures to illustrate permeability against rebar stress level and variability of results. **Figure 4-12a** presents the average, minimum and maximum values of  $K_w$  for the HPFRC-ST tie-specimens, and **Figure 4-12b** compares the average, minimum and maximum values of  $K_w$  for the HPFRC-ST-U and HPFRC-SY-F conditions.

In this study,  $K_w$  is around  $5 \times 10^{-9}$  m/s for the HPFRC matrix and quickly achieves around  $1 \times 10^{-7}$  m/s at the formation of the first macrocrack. Since the objective of this study is to focus on fiber

orientation impact on permeability, results are shown with a linear scale for the crack development and propagation phase occurring mainly between  $10^{-7}$  m/s and  $10^{-5}$  m/s.

**Figure 13b** illustrates that  $K_w$  increases after the formation of the first macrocrack for all testing conditions (load levels of 33.6, 32.9, 27.7 and 33.2 kN, respectively for HPFRC-ST-F, HPFRC-ST-A, HPFRC-ST-U and HPFRC-SY-F) and then begins to increase. This increase is more sudden for the HPFRC-ST-U and HPFRC-SY-F than for the HPFRC-ST-F and HPFRC-ST-A tie-specimens for which a moderate evolution can be noted until reaching a force of around 39 kN. After this load level, an increase of  $K_w$  is noted for the HPFRC-ST-A condition whereas the increase of  $K_w$  in function of load stays moderate in the HPFRC-ST-F tie-specimens.

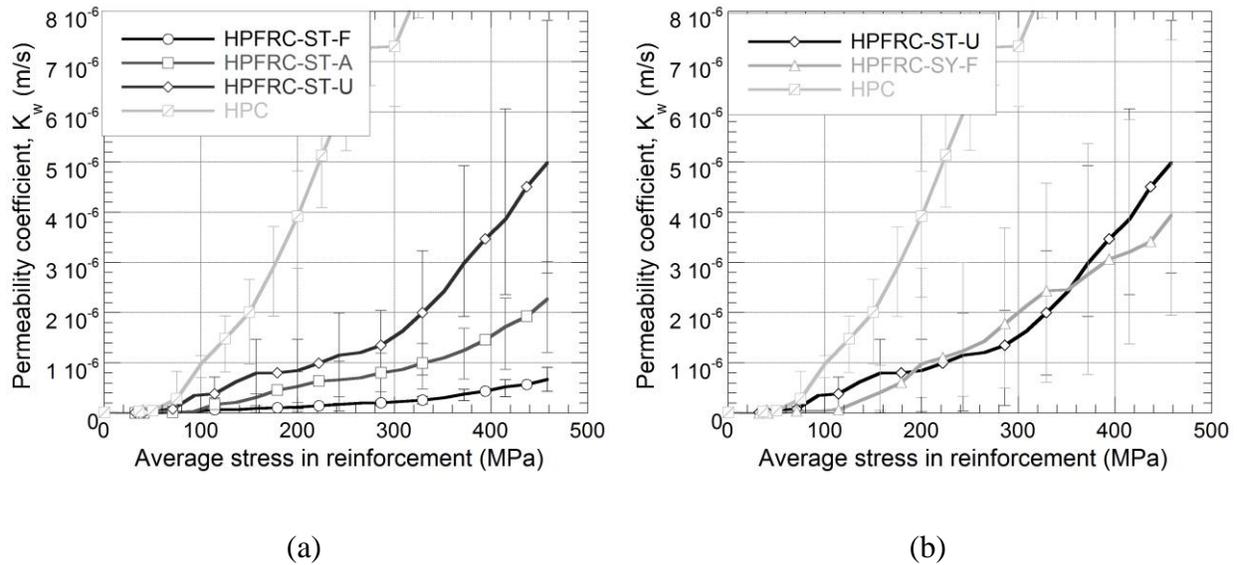


**Figure 4-11. Permeability- stress in reinforcement curves of tie-specimens**

(a) for one single condition (HPFRC-ST-A) and (b) for all the conditions (average curves)

The evolution of water permeability in function of the average stress in the rebar ( $\sigma_s$ ) shows an increase of  $K_w$  as the fiber orientation becomes less favourable (**Figure 4-11b**). This effect is still significant considering the minimal and maximal values plotted on **Figure 4-12a**, even if a higher variability of  $K_w$  is observed as the fiber orientation angle increases. The next comparisons for permeability results were made at stress levels found in structures in service conditions, which means between  $\sigma_s = 100$  MPa and  $\sigma_s = 350$  MPa. The increase of average  $K_w$  at equivalent  $\sigma_s$ , is approximately 2.1 times between the HPFRC-ST-U and HPFRC-ST-A and 3.5 times between the

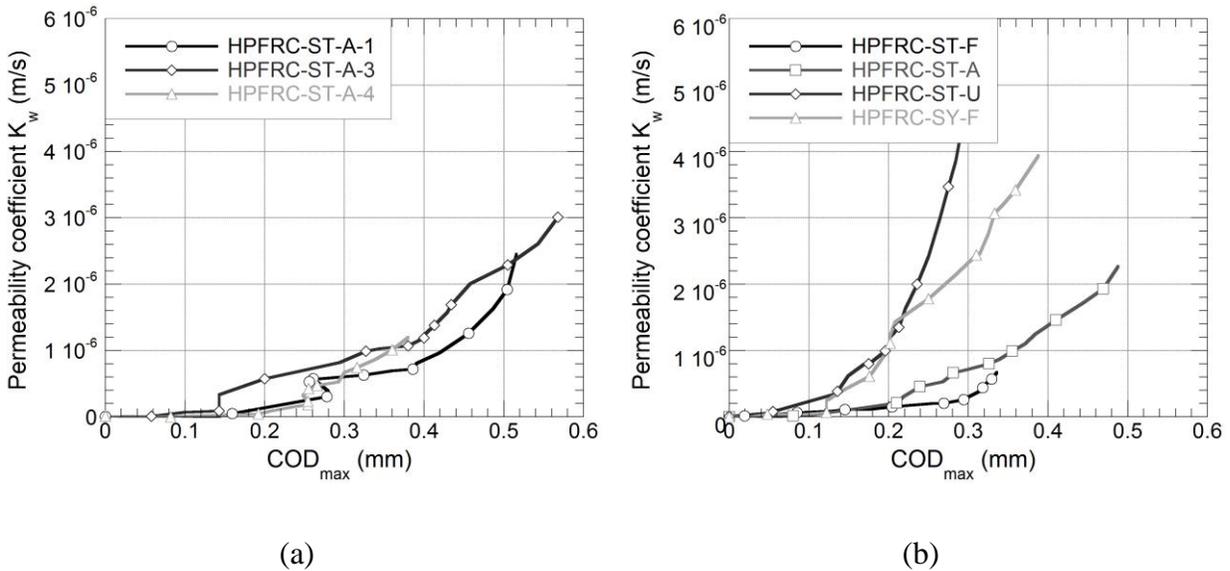
HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-F, resulting in a total increase by 7 times between HPFRC-ST-U and HPFRC-ST-F. Moreover, use of synthetic fibers with a favourable orientation (HPFRC-SY-F) provide a permeability close to the one obtained use of steel fibers with an unfavorable orientation (HPFRC-ST-U).



**Figure 4-12. Average permeability- stress in reinforcement curves of tie-specimens with min-max values**

(a) for HPFRC-ST and (b) for HPFRC-ST-U and HPFRC-SY-F conditions

**Figure 4-13** illustrates the relation between  $K_w$  and the  $COD_{max}$ , for three specimens of a same condition in **Figure 4-13a** and for the average results obtained for the different conditions in **Figure 4-13b**. **Table 4-6** summarizes  $COD_{max}$ ,  $COD_{mean}$  (for the secondary cracks) and the average number of cracks for all conditions. The empty cells in **Table 4-6** correspond to data after the rebar yielding and they are not plotted in **Figure 4-13b**. **Figure 4-13a** shows a relatively small variability compared to those observed between the different conditions in **Figure 4-13b**, which means that the comparison of the average curves on **Figure 4-13b** is adequate.



**Figure 4-13. Permeability versus maximum crack width ( $COD_{max}$ ) of tie-specimens**

(a) for one single condition (HPFRC-ST-A) and (b) for all the conditions (average curves)

For a same  $COD_{max}$ ,  $K_w$  globally increases as the steel fiber orientation becomes defavorable (**Figure 4-13b**). This effect is more significative between the HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U conditions. This is explained by the fact that HPFRC-ST-A tie-specimens have more cracks and lower ratios  $COD_{mean}/COD_{max}$ , thus the secondary cracks are numerous but thinner and lead to a low permeability (**Table 4-6**). The HPFRC-ST-F and HPFRC-ST-A conditions show similar  $K_w$  versus  $COD_{max}$  curves until a  $COD_{max}$  of around 0.2 mm, then permeability increases more significantly at equivalent  $COD_{max}$  for the average fiber orientation. Concerning the  $K_w$ - $COD_{max}$  relation with synthetic fibers (HPFRC-SY-F), it behaves similarly to the HPFRC-ST-U tie-specimens until a  $COD_{max}$  around 0.21 mm is reached. Logically, both conditions present quite similar average number of cracks and  $COD_{mean}/COD_{max}$  ratios of around 70 % until this point (**Table 4-6**). Afterwards,  $K_w$  increases more rapidly for the HPFRC-ST-U tie-specimens. The permeability results were also analyzed in function of the total crack width ( $COD_{total}$ ) measured in the tie-specimens, however the trends mentioned previously for  $K_w$ - $COD_{max}$  curves are the same for  $K_w$ - $COD_{total}$  curves.

**Table 4-6 : Average maximal and mean COD and number of cracks for different permeability ( $K_w$ ) levels**

$K_w$ (m/s)	$COD_{max}$ (mm) (main crack)				$COD_{mean}$ , secondary cracks (mm)				$(COD_{mean}/COD_{max}) \times 100$ (%)				Average number of cracks (-)			
	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F	ST-F	ST-A	ST-U	SY-F
5 E-8	0.07	0.18	0.07	0.10	0.01	0.05	0.02	0.01	9	28	37	12	1.7	2.7	1.5	1
1 E-7	0.14	0.17	0.09	0.16	0.04	0.05	0.02	0.04	32	32	27	25	3.7	2.7	1.8	1.3
4 E-7	0.31	0.24	0.16	0.20	0.15	0.08	0.05	0.06	47	34	34	29	5.3	4.3	2.5	2.3
8 E-7		0.34	0.18	0.22		0.09	0.12	0.16		28	65	72		6	3	3.3
1 E-6		0.37	0.19	0.23		0.10	0.12	0.17		27	62	73		6.3	3.5	3.3
1.5 E-6		0.45	0.22	0.26		0.11	0.15	0.15		25	68	59		7.3	4	3.7
2 E-6		0.49	0.24	0.28		0.12	0.17	0.17		25	69	59		7.7	4.5	4
3 E-6			0.28	0.40			0.18	0.25			65	62			5	4
4 E-6			0.31				0.19				63				5	
5 E-6			0.33				0.21				63				5	

## 4.5 DISCUSSION

### 4.5.1 Practical considerations on steel fiber orientation

Despite the given attention to obtain favourable, average and unfavourable steel fiber orientations, it was not possible to represent the whole range of orientation angles ( $\theta$  of  $38.8^\circ$  to  $54.2^\circ$  instead of  $0^\circ$  to  $90^\circ$ ). Such result was already observed in other research projects dealing with the impact of fiber orientation on high and ultra-high performance fiber reinforced concrete [17, 28, 29]. The maximal variation of fiber orientation of around  $15^\circ$  observed in this project thus gives a good idea of the limitation that could be found in real FRC structures. However, such a difference in the steel fiber orientation goes along with an important variation of the number of fibers at crack surfaces (**Table 4-4**), this combination leads to a significant effect on the mechanical and durability properties as shown in this paper. As stated in Section 3.1, less fiber per unit area of concrete does not mean necessarily less fiber dosage. If fiber angles are individually more inclined, their cross-section on concrete surface is larger and fewer fibers can provide an equivalent fiber dosage to the one found in more favorable fiber orientation with more fibers and smaller orientation angle. This is the case in this study, where the fiber dosage of 0.75% introduced in all the HPFRC was validated with various fiber orientation measurements.

The analysis of the average orientation angles, total number of fibers per unit area and standard deviations between all the testing conditions shows similar trends between these parameters. In fact, as fiber orientation became less favorable (mean orientation angles increasing by 9 and 39 % respectively for HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U in comparison with the HPFRC-ST-F), the number of fibers per unit area decreased (by 17 and 39 % respectively) and the associated standard deviations increased (by 9 and 22 % respectively). The decrease of the total number of fibers per unit area with the degradation of their orientation may be explained by the fact that fibers with unfavourable orientation represent an obstacle to the positioning of adjacent fibers in a same transversal section of the tie-specimens. This obstacle increases as the fiber orientation deteriorates. The increase of the standard deviation as fiber orientation deteriorates can also be explained by the influence of the adjacent fibers, as the space between each other increases allowing more flexibility for rotation of fibers.

#### **4.5.2 Effect of steel fiber orientation on mechanical and permeability behaviour**

The steel macrofiber orientation modify the tensile behavior of HPFRC-ST mixes (**Figure 4-2**), rigidity at the end of the pre-peak phase, ultimate strength and post-peak stresses increase with more favorable orientation. This trend was observed in other studies [30, 31]. These results seem to indicate that steel macrofibers slightly contribute to control microcrack formation and led to higher ultimate strength, and then strongly participate to carry load on post-peak phase [13]. It is unusual to observe impact of low fiber dosage on pre-peak tensile behavior of HPFRC. Unfavorable fiber orientation may create weaker zones in concrete, with the alignment of less dense fiber/matrix interfaces in regards to tensile stresses imposed to the specimens, and consequently reduces matrix strength. This assumption, that remains to be validated, may explain this observation. Since the impact of fiber orientation was observed on pre-peak tensile behavior of both characterization specimens and tie-specimens, this effect is similar at material and structural scales and should be reliable.

These modifications of the pre-peak tensile behavior of HPFRC-ST had logically direct implication on mechanical and permeability behaviors of tie-specimens. Indeed, more favorable fiber orientation led to higher first macrocrack loads (**Figure 4-9a**) and delayed the associated increase of permeability (**Figure 4-12a**).

The impact of fiber orientation on tensile post-peak behavior (stress versus crack width curves in **Figure 4-2b**) is also found on the strain hardening behavior of the HPFRC-ST tie-specimens (**Figure 4-9a**). At the formation of the macrocrack, the HPFRC-ST tensile characterization specimens firstly showed a sudden stress drop which is more marked as the fiber orientation deteriorates (**Figure 4-2b**). This observation is due to a lower efficiency of fibers to control the crack growth with unfavorable fiber orientation [16, 17]. In parallel, higher load drops were observed at the formation of each macrocrack in the tie-specimens with fiber orientations more unfavorable. After this sudden stress drop, the tensile characterization specimens presented a hardening phase, whose intensity was lower with more unfavorable fiber orientation, followed by a gradual stress reduction as the crack opened. Therefore, tie-specimens achieved lower ultimate loads with unfavorable fiber orientation.

The permeability ( $K_w$ ) versus load behaviour of the HPFRC-ST tie-specimens after the formation of the first macrocrack is also in accordance with their tensile mechanical behaviour. As the fiber orientation become unfavorable in HPFRC-ST, at cracked state the permeability increases in average by around 21 times for the same rebar stress levels in service condition (from  $\sigma_s = 100$  MPa to  $\sigma_s = 350$  MPa) (**Figure 4-12a**). This rise of permeability can be explained by a lower contribution of fibers due to their angle. As an example, the HPFRC-ST-U tie-specimens presented more cracks than HPFRC-ST-F tie-specimens, with higher  $COD_{max}$  and  $COD_{mean}$  of the secondary cracks (**Table 4-5**). As permeability increases proportionally to the cube of crack width [7, 11], the presence of a greater number of wider cracks with less favorable fiber orientation has led to a rise of permeability.

The relation between the permeability ( $K_w$ ) and the average  $COD_{max}$  (**Figure 4-13b**) indicates that  $COD_{max}$  did not control alone the permeability and that the consideration of the secondary cracks and the number of cracks is necessary to understand the permeability measured at the structure scale. An example is the difference of  $K_w$ - $COD_{max}$  behavior between the HPFRC-ST-U and HPFRC-ST-A tie-specimens. For a same  $K_w$  level, HPFRC-ST-U condition presents lower  $COD_{max}$  and a lower number of cracks (**Table 4-6**), which should provide a lower permeability for this condition. Nevertheless, as HPFRC-ST-U tie-specimens present secondary cracks widths relatively closed to the maximal crack width ( $COD_{mean}/COD_{max}$  ratios of around 60-70 % versus 20-30 % for the HPFRC-ST-A tie-specimens), each secondary crack allows more water penetration, in addition to the contribution of the maximal crack. The competition between these contrary effects resulted

in a higher permeability for the HPFRC-ST-U than for the HPFRC-ST-A tie-specimens for a same  $COD_{max}$ .

A global view of the impact of fiber orientation ( $\theta_{mean}$ ) on the mechanical and permeability behaviors of HPFRC is shown in **Table 4-7**, where quantitative differences in the tensile strength of characterization specimens ( $f_t$ ), the first crack load ( $F_{1st\ crack}$ ), ultimate load ( $F_{ult}$ ) and average permeability ( $K_w\ mean$ ) of tie-specimens are provided in comparison to the HPFRC-ST-F condition. The higher differences of  $f_t$ ,  $F_{1st\ crack}$ ,  $F_{ult}$  and  $K_w\ mean$  observed for the HPFRC-ST-U (more than 2.5 times the differences observed for the HPFRC-ST-A) are coherent with the higher difference of fiber orientation between the HPFRC-ST-U and HPFRC-ST-A conditions (39%) than between the HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-F conditions (9%). Besides, one can conclude that the impact of fiber orientation on water permeability of tie-specimens (variation of 250 to 1990%) is clearly more significant than on their mechanical behavior (variation of 2 to 33%).

**Table 4-7 : Differences of fiber orientation, strength and permeability of various conditions in comparison to specimens with steel fibers cast with a favorable orientation (HPFRC-ST-F)**

Tested concrete	$\theta_{mean}$ (°)	$f_t$ (MPa)	$F_{1st\ crack}$ (kN)	$F_{ult}$ (kN)	$K_w\ mean$ (m/s)	$K_w\ mean$ (m/s)
		cylinder	tie-specimen	tie-specimen	fixed load	fixed stress
HPFRC-ST-F	-	-	-	-	-	-
HPFRC-ST-A	+ 9 %	- 7 %	- 2 %	- 3 %	+ 540 %	+ 250 %
HPFRC-ST-U	+ 29 %	- 33 %	- 18 %	- 17 %	+ 1990 %	+ 600 %
HPFRC-SY-F	N/A	- 25 %	- 1.2 %	- 17 %	+ 1750 %	+ 560 %

One may wonder if unfavorable fiber orientation may increase permeability close to the one of HPC. Permeability of HPC was measured in previous works [11] with the same setup and same concrete matrix (w/b ratio, paste volume, etc.), results are shown in **Figure 4-12**. Despite the significant impact of fiber orientation on water permeability, HPFRC-ST with the worst fiber orientation and HPFRC-SY are still clearly less permeable than the HPC. At equivalent stress in service condition ( $100 \leq \sigma_s \leq 350$  MPa), HPFRC-ST-F and HPFRC-ST-U present an average reduction of the permeability of 97% and 75% respectively in comparison to HPC, while HPFRC-SY has a reduction of permeability of 77%. This confirm that in any situation water and chemical agent

penetration by permeability will be lower in HPFRC than in HPC, therefore HPFRC will provide an extended durability.

### 4.5.3 Effect of fiber type (synthetic versus steel) on permeability and mechanical behavior

In comparison to HPFRC-ST cast with the same technique, HPFRC-SY showed a lower rigidity at the end of the pre-peak phase and a lower ultimate strength (-25%) in the tensile behavior on characterization specimens (**Figure 4-2b**). Concerning the post-peak behavior, for crack width from 0.1 mm to 0.5 mm, post-peak stresses were reduced approximately by 80% with synthetic fibers instead of 40% with steel fibers. Similar trends were obtained by [32, 33] on steel and synthetic fibers. Some studies [12, 34] indicate that synthetic fibers are less efficient than steel fibers to control crack openings, this specific type of synthetic fibers at this volume has to be multiplied by 2 or even 3 to provide equivalent post-peak tensile stresses [34]. This trend is most probably related to the lowest elastic modulus of the synthetic fibers (**Table 4-2**) that decreases the cracking control. These differences had logically direct impact on mechanical and permeability behaviors of tie-specimens.

The first crack and ultimate loads of HPFRC-SY tie-specimens were respectively higher and equal to the ones of HPFRC-ST-U tie-specimens. Moreover, macrocrack occurrences caused higher force drops in HPFRC-SY tie-specimens. These observations are in accordance with the material behaviour noted on notched cylinders.

The evolution of permeability ( $K_w$ ) of HPFRC-SY-F specimens in function of the rebar stress ( $\sigma_s$ ) varies between the performance of HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U, the trend is nearly linear after  $\sigma_s \approx 115$  MPa instead logarithmic in HPFRC-ST specimens (**Figure 4-11a**). This linearity is probably linked to the material behavior. Indeed, the tensile behavior of the HPFRC-SY-F shows a brutal stress drop at crack localization, then the post-peak stresses remain nearly constant till crack opening of 0.5 mm (crack opening found in tie-specimens), while stress hardening is observed in HPFRC-ST in the same condition (**Figure 4-2b**).

The relation between  $K_w$  and the  $COD_{max}$  of HPFRC-SY-A is found between the HPFRC-ST-A and HPFRC-ST-U conditions (**Figure 4-13b**). Again  $COD_{max}$  did not control alone the permeability

and consideration of the secondary cracks and the number of cracks is necessary to explained the results.

The quantitative differences illustrated in **Table 4-7** between HPFRC-SY-F and HPFRC-ST-F shows clearly the lower efficiency of the synthetic fibers to provide crack control (lower post-peak tensile stresses) and to limit water permeability in comparison to the steel fibers when both materials are casted to favor fiber orientation parallel to tensile stresses. The lower efficiency of synthetic fibers to reduce water permeability was also observed by [32].

## 4.6 CONCLUSION

The general objective of this research project was to evaluate the impact of fiber orientation on the mechanical behavior, cracking process and water permeability of reinforced concrete under uniaxial tensile loads. As HPFRC tie-specimens were produced with the most and the worst fiber orientation, the experimental results provided a global view of the variation of the mechanical behaviour and the water permeability that can be found in reinforced FRC structures. The main conclusions are:

- The experimental procedure provides a good repeatability for results of the same testing condition and coherent relationships between the mechanical and water permeability measurements for the different testing conditions.
- When fiber orientation become less favorable (from 39° to 54°) regarding tensile sollicitations in HPFRC-ST, standard deviation on orientation increase and the total number of fibers on crack surfaces decreased up to 41 %.
- As fiber orientation becomes less favorable in HPFRC-ST (from 39° to 54°), the tensile strength of characterization specimens ( $f_t$ ) reduces up to 33%, while the first crack load ( $F_{1st\ crack}$ ) and ultimate load ( $F_{ult}$ ) of tie-specimens decrease up to 18% and 17% respectively.
- As fiber orientation becomes less favorable in HPFRC-ST (from 39° to 54°), the increase in permeability ( $K_w$ ) tie-specimens achieves 1990 % at equivalent load and 600 % at equivalent stress in the rebar in service conditions.

- Despite the significant impact of fiber orientation on water permeability, HPFRC-ST with the worst fiber orientation and HPFRC-SY are significantly less permeable than HPC.
- For HPFRC casted with the same procedure, synthetic fibers provide a lower efficiency to control cracking at material and structural scales, and to limit water permeability in comparison to steel fibers.
- The impact of fiber orientation is clearly more significant on water permeability of HPFRC than on their mechanical behavior.
- $COD_{max}$  did not control alone the water permeability. The consideration of the secondary cracks and the number of cracks is necessary to understand the permeability of HPFRC with various fiber orientations.

## 4.7 ACKNOWLEDGMENTS

This research project has been financially supported by the Québec Research Fund on Nature and Technologies (FQRNT) and by the Natural Sciences and Engineering Research Council (NSERC). The authors are grateful to Holcim, Bekaert, Euclid and Sika for their material donations for achieving this research project.

## 4.8 REFERENCES

- [1] P. Claisse, Book review, Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Construction Materials, 161 (2008) 135-135.
- [2] P.K. Mehta, Durability of Concrete - 50 Years of Progress, Durability of Concrete, Vols 1 and 2, (1991) 1-31.
- [3] A. Neville, Chloride Attack of Reinforced-Concrete - an Overview, Mater Struct, 28 (1995) 63-70.
- [4] C.M. Aldea, M. Ghandehari, S.P. Shah, A. Karr, Estimation of water flow through cracked concrete under load, ACI Material Journal, 97 (2000) 567-575.
- [5] M. Hoseini, V. Bindiganavile, N. Banthia, The effect of mechanical stress on permeability of concrete: A review, Cement and Concrete Composites, 31 (2009) 213-220.
- [6] V. Picandet, A. Khelidj, H. Bellegou, Crack effects on gas and water permeability of concretes, Cement Concrete Res, 39 (2009) 537-547.
- [7] K. Wang, D.C. Jansen, S.P. Shah, A.F. Karr, Permeability study of cracked concrete, Cement and Concrete Research, 27 (1997) 381-393.
- [8] J. Rapoport, C.M. Aldea, S.P. Shah, B. Ankenman, A. Karr, Permeability of cracked steel fiber-reinforced concrete, J Mater Civil Eng, 14 (2002) 355-358.

- [9] J.S. Lawler, D. Zampini, S.P. Shah, Microfiber and macrofiber hybrid fiber-reinforced concrete, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 17 (2005) 595-604.
- [10] C. Desmettre, J.-P. Charron, Water permeability of reinforced concrete with and without fiber subjected to static and constant tensile loading, *Cement and Concrete Research*, 42 (2012) 945-952.
- [11] M. Hubert, C. Desmettre, J.P. Charron, Influence of fiber content and reinforcement ratio on the water permeability of reinforced concrete, *Mater Struct*, 48 (2015) 2795-2807.
- [12] K. Hannawi, H. Bian, W. Prince-Agbodjan, B. Raghavan, Effect of different types of fibers on the microstructure and the mechanical behavior of Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concretes, *Compos Part B-Eng*, 86 (2016) 214-220.
- [13] P. Rossi, *Les bétons de fibres métalliques*, Presses de l'Ecole nationale des ponts et chaussées, Paris, 1998.
- [14] N. Banthia, A. Bhargava, Permeability of stressed concrete and role of fiber reinforcement, *Aci Mater J*, 104 (2007) 70-76.
- [15] J.S. Lawler, D. Zampini, S.P. Shah, Permeability of cracked hybrid fiber-reinforced mortar under load, *Aci Mater J*, 99 (2002) 379-385.
- [16] C. Oesterlee, *Structural response of reinforced UHPFRC and RC composite members*, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, Suisse, 2010.
- [17] S. Delsol, J.-P. Charron, Numerical modeling of uhpfrc mechanical behavior based on fibre orientation, RILEM-fib-AFGC Int. Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, UHPFRC 2013Marseille, France, 2013, pp. 1-11.
- [18] L. Ferrara, N. Ozyurt, M. di Prisco, High mechanical performance of fibre reinforced cementitious composites: the role of "casting-flow induced" fibre orientation, *Mater Struct*, 44 (2011) 109-128.
- [19] C. Desmettre, J.-P. Charron, Novel water permeability device for reinforced concrete, *Materials and Structures*, 44 (2011) 1713-1723.
- [20] ASTM-C39/C39M-15a, Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens, in: A. International (Ed.), ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.
- [21] RILEM-TC-162-TDF, Final recommendation of RILEM TC 162-TDF: Test and Design methods for steel fibre reinforced concrete, *Materials and Structures*, 36 (2003) 560-567.
- [22] ASTM-A615/A615M-16, Standard Specification for Deformed and Plain Carbon-Steel Bars for Concrete Reinforcement, in: A. International (Ed.), ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016.
- [23] L. Martinie, N. Roussel, Simple tools for fiber orientation prediction in industrial practice, *Cement Concrete Res*, 41 (2011) 993-1000.
- [24] C.-M. Aldea, S.P. Shah, A. Karr, Permeability of cracked concrete, *Mater Struct*, 32 (1999) 370-376.
- [25] A. Kermani, Permeability of stressed concrete, *Building Research & Information*, 19 (1991) 360-366.

- [26] J. Wuest, E. Denarie, E. Bruhwiler, L. Tamarit, M. Kocher, E. Gallucci, Tomography Analysis of Fiber Distribution and Orientation in Ultra High-Performance Fiber-Reinforced Composites with High-Fiber Dosages, *Exp Techniques*, 33 (2009) 50-55.
- [27] B. Mlekusch, Thermoelastic properties of short-fibre-reinforced thermoplastics, *Compos Sci Technol*, 59 (1999) 911-923.
- [28] D.-Y. Yoo, S.-T. Kang, Y.-S. Yoon, Enhancing the flexural performance of ultra-high-performance concrete using long steel fibers, *Composite Structures*, 147 (2016) 220-230.
- [29] L. Ferrara, A. Caverzan, M. Muhaxheri, M. Di Prisco, Identification of tensile behaviour of SFR-SCC : direct vs indirect tests, BEFIB2012 Department of Structural Engineering, Politecnico di Milano 2012.
- [30] J. Doyon-Barbant, J. Charron, Influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BRF, Département des génies civil, géologique et des mines, Ecole Polytechnique de Montréal, 2016.
- [31] L. Ferrara, Tailoring the orientation of fibres in high performance fibre reinforced cementitious composites: Part 1 - experimental evidence, monitoring and prediction, *International Journal of Materials and Structural Integrity*, 9 (2015) 72-91.
- [32] N. Buratti, C. Mazzotti, M. Savoia, Post-cracking behaviour of steel and macro-synthetic fibre-reinforced concretes, *Construction & Building Materials*, 25 (2011) 2713-2722.
- [33] M.N. Soutsos, T.T. Le, A.P. Lampropoulos, Flexural performance of fibre reinforced concrete made with steel and synthetic fibres, *Constr Build Mater*, 36 (2012) 704-710.
- [34] J.P. Charron, C. Desmettre, C. Androuët, Utilisation de béton renforcé de fibres (BRF) pour les glissières en béton pour chantier (GBC), Polytechnique Montréal, 2016.

## **CHAPITRE 5 ANALYSES COMPLÉMENTAIRES ET DISCUSSION GÉNÉRALE**

Ce chapitre a pour objectif de présenter une analyse complémentaire à celle présentée dans l'article du chapitre 4, ainsi qu'une discussion autour des thèmes principaux de ce projet de recherche.

La première partie du chapitre consiste à reprendre les critères de conception en service pour les bétons renforcés de fibres proposés par (Hubert, 2014) et à les adapter aux résultats d'essais de ce projet pour évaluer l'influence de l'orientation des fibres sur ces critères. La seconde partie du chapitre discute des résultats de ce projet, de leur pertinence et leur applicabilité.

Le mémoire contient 2 annexes. L'annexe A présente les calculs effectués pour déterminer la contrainte initiale dans la barre d'armature due au retrait. L'annexe B présente les résultats de l'ensemble des essais de traction directe, tandis que l'article du chapitre précédent présente uniquement les courbes moyennes.

### **5.1 Proposition de critères de conception en service**

#### **5.1.1 Travaux antérieurs**

Les normes Nord-Américaines ne contiennent aucun critère de conception à l'ultime et en service adapté pour les BFHP. Certaines normes européennes (Italie, Model Code) fournissent des critères de conception à l'ultime adaptés pour le BFHP, cependant les critères en conditions de service demeurent les mêmes que pour le béton armé. Les ingénieurs utilisent donc les critères existants du béton armé pour les structures en BFHP de manière à assurer une durabilité suffisante (contraintes maximales dans les barres d'armatures et/ou des ouvertures de fissures maximales).

Hubert (2014) a démontré la réduction de la perméabilité en fonction de l'augmentation du dosage en fibres (de 0,75% à 1,50%) et du pourcentage d'armatures (de 1,23% à 2,46%) dans le BFHP armé. Sur la base de ses résultats, il a proposé des critères de conception en service en termes de contraintes maximales dans les armatures afin de garantir une perméabilité inférieure ou égale au béton armé traditionnel. La méthodologie de sa démarche consiste à définir, sur la base des codes de construction actuels, des contraintes admissibles dans les armatures spécifiques au béton armé conventionnel pour différents niveaux d'exposition aux intempéries. Ensuite, chaque contrainte identifiée pour le béton armé sera liée à un niveau de durabilité via sa perméabilité à l'eau. Ce lien

est rendu possible grâce aux essais de perméabilité réalisés par Hubert (2014) sur le BHP armé également. En effet, le dispositif de perméabilité utilisé dans le projet de Hubert (dispositif identique utilisé dans ce projet) permet d'établir des corrélations directes entre la mesure de perméabilité, le niveau de contrainte dans la barre d'armature ainsi que les ouvertures de fissures. La perméabilité pouvant être considérée comme un index de durabilité lorsque le béton est à l'état fissuré, une perméabilité à l'eau égale donnera une durabilité équivalente des structures. Ainsi, par le raisonnement inverse, à durabilité ou perméabilité à l'eau équivalente, il est possible de déterminer le niveau de contraintes dans les barres d'armatures du BFHP pour obtenir une perméabilité équivalente ou inférieure à du béton armé.

### 5.1.2 Méthodologie appliquée à ce projet de recherche

Dans ses travaux, Hubert a choisi les niveaux de contraintes admissibles dans le béton armé pour 3 niveaux d'exposition généralement considérés par les principaux codes de construction. Le **Tableau 5-1** résume les contraintes maximales admissibles de traction de la barre d'armature pour les 3 catégories d'exposition selon les normes et sa proposition. Si un code fait varier les contraintes admissibles en fonction de sa géométrie, de son détail d'armature et de sa sollicitation, les données présentées dans le **Tableau 5-1** ont été adaptées en fonction du tirant étudié dans ce projet.

**Tableau 5-1 : Contraintes admissibles selon les principales normes (Hubert, 2014)**

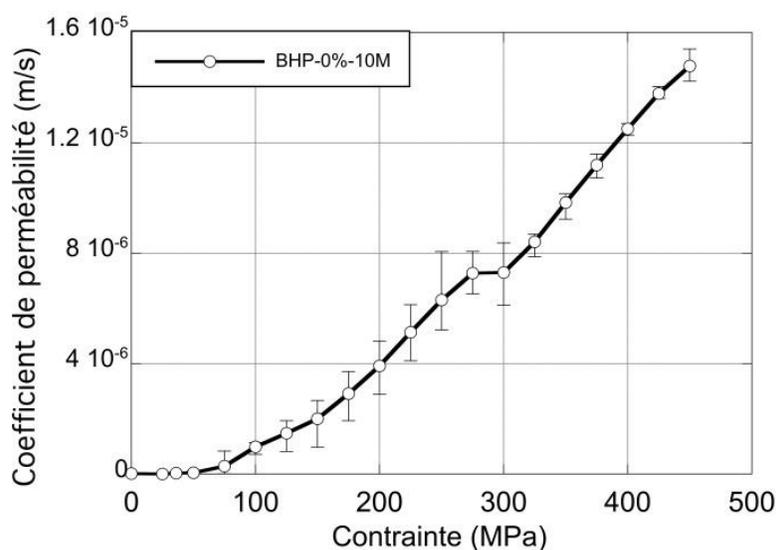
Origine	Norme	Contrainte maximale de traction dans la barre d'armature (MPa)		
		Fissuration très préjudiciable	Fissuration préjudiciable	Fissuration peu préjudiciable
Europe	Eurocode	-	300	340
Europe (France)	Eurocode avec modifications de l'annexe nationale	155*	215*	280*
Canada	CSA A23.3-04	-	300*	360*
Canada	CSA S6-06	-	260*	340*
États-Unis	ACI 318-95	-	240	-
Brésil	ABNT NBR 6118-03	220*	270*	315*
Suisse	SIA 262	-	300*	-
	Proposition	150	250	350

†L'Eurocode précise que l'ouverture de fissure limite peut être fournie par l'Annexe Nationale d'un pays donné.

\*Valeurs calculées selon les dimensions et chargement (traction directe) des <sup>222</sup>s en béton ordinaire du présent projet de recherche.

Bien que les normes canadiennes actuelles (CSA A23.3-04 et CSA S6-06) identifient deux niveaux d'exposition pour les structures en béton armé, Hubert a spécifié 3 niveaux d'exposition comme l'a fait la France et le Brésil, considérant que le contexte hivernal canadien rendait légitime une troisième classe pour les structures très exposées. Hubert fixe donc à 150, 250 et 350 MPa les contraintes maximales de traction dans la barre d'armature correspondant aux classes d'exposition : très préjudiciable (par exemple exposée aux chlorures et au gel/dégel), préjudiciable (exposée au gel/dégel sans chlorures) ou peu préjudiciable (exposition intérieure).

La continuité de sa démarche a été d'identifier le niveau de perméabilité du BHP correspondant à ces 3 niveaux de contraintes dans les barres d'armatures. Dans cette démarche les mesures de perméabilité faite sur BHP ont été utilisées comme indices de durabilité de référence. La **Figure 5-1** représente l'évolution du coefficient de perméabilité du BHP en fonction de la contrainte dans la barre d'armature. Cette courbe est la moyenne de 4 spécimens et les crochets sont les intervalles min/max de cette condition d'essai. Les coefficients de perméabilité tirés de cette figure sont ceux mesurés à 150, 250 et 350 MPa correspondant aux 3 niveaux d'exposition identifiés au **Tableau 5-2**.



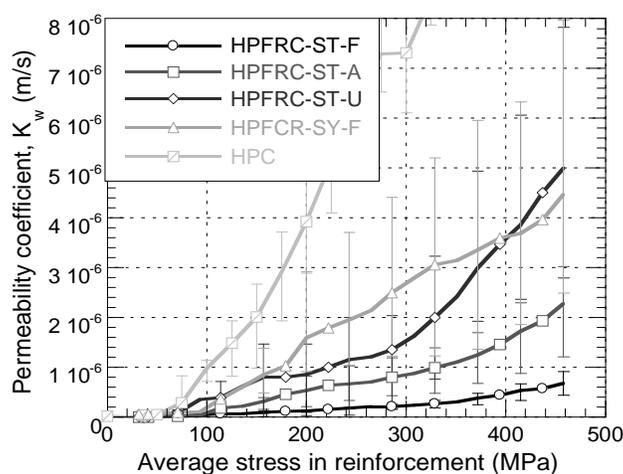
**Figure 5-1 : Perméabilité du BHP en fonction de la contrainte dans l'armature**

**Tableau 5-2 : Perméabilité selon le niveau d'exposition du BHP**

Matériau	Fissuration très préjudiciable	Fissuration préjudiciable	Fissuration peu préjudiciable
	150 MPa	250 MPa	350 MPa
BHP-0%-10M	2.01x10 <sup>-6</sup> m/s	6.31x10 <sup>-6</sup> m/s	9.84x10 <sup>-6</sup> m/s

La **Figure 5-2** présente l'évolution du coefficient de perméabilité en fonction de la contrainte dans les barres d'armatures pour les différentes conditions d'essais testées dans ce projet (fibres d'acier avec 3 orientations de fibres et fibres synthétiques). Les résultats de la condition BHP proviennent de travaux antérieurs d'Hubert utilisant la même méthodologie.

Le **Tableau 5-3** présente la perméabilité des différents bétons testés dans ce projet en fonction du niveau d'exposition de la structure, comme défini pour le BHP conventionnel (soit à 150, 250 et 350 MPa). Les réductions affichées sont calculées par rapport au BHP conventionnel.



**Figure 5-2 : Perméabilité en fonction de la contrainte, avec valeurs minimales et maximales des bétons fibrés**

**Tableau 5-3 : Perméabilité selon le niveau d'exposition des bétons**

Matériau	Fissuration très préjudiciable 150 MPa		Fissuration préjudiciable 250 MPa		Fissuration peu préjudiciable 350 MPa	
	K <sub>w</sub> (m/s)	Réduction vs HPC	K <sub>w</sub> (m/s)	Réduction vs HPC	K <sub>w</sub> (m/s)	Réduction vs HPC
HPC	2,01 x10 <sup>-6</sup>	N/A	6,31 x10 <sup>-6</sup>	N/A	9,84 x10 <sup>-6</sup>	N/A
HPFRC-SY-F	3,58 x10 <sup>-7</sup>	82%	1,30 x10 <sup>-6</sup>	79%	2,46 x10 <sup>-6</sup>	75%
HPFRC-ST-U	7,39 x10 <sup>-7</sup>	63%	1,17 x10 <sup>-6</sup>	82%	2,40 x10 <sup>-6</sup>	76%
HPFRC-ST-A	2,80 x10 <sup>-7</sup>	86%	6,77 x10 <sup>-7</sup>	89%	1,09 x10 <sup>-6</sup>	89%
HPFRC-ST-F	8,31 x10 <sup>-8</sup>	96%	1,85 x10 <sup>-7</sup>	97%	3,05 x10 <sup>-7</sup>	97%

Ces résultats expérimentaux démontrent que la perméabilité à l'eau en service des BFHP est dans tous les cas, nettement inférieure à celle d'un BHP, donc une durabilité nettement supérieure est attendue en condition fissurée. Cela s'explique par le meilleur contrôle des ouvertures des fissures limitant ainsi les infiltrations d'eau et d'agents agressifs à l'intérieur de ces bétons. On remarque aussi que l'orientation des fibres a une importance non négligeable sur la perméabilité de ces BFHP, mais que même avec la pire orientation, le BFHP reste moins perméable qu'un BHP. Concernant la perméabilité des BFHP à base de fibres synthétiques (avec orientation favorable), elle semble équivalente à celle du BFHP à fibres d'acier avec orientation moyenne pour des niveaux de contrainte dans les barres d'armatures peu élevés. Cependant, la perméabilité des BFHP avec fibres synthétiques augmente par rapport aux BFHP avec fibres d'acier au fur et à mesure de l'augmentation des contraintes dans les barres d'armatures.

Ces résultats démontrent qu'il n'est pas très équitable et pertinent d'appliquer aux BFHP les critères de conception en service du BHP. En effet, ils ne permettraient pas d'exploiter leur plein potentiel. Les structures en BFHP peuvent être soumises à de plus fortes sollicitations ou la quantité d'armature peut être réduite significativement. Dans les 2 cas, ceci conduira à des contraintes plus élevées dans les armatures tout en offrant un niveau de durabilité équivalent ou supérieur à un béton conventionnel.

La suite de la démarche développée par Hubert est de proposer des contraintes admissibles plus réalistes pour les BFHP en se basant sur les résultats de perméabilité et en tenant compte de la variabilité des résultats. La démarche consiste à trouver les niveaux de contraintes dans les barres

d'armature des BFHP associés à la perméabilité à l'eau relevée avec le BHP pour les 3 niveaux d'exposition au **Tableau 5-2**.

Le **Tableau 5-4** présente la contrainte dans les barres d'armatures du BFHP en fonction du type et de l'orientation des fibres pour une même durabilité que le BHP et pour les 3 conditions d'exposition en fonction. Les valeurs minimales, moyennes et maximales de contraintes mesurées dans les essais sont précisées afin d'en tenir compte dans la variabilité de ces résultats dans l'analyse qui suivra. Ce tableau servira à l'identification des contraintes dans les barres d'armatures pour chaque niveau d'exposition.

**Tableau 5-4 : Contrainte dans les barres d'armature du BFHP en fonction du type et de l'orientation des fibres pour une même durabilité que BHP**

Matériau	Fissuration très préjudiciable ( $K_w = 2.01 \times 10^{-6}$ m/s)			Fissuration préjudiciable ( $K_w = 6.31 \times 10^{-6}$ m/s)			Fissuration peu préjudiciable ( $K_w = 9.84 \times 10^{-6}$ m/s)		
	$\sigma_{moy}$ (MPa)	$\Delta\sigma -$	$\Delta\sigma +$	$\sigma_{moy}$ (MPa)	$\Delta\sigma -$	$\Delta\sigma +$	$\sigma_{moy}$ (MPa)	$\Delta\sigma -$	$\Delta\sigma +$
HPC	150	-22	27	250	-23	21	350	-5	10
HPFRC-SY-F	301	-109	165	> 450*	-	-	> 450*	-	-
HPFRC-ST-U	329	-55	49	> 450*	-	-	> 450*	-	-
HPFRC-ST-A	442	-48	94	> 450*	-	-	> 450*	-	-
HPFRC-ST-F	> 450*	-	-	> 450*	-	-	> 450*	-	-

\*Perméabilité du BHP non atteinte à la plastification de l'armature dans ce béton fibré.

Le **Tableau 5-4** montre une très forte augmentation des contraintes admissibles dans les armatures des BFHP avec orientations de fibres diverses à un niveau de durabilité équivalent. Les conditions acceptant une contrainte supérieure à 450 MPa dans la barre d'armature indiquent que les niveaux de durabilité équivalents au BHP sont atteints après la plastification des aciers d'armature dans le BFHP. Il est aussi à noter que la variabilité dans les valeurs de contraintes augmente avec l'utilisation de fibres synthétiques et la dégradation de l'orientation des fibres.

### 5.1.3 Critères de conception

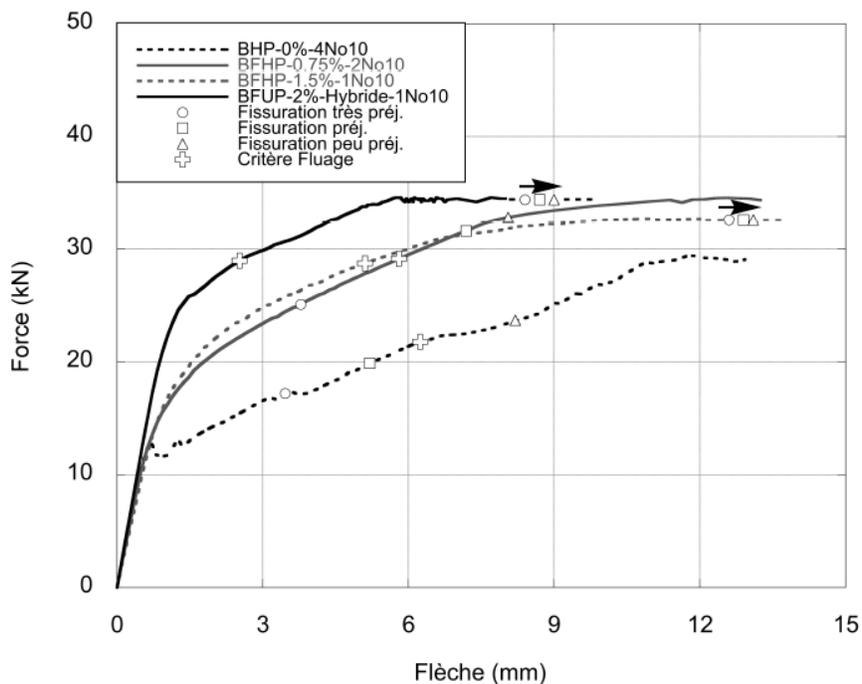
Le tableau d'équivalence de contraintes dans les barres d'armatures (**Tableau 5-4**) permet ensuite de proposer les contraintes admissibles dans la barre d'armature du BFHP pour une durabilité équivalente au BHP (**Tableau 5-5**). Ces contraintes admissibles dans la barre d'armature du BFHP selon le niveau d'exposition correspondent à un niveau de durabilité supérieur à celui d'un BHP. En effet, à durabilité fixe, un niveau de contrainte moyen correspondant au BFHP est identifié. Ce niveau de contrainte moyen est ensuite réduit de la variabilité maximale mesurée dans le BFHP. Enfin, le niveau de contrainte proposé est arrondi au multiple de 25 inférieur. Par exemple, pour une condition d'exposition où la fissuration est très préjudiciable, la contrainte moyenne équivalente pour le BFHP avec fibre synthétique (HPFRC-SY-F) est de 301 MPa, à laquelle sa variabilité maximale (109 MPa) a été soustraite. La valeur de 192 MPa obtenue a été arrondie au multiple de 25 inférieur et a donné 175 MPa. Ce même principe a été appliqué à toutes les conditions. Il est donc attendu que ces contraintes admissibles pour les BFHP vont offrir un niveau de durabilité supérieur en condition fissurée. En effet, ces contraintes admissibles sont obtenues en utilisant le plus mauvais résultat de perméabilité des BFHP, alors qu'il a été fait avec la perméabilité moyenne du BHP.

**Tableau 5-5 : Proposition de contraintes admissibles dans la barre d'armature 10 M à durabilité fixe**

Matériau	Fissuration très préjudiciable	Fissuration préjudiciable	Fissuration peu préjudiciable
HPC	150 MPa	250 MPa	350 MPa
HPFRC-SY-F	175 MPa	> 450 MPa	> 450 MPa
HPFRC-ST-U	275 MPa	> 450 MPa	> 450 MPa
HPFRC-ST-A	375 MPa	> 450 MPa	> 450 MPa
HPFRC-ST-F	> 450 MPa	> 450 MPa	> 450 MPa

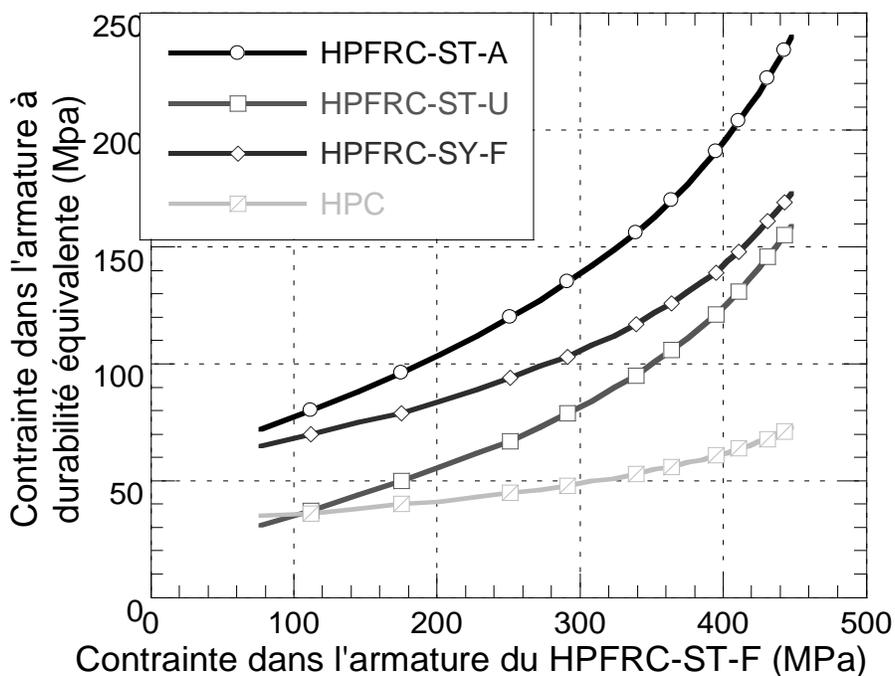
Comme dans les travaux de Hubert (2014), l'identification de contraintes admissibles dans ce projet n'a pas pu être effectuée pour les conditions où la barre d'armature a plastifié avant d'atteindre un

niveau de perméabilité équivalent au BHP. L'utilisation de barres d'armatures à haute résistance pourrait rendre possible l'identification de ces contraintes admissibles, à condition que le niveau de perméabilité correspondant au BHP soit atteint avant la plastification de la barre d'armature à haute résistance. Il est cependant très clair qu'il n'est pas envisageable d'atteindre un niveau de contrainte près de la plastification des armatures en conditions de service. Hubert (2014) a déjà démontré dans son mémoire que l'application des critères de conception en service basée sur la perméabilité à l'eau, lorsque appliqué à une dalle de pont type était dans bien des cas moins restrictifs que le critère lié au fluage. La **Figure 5-3** représente les comportements mécaniques de dalles composées de différents types de béton (BHP, BFHP 0.75%, BFHP 1.5%, BFUP 2%) de capacité équivalente ( $F_{\text{ultime}} \approx 32.4 \text{ kN}$ ). Sur cette figure sont également illustrés les critères de conception en service basés sur la perméabilité à l'eau sous forme de curseurs associés aux conditions d'exposition de fissuration très préjudiciable (150 MPa), préjudiciable (250 MPa) et peu préjudiciable (350 MPa). Enfin, un curseur illustre aussi la contrainte du béton à la fibre comprimée atteignant  $0.5 f_c$  (valeur moyenne utilisée dans les codes de construction, Section 2.5) afin de limiter le fluage de la dalle sous chargement. Avec cette figure, Hubert (2014) a démontré que d'autres critères de conception en service tenant compte par exemple d'une contrainte max en compression pour limiter le fluage du béton deviennent parfois plus restrictifs que les critères basés sur la perméabilité à l'eau. Ceci est particulièrement vrai pour les conditions d'exposition peu ou pas préjudiciable dans une structure en BFHP.



**Figure 5-3 : Courbes force-flèche de dalles de ponts avec critères adaptés aux BRP et critère de fluage (Hubert 2014)**

L'analyse précédente avait pour base de comparaison le BHP. Il est également possible d'analyser les résultats avec pour base de comparaison le BFHP avec fibres bien orientées. La **Figure 5-4** permet d'évaluer la contrainte admissible des différentes conditions étudiées correspondant à une durabilité équivalente à celle de la condition HPFRC-ST-F. Cette courbe est intéressante, car elle représente l'influence de l'orientation et du type de fibre des différentes conditions par rapport à la condition de référence HPFRC-ST-F.



**Figure 5-4 : Contrainte dans l'armature équivalente des diverses conditions à durabilité équivalente par rapport à la condition HPFRC-ST-F**

Plusieurs observations peuvent être dégagées de cette figure :

- Le point de départ des courbes des conditions HPC et HPFRC-ST-U est très proche. Cela signifie que la durabilité de ces deux conditions est similaire pour de très faibles niveaux de contraintes (<100 MPa). Ceci est compréhensible car à moins de 100 MPa dans l'armature, aucune fissure localisée n'existe.
- Les courbes des conditions HPFRC-ST ont une tendance très similaire (pente et courbure). Cela s'explique par le fait que malgré des orientations de fibres différentes, les spécimens contenant des fibres d'acier présentent une rigidité très semblable en condition fissurée. L'inclinaison de la courbe pourrait donc être liée avec le type de renforcement (fibres + armature)
- Les courbes des conditions HPFRC-SY-F et HPC confirment ces propos. On constate que l'inclinaison des courbes diminue par rapport aux conditions HPFRC-ST (pente

plus faible et courbure plus grande) avec la réduction de la rigidité en condition fissurée fournit par les fibres synthétiques ou sans aucune fibre.

- La condition HPC possède la limite inférieure de contrainte admissible à durabilité équivalente. Ceci est logique avec l'observation du chapitre 4, démontrant que la perméabilité à l'eau du BHP est toujours nettement supérieure à celle des BFHP, peu importe leur orientation de fibres. Il est donc logique de retrouver des contraintes plus faibles dans le BHP.
- Enfin, cette figure donne une idée de la variation des contraintes admissibles en fonction du type et de l'orientation des fibres.

Il est nécessaire de préciser que le **Tableau 5-5** est valide uniquement pour une barre d'armature 10M. Il est attendu que l'utilisation de barres d'armature de plus gros diamètre réduira la part des efforts mécaniques reprise par les fibres par rapport à celle reprise par la barre d'armature. Ainsi le gain de durabilité des BFHP par rapport au BHP sera plus minime.

## 5.2 Orientation des fibres

### 5.2.1 Résultats obtenus

De manière à répondre à l'objectif de ce projet, un enjeu important est d'avoir une gamme d'orientation de fibres la plus large possible, mais qui reste représentative de ce que l'on peut retrouver dans les structures. Ainsi, 3 orientations différentes de fibres ont été choisies :

- Favorable (théorique à  $0^\circ$ ) : Cette orientation correspond à l'orientation optimale que l'on pourrait trouver dans un élément de structure élancée, coulé de manière favorable. En pratique, cette orientation de fibres représente ce que l'on pourra trouver de mieux dans une structure.
- Moyenne (théorique à  $45^\circ$ ) : Cette orientation moyenne correspond à l'orientation que l'on pourrait trouver dans un élément de structure lorsque la coulée du béton n'a pas été effectuée par écoulement d'un bout à l'autre du coffrage et dans lequel une orientation 3D des fibres est attendue. Des essais préliminaires ont montré que cette

orientation correspond à l'orientation obtenue lors de la mise en place par vibration d'un béton avec une maniabilité courante.

- Défavorable (théorique à  $90^\circ$ ) : Cette orientation correspond à la plus mauvaise orientation des fibres obtenue en laboratoire en reproduisant les conditions d'une structure (écoulement du béton perpendiculairement aux armatures). En pratique, il serait difficile de retrouver cette orientation, sauf de manière très locale. En effet, des mesures simples de contrôle d'écoulement du béton lors de sa mise en place peuvent être prises, pour éviter d'obtenir une orientation défavorable par rapport aux efforts de traction. Cette observation est cependant moins véridique pour des éléments à produire de forme complexe ou des éléments subissant des sollicitations multidirectionnelles.

Le **Tableau 5-6** regroupe les orientations des fibres souhaitées et obtenues pour les différentes conditions.

Le premier constat, qui était anticipé en début de projet est qu'il est impossible d'obtenir une orientation des fibres à  $0^\circ$  ou à  $90^\circ$ . En effet, bien que les fibres aient tendance à s'orienter parallèlement au flux d'écoulement du béton, les barres d'armatures, les parois, les granulats, la géométrie du coffrage et la géométrie des fibres sont autant de facteurs qui viennent perturber leur orientation. De plus, il faut noter que les mesures d'orientation des fibres ont été faites le plus près possible de 3 fissures principales qui se sont développées dans un tirant de chaque condition d'essais. Ceci afin d'obtenir la meilleure corrélation entre la perméabilité et l'orientation des fibres qui contrôle le développement des fissures. En ce sens, la mesure de l'orientation près des fissures est pertinente. Cependant, ces mesures d'orientation de fibres donnent très certainement un angle un peu supérieur à celui présent ailleurs dans les tirants, car les fissures apparaissent au niveau des zones de faiblesse, là où l'orientation des fibres est plus défavorable et/ou la densité des fibres est plus faible.

Comme il y a 0,75% de fibres introduites dans le volume du béton, lors d'une mesure il devrait y avoir 0,75% de la surface analysée occupée par des fibres. Lorsque des coupes ont été effectuées de manière aléatoire sur les tirants, le pourcentage moyen de surface occupée par des fibres sur la section analysée a été de 0,75% avec des valeurs variant de 0,65% à 0,81%. Lorsque les coupes ont été faites au plus près des fissures principales, le pourcentage moyen de surface occupé par des

fibres sur la section analysée a été de 0,68% avec des valeurs variant de 0,54% à 0,81%. Cette différence est due au fait que les fissures apparaissent aux zones de faiblesse où l'orientation des fibres est plus défavorable et/ou la densité des fibres est plus faible.

**Tableau 5-6 : Orientations des fibres souhaitées et réelles pour les différentes conditions**

Condition testée	Orientationsouhaitée	Orientationsmoyenneobtenueangle ( $\theta$ )	Densité de fibre (nb de fibres / cm <sup>2</sup> )	Aire des fibres dans la section (%)	Coefficient d'orientation moyenne obtenue ( $\alpha = \cos\theta$ )	Écart-type
HPFRC-ST-F	Favorable	38.8°	2.3	0.66	0.779	13.5°
HPFRC-ST-A	Moyenne	42.3°	1.9	0.70	0.739	14.7°
HPFRC-ST-U	Défavorable	54.2°	1.4	0.68	0.585	16.5°

La plage de variation d'angle d'orientation (entre 38,8° et 54,2°) peut sembler faible. Or les résultats corroborent les observations d'autres recherches (Delsol, 2012; Ferrara et al., 2012; Doyon-Barbant and Charron, 2016; Yoo et al., 2016). Dans ces recherches, l'orientation favorable atteint parfois 35° alors qu'ici 38,8° a été obtenu. Cela s'explique facilement par le fait que des barres d'armature étaient présentes dans les tirants et ont perturbé le flux d'écoulement du béton. L'écart d'angle moyen entre les diverses conditions peuvent sembler faibles et non significatifs. Or ce n'est pas le cas. Il apparaît de manière évidente dans le **Tableau 5-7** qu'une variation de seulement 9% de l'angle moyen d'orientation des fibres engendre d'énormes différences de résistances mécaniques et de perméabilité à l'eau des différents bétons. Les différences de résistances en traction sont moins fortes pour les tirants que pour les carottes entaillées de caractérisation, car ces dernières ne possèdent pas d'armature. Sachant que la majorité des efforts de traction sont repris par la barre d'armature dans les tirants. La participation des fibres dans la reprise des efforts mécaniques totale est plus limitée. En conséquence, la variation d'angle

d'orientation des fibres dans le tirant entraîne des différences relativement faibles en comparaison à celles observées dans le béton non armé des cylindres de caractérisation.

**Tableau 5-7 : Différences d'orientation des fibres, force et perméabilité des différentes conditions en comparaison des spécimens avec fibres d'acier coulées avec une orientation favorable (HPFRC-ST-F)**

Béton testé	$\theta_{moy}$ (°)	$f_t$ (MPa)	$F_{1ère\ fissure}$ (kN)	$F_{ult}$ (kN)	$K_w$ moy (m/s)	$K_w$ moy (m/s)
		Cylindre	Tirant	Tirant	Force fixe	Contrainte fixe
HPFRC-ST-F	-	-	-	-	-	-
HPFRC-ST-A	+9%	-7%	-2%	-3%	+540%	+250%
HPFRC-ST-U	+29%	-33%	-18%	-17%	+1990%	+600%
HPFRC-SY-F	N/A	-25%	-1%	-17%	+1750%	+560%

## 5.2.2 Facteurs pouvant modifier la mesure de l'orientation des fibres dans ce projet

La mesure d'orientation des fibres n'a été réalisée que sur les fibres métalliques car la méthode de détection disponible ne s'applique pas aux fibres synthétiques. Par ailleurs les fibres synthétiques peuvent se plier, donc une mesure ponctuelle ne serait pas nécessairement plus valable si la méthode s'appliquait à ces fibres.

Les fibres métalliques possèdent un crochet à chaque extrémité **Figure 5-5**. Chaque crochet possède une partie qui n'est pas dans l'axe du reste de la fibre. Ces parties crochetées sont orientées à 45° par rapport à l'axe longitudinal de la fibre et elles représentent 14% du volume de la fibre. L'impact de ces crochets sur les analyses d'orientation est très complexe à évaluer car elle dépend de l'inclinaison de la fibre par rapport au plan de coupe, mais aussi de l'angle de rotation des crochets par rapport à l'axe longitudinal de la fibre. Globalement il est ressorti que l'impact de la portion inclinée du crochet est le suivant :

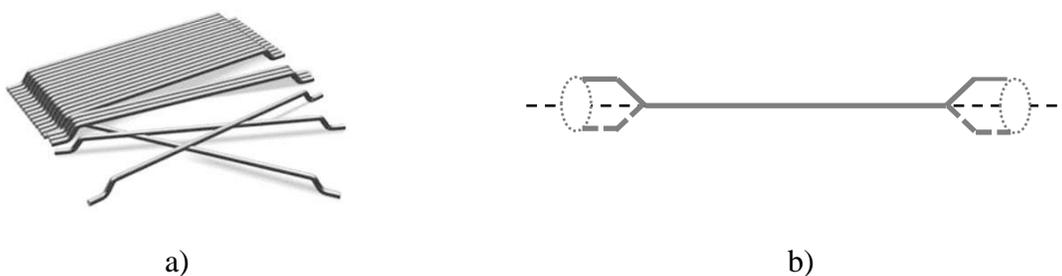
- Pour des fibres ayant des angles d'orientation inférieurs à 45°, autour de 35°-40°, les portions inclinées des crochets ont tendance à donner un angle d'orientation supérieur à celui de la partie droite de la fibre.

- Pour des fibres ayant des angles d'orientation supérieurs à  $45^\circ$ , autour de  $50^\circ$ - $55^\circ$ , les portions inclinées des crochets ont tendance à donner un angle d'orientation inférieur à celui de la partie droite de la fibre.
- Pour des fibres ayant des angles d'orientation intermédiaires, les portions inclinées des crochets ont tendance à donner un angle d'orientation qui peut être inférieur ou supérieure à celui de la partie droite de la fibre.

En conclusion, l'impact des portions inclinées des crochets sur la mesure globale de l'angle d'orientation devrait être limité (effet contradictoire et portions inclinées courtes par rapport à la longueur totale de la fibre).

Il arrive parfois qu'une ou des fibres soient non détectées. Il est donc important de faire une comparaison entre la surface examinée et l'image du programme illustrant toutes les fibres détectées. En cas de problème, un nouveau polissage et une nouvelle numérisation peuvent être effectués.

Il est possible qu'une fibre en coin soit détectée, si la fibre est orientée en biais et que le plan de coupe a lieu à l'une de ses extrémités. Dans ce cas, il est possible que l'aire de l'ellipse restante de la fibre ne corresponde pas à son orientation réelle. Normalement les seuils de détection du programme suppriment l'analyse de cette fibre dans le calcul de l'angle d'orientation. Les seuils de détection permettent de supprimer l'analyse d'une fibre ayant une géométrie d'ellipse ne correspondant à aucune orientation possible de la fibre. Si ce n'est pas le cas, la fibre peut être retirée de l'analyse manuellement.



**Figure 5-5 : Fibre Dramix 65/35 utilisée dans ce projet, a) vue générale b) angle de rotation des crochets par rapport à l'axe long**

### **5.3 Influence de l'orientation et du type de fibres sur la durabilité des BFHP armé**

Dans ses travaux utilisant le même dispositif expérimental, (Desmettre and Charron, 2012) a démontré que l'inclusion de fibres dans le béton améliore le comportement mécanique de tirants représentant des sections tendues d'éléments structuraux (poutres, dalles, etc). Les fibres augmentent la rigidité à l'état fissuré et hausse la capacité portante des tirants. En effet, les fibres ancrées de part et d'autre des fissures assurent un effet de couture de la fissure. Le béton possède ainsi un meilleur contrôle de la fissuration. Ce meilleur contrôle de la fissuration se traduit essentiellement par un plus grand nombre de fissures, d'ouvertures plus petites. La perméabilité varie au cube de l'ouverture de fissure (loi de Poiseuille). En conséquence, les ouvertures des fissures plus petites dans les BFHP réduisent significativement la perméabilité et conduisent à un gain de durabilité très important par rapport à un béton comparable sans fibre. Par la suite Hubert (2014) a démontré que la réduction de perméabilité en condition de service est accentuée lorsque l'on augmente le pourcentage de fibres de 0,75% à 1,50%, mais aussi lorsque l'on augmente le taux d'armatures de 1,23% à 2,46%. Ces travaux ont mis en évidence que l'augmentation du taux d'armatures entraîne une augmentation significative de la capacité portante des tirants (comportement à l'ultime). L'augmentation du taux d'armatures réduit aussi légèrement la perméabilité (comportement en service) pour une même contrainte dans la barre d'armature, en limitant localement les ouvertures de fissures. En revanche, les fibres travaillent de manière plus uniforme dans l'ensemble du tirant car elles renforcent tout le volume. La capacité portante des tirants (ultime) augmente légèrement avec l'ajout de fibres. Cependant leur présence dans tout le volume, procurent un bien meilleur contrôle des ouvertures de fissures donc réduisent très significativement la perméabilité et augmentent donc la durabilité en service. En conclusion, les fibres ont un meilleur apport en condition de service tandis que les armatures contribuent davantage à l'ultime.

Les travaux décrits précédemment utilisaient une orientation favorable des fibres par rapport aux efforts de sollicitation en traction dans les tirants. Ce projet avait donc pour but de rendre compte de l'impact d'orientation de fibres plus défavorables et de fibres moins performantes sur les conclusions obtenues jusqu'alors.

Grâce à la procédure expérimentale mise en place, des tirants en BFHP avec 3 orientations de fibres distinctes, favorables, moyennes et défavorables, correspondant à 39°, 42° et 54° ont été obtenues. Les mesures expérimentales de force, perméabilité, ouvertures de fissures ont montré une bonne répétabilité au sein d'une même condition. Ces résultats ont montré qu'une légère modification de l'orientation des fibres a une influence notable sur la rigidité en service, la résistance ultime en traction des tirants et une très forte influence sur leur perméabilité en service et sur leur patron de fissuration. De manière générale, plus l'orientation des fibres se dégrade et plus le nombre de fissures diminue, car le contrôle de l'ouverture des fissures est moins performant et la perméabilité s'en voit augmentée. Cependant, même dans le cas de l'orientation la plus défavorable, la perméabilité est toujours bien inférieure à celle d'un béton homologue sans fibre. Ceci amène une conclusion très importante. Une introduction de fibres permet en tout temps de réduire la perméabilité en service, peu importe la méthode de mise en place choisie dans la structure. Cette étude démontre également que la perméabilité d'un tirant ne peut s'étudier seulement via l'ouverture maximale de sa principale fissure. Il faut aussi analyser le patron de fissuration global du spécimen avec son nombre total de fissures, le nombre de branches ainsi que leur ouverture de fissure correspondante.

Enfin, la performance des fibres synthétiques a été étudiée en comparaison à celle des fibres métalliques. Ce type de fibres a été mis en place avec une orientation favorable. Les mesures expérimentales de force d'apparition de la première fissure, de force ultime et de rigidité en condition fissurée ont montré une bonne répétabilité au sein de cette condition. Étant donné la plus faible rigidité des fibres synthétiques, le contrôle des ouvertures de fissure des tirants a été moins efficace qu'avec des fibres d'acier. Cela a conduit à une plus grande dispersion des résultats de perméabilité en comparaison des fibres d'acier. En conclusion, pour le type de fibres synthétiques étudié, leur capacité à contrôler les ouvertures de fissures est plus limitée en comparaison des fibres d'acier à orientation similaire.

## **5.4 Recommandations pour la conception**

Ce projet a démontré clairement que l'orientation des fibres a un impact très important sur la perméabilité à l'eau en service et donc sur la durabilité des structures en BFHP. Cependant, même avec l'orientation des fibres la plus défavorable, un BFHP sera plus durable qu'un BHP. Voici quelques réflexions pour aider les ingénieurs à utiliser les BFHP dans leur structure :

- Utiliser les critères de conception des bétons classiques pour les BFHP est très sécuritaire en termes de durabilité et cela, quelle que soit l'orientation des fibres. Certains critères plus adaptés aux bétons avec fibres ont été présentés à la Section 5.1.3.
- La rigidité des fibres a un impact important sur la durabilité des structures. Plus les fibres sont rigides et plus elles auront tendance à limiter les ouvertures de fissures, donc à limiter le transport des agents agressifs par perméabilité. Les fibres métalliques présentent donc un avantage clair par rapport à la majorité des fibres synthétiques à dosage équivalent.
- Dans tous les cas, la mise en place d'une réflexion pour déterminer la meilleure technique de mise en place du béton, de manière à obtenir une orientation proche de celle souhaitée, est nécessaire.
- Augmenter le pourcentage de fibres dans un BFHP est une bonne solution lorsqu'il existe une incertitude importante sur l'orientation des fibres dans un élément critique
- Selon la capacité à définir ou mesurer l'orientation des fibres dans un élément de structure, voici les hypothèses de conception qui peuvent être prises :

### **Éléments de structure en BFHP coulée sur chantier :**

#### **Conditions :**

- Conditions de coulée amenant à une orientation des fibres défavorable, conditions d'opérations peu contrôlées ou éléments construits de grande dimension
- Impossibilité de vérifier l'orientation des fibres à moins d'extraire des spécimens de la structure
- Incertitude sur l'orientation réelle des fibres dans la structure

#### **Choix :**

On se positionne du côté conservateur et l'on considère une orientation défavorable au niveau de la conception.

### **Éléments de structure en BFHP préfabriqués :**

Pour les éléments préfabriqués, de même que pour les éléments coulés en chantier, par défaut, on se positionne du côté conservateur et l'on estime une orientation défavorable. Cependant en cas de grande série et en présence d'éléments critiques, une démarche visant à Estimer/Valider/Vérifier peut-être appliquée :

#### **Conditions :**

- Conditions de coulée amenant à une orientation des fibres favorable, conditions d'opérations contrôlées et éléments construits de faible dimension
- Possibilité de réaliser des essais destructifs ou de prélever des spécimens sur certains éléments
- Plus de certitude sur l'orientation réelle des fibres dans la structure

#### **Choix :**

Si un protocole de vérification/validation de l'orientation des fibres est mis en place, il est possible de considérer une orientation moyenne des fibres. S'il n'y a pas de protocole, on peut considérer une orientation défavorable pour la conception

#### **Exemple de protocole de vérification/validation**

##### 1) Estimer

Déterminer une orientation préliminaire réaliste en fonction des différentes données (élanement, type de fibres, maniabilité, géométrie de coffrage, etc), puis réaliser la conception.

##### 2) Validation

Mettre en place une gamme de fabrication permettant d'obtenir l'orientation de fibres souhaitée qui sera reproductible et réaliser un certain nombre de spécimens pour valider si l'orientation désirée est obtenue. La validation peut être faite à l'échelle de l'élément complet, par carottage ou sciage d'une section. Un essai mécanique peut être réalisé et une mesure directe de l'orientation peut être faite.

Si les résultats sont égaux ou supérieurs aux attentes alors l'industrialisation de ces types de spécimens peut être lancée. Sinon, retour à la phase 1.

### 3) Vérification

Pendant la production, prévoir un programme de vérification applicable sur un élément de manière récurrente pour assurer un contrôle qualité.

## CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

### 6.1 Conclusions

#### 6.1.1 Développement et validation de méthodes d'orientation des fibres dans les BFHP

L'objectif du développement des méthodes d'orientation des fibres était d'obtenir avec le même BFHP des tirants ayant des orientations de fibres très différentes. Les 3 orientations de fibres à obtenir étaient, favorables, moyennes et défavorables, de manière à avoir la représentation de la majorité du spectre des orientations possibles dans un élément structural. Les différentes méthodes et dispositifs de coulées développées ont permis d'obtenir des angles d'orientation moyen sur des tranches de BFHP étudiées de 39° à 54°. L'analyse des résultats de ces différentes orientations de fibres a mené aux conclusions suivantes :

- Lorsque l'angle d'orientation des fibres devient moins favorable (de 39° à 54°) par rapport aux efforts de traction, l'écart type de l'angle augmente (l'orientation devient donc plus dispersée ou présente une plus grande plage de variation) et la densité de fibres traversant une fissure décroît jusqu'à 41%.
- Avec l'orientation des fibres devenant moins favorable (de 39° à 54°), la réduction significative de la densité de fibre pourrait laisser croire que le renforcement de fibre diminue avec une orientation moins favorable. Il n'en est rien. Malgré une densité de fibre réduite, l'aire plus grande des ellipses des fibres observées sur les sections faites perpendiculairement aux efforts de traction démontre qu'une aire totale de fibre de 0,75% de la section analysée est obtenue, correspondant au dosage en fibres.

#### 6.1.2 Étude de l'influence de l'orientation des fibres sur la perméabilité à l'eau

L'objectif de cette étude était de mesurer l'influence de l'orientation des fibres sur la durabilité grâce à la mesure de la perméabilité comme indicateur de la durabilité en condition de service. Grâce au dispositif de perméabilité développé à Polytechnique Montréal, les résultats des essais ont permis de lier l'orientation moyenne des fibres, la perméabilité, le patron de fissuration, les

ouvertures de fissures et la contrainte dans l'armature des tirants. L'analyse des résultats du programme expérimental a amené les conclusions suivantes :

- Quand l'orientation des fibres devient moins favorable (de  $39^\circ$  à  $54^\circ$ ), la résistance en traction des spécimens de caractérisation ( $f_t$ ) est réduite jusqu'à 33%, alors que la force d'apparition de la première fissure ( $F_{1st\ crack}$ ) et la force ultime ( $F_{ult}$ ) des tirants décroissent respectivement de 18% et 17%. La moins grande réduction de la capacité des tirants est reliée à la présence de l'armature, absente dans les spécimens de caractérisation, dont la contribution à la reprise des efforts est significative.
- Avec l'orientation des fibres devenant moins favorable (de  $39^\circ$  à  $54^\circ$ ), le coefficient de perméabilité ( $K_w$ ) augmente de 1990% à force équivalente et de 600% à contrainte équivalente dans les barres d'armature des tirants dans les conditions fissurées de service attendues dans une structure (contrainte dans l'armature variant entre 100 MPa et 350 MPa).
- Sur la base des observations précédentes, l'orientation des fibres a clairement plus d'impact sur le coefficient de perméabilité et donc sur la durabilité des BFHP que sur leur comportement mécanique. Ce projet de recherche est le premier à démontrer l'impact majeur de l'orientation des fibres sur le potentiel de durabilité des BFHP.
- L'ouverture maximale des fissures ne contrôle pas à elle seule la perméabilité à l'eau. La considération des fissures secondaires et du nombre total de fissures est nécessaire pour comprendre la perméabilité des BFHP avec différentes orientations de fibres.
- Malgré l'impact significatif de l'orientation des fibres sur la perméabilité à l'eau, la condition HPFRC-ST avec la pire orientation est significativement moins perméable que la condition HPC. Ceci démontre que, peu importe la technique de mise en place du BFHP, celui-ci fournira toujours une durabilité supérieure à celle d'un béton sans fibre en condition fissurée.

Ainsi, cette étude a permis de quantifier l'impact de l'orientation des fibres sur la perméabilité à l'eau des BFHP. Elle a permis de démontrer le rôle d'une orientation des fibres favorable sur la réduction de la perméabilité à l'eau et donc d'un bien meilleur potentiel de durabilité. La réduction de perméabilité à l'eau grâce à une orientation favorable des fibres est directement liée à un patron de fissuration présentant plus de fissures ayant des ouvertures plus fines.

### 6.1.3 Étude de l'utilisation de fibres synthétiques en comparaison aux fibres métalliques sur la perméabilité à l'eau

Un objectif de ce projet était de mesurer le potentiel de durabilité, grâce à la mesure de la perméabilité comme indicateur de la durabilité en condition de service, de l'utilisation de fibres synthétiques par rapport à la référence que sont les fibres métalliques. Les conclusions suivantes ont été dressées pour les fibres synthétiques étudiées, ce constat pouvant varier selon la fibre étudiée :

- Les fibres synthétiques sont moins efficaces pour contrôler les ouvertures de fissures à l'échelle du matériau comme à l'échelle de la structure en comparaison des fibres métalliques. Pour un même dosage en fibres, le module élastique réduit des fibres synthétiques conduit à un renforcement moins performant, avec des ouvertures de fissures plus grandes et des résistances plus faibles (spécimens de caractérisation et tirants).
- La résistance en traction des spécimens de caractérisation ( $f_t$ ) est réduite de 25%, alors que la force d'apparition de la première fissure ( $F_{1ère\ fissure}$ ) et la force ultime ( $F_{ult}$ ) des tirants décroissent respectivement de 1% et 17% en comparaison de la condition fibres métalliques avec orientation favorable. La moins grande réduction de la capacité des tirants est liée à la présence de l'armature, absente dans les spécimens de caractérisation, dont la contribution à la reprise des efforts est significative.
- Le coefficient de perméabilité ( $K_w$ ) augmente de 1750% à force équivalente et de 560% en comparaison de la condition fibres métalliques avec orientation favorable, à contrainte équivalente dans les barres d'armature des tirants dans les conditions fissurées de service attendues dans une structure (contrainte dans l'armature variant entre 100 MPa et 350 MPa).
- Malgré les observations précédentes, la perméabilité à l'eau et la capacité mécanique en traction des BFHP composés de fibres synthétiques ayant une orientation favorable sont respectivement bien inférieure et supérieure à celles d'un BHP.

Cependant des mesures complémentaires portant sur l'influence de l'orientation des fibres synthétiques sur la perméabilité à l'eau seraient pertinentes.

#### **6.1.4 Proposer des critères de conception en service adaptés au BFHP et tenant compte de l'influence de l'orientation**

La méthodologie développée par Hubert (Hubert, 2014) qui utilisaient le même dispositif expérimental, a permis de proposer des critères de conception en service adaptés au BFHP. Ces critères sont issus de la corrélation entre le coefficient de perméabilité et le niveau de contrainte dans la barre d'armature. Les contraintes admissibles données offrent toutes un niveau de durabilité au moins supérieur à celui du BHP. Ceci étant dû à la règle d'arrondi inférieure et la marge de sécurité utilisée de manière à prendre en compte la variabilité des mesures expérimentales. Les contraintes admissibles dans les barres d'armatures ont été données en fonction de 3 niveaux d'expositions environnementales différents, soit de la condition très exposée où la fissuration est très préjudiciable à la condition peu exposée où la fissuration est peu préjudiciable. Pour les niveaux d'expositions les plus sévères, la contrainte admissible dans les armatures est supérieure dans les BFHP, peu importe l'orientation des fibres, en comparaison des BHP. Cette hausse de la contrainte admissible dans les armatures s'applique aussi aux 2 autres niveaux d'exposition moins sévères, elle pourrait même atteindre la limite de plastification ( $f_y = 450$  MPa) en service en terme de perméabilité. Il est cependant très clair qu'il n'est pas envisageable d'atteindre un niveau de contrainte près de la plastification des armatures en conditions de service. Dans ce cas les autres critères de conception en service tenant compte par exemple d'une contrainte maximale en compression pour limiter le fluage du béton seront plus restrictifs.

Par ailleurs, il est important d'avoir à l'esprit que plusieurs facteurs pourraient réduire ces contraintes admissibles, telles qu'une barre d'armature de plus gros diamètre (réduisant proportionnellement la contribution des fibres), un plus faible enrobage, une matrice de béton moins performante... L'application des résultats est donc très spécifique à certaines conditions, des travaux additionnels doivent être réalisés pour élargir les tendances obtenues à un champ d'application plus large.

## 6.2 Recommandations

### 6.2.1 Programme d'essai complémentaire

Hubert (2014) a étudié l'effet du pourcentage de fibres de 0,75% à 1,50% et du taux d'armature de 1,23% à 2,46% sur la perméabilité à l'eau en condition de service, principalement sur une seule matrice de béton ( $f'_c$ ). Ce projet a mis en évidence l'effet de l'orientation des fibres et du type de fibres sur la perméabilité à l'eau en condition de service, mais à nouveau sur une seule matrice et avec un pourcentage de fibres de 0,75%. La résistance à la compression ( $f'_c$ ) de la matrice n'a que peu d'effet sur la perméabilité à l'eau en condition fissurée car la perméabilité est principalement contrôlée par les ouvertures de fissures. En revanche, la résistance à la compression de la matrice peut modifier l'ancrage des fibres et donc le contrôle des ouvertures de fissures. En termes de composition du béton, il paraît intéressant d'étudier 1 ou 2 autres  $f'_c$ , des dosages en fibres entre 0,25% et 0,75% (non étudié) et éventuellement d'autres marques de fibres (un profil différent pourrait faire varier leurs ancrages).

Les différences de contraintes admissibles sont très importantes dans ce projet entre la condition BHP et les autres conditions. Cela dépend du taux d'armature du tirant et de l'enrobage dont elle bénéficie. Il serait intéressant de faire varier les épaisseurs de recouvrement (de 40 à 75 mm), de manière à cerner l'impact de l'enrobage dans la durabilité d'une structure et également d'étudier d'autres configurations de renforcement (entre 1% et 3%) avec des diamètres d'armatures variées. Pour étudier des sections d'armatures plus grosses, il faut cependant modifier les dimensions des tirants et la configuration de l'appareil de perméabilité.

Les résultats dégagés par ce projet de recherche démontrent clairement l'influence de l'orientation des fibres sur la durabilité d'une structure en condition de service. Ils permettent d'écarter l'idée que la durabilité serait catastrophique si les fibres que le BFHP contient étaient mal orientées. Cette recherche a mis en avant la difficulté d'obtenir des spécimens ayant une orientation très favorable ou très défavorable. Il serait peut-être plus représentatif que dorénavant une orientation moyenne de fibres soit considérée dans les travaux. Elle met aussi en avant la difficulté à proposer des critères de conception généraux car plusieurs paramètres interviennent dans le contrôle des ouvertures de fissures et donc de la perméabilité. Les études complémentaires suggérées permettront certainement de combler certains manques d'information, mais surtout d'élargir le spectre

d'application des critères de conception en ce qui concerne les contraintes admissibles par les barres d'armatures pour les BFHP.

### **6.2.2 Appareil de perméabilité**

Une amélioration notable qui pourrait être apportée sur le dispositif de perméabilité est la mise en place de deux rotules dans le montage, de manière à éliminer la flexion qui apparaît parfois sur certains tirants malgré un travail d'alignement rigoureux avant les essais. Cette flexion peut être identifiée de manière visuelle tout d'abord, mais aussi via les LVDT placés sur 2 faces, puis grâce aux capteurs  $P_i$  qui permettent de mesurer les ouvertures de fissure. Même si la flexion n'est pas un phénomène dont la présence se manifeste à chaque essai, le fait de la supprimer en montant le tirant entre deux rotules permettrait d'éliminer ce phénomène perturbateur sur l'analyse des résultats.

### **6.2.3 Mesure de l'ouverture de fissure**

Suite à la campagne d'essais réalisés, le plan de montage des capteurs  $P_i$  sur le tirant a évolué de manière à améliorer deux aspects. Le premier aspect était l'apparition récurrente de fissures à l'endroit où les points de fixation des capteurs  $P_i$  étaient collés, cela entraînait une analyse de l'ouverture de fissure longue et complexe. Le deuxième aspect tient au fait que l'apparition d'une fissure au niveau d'un capteur entraîne en général une fuite d'eau lorsque l'ouverture de fissure devient importante.

Le plan d'implantation des 13 capteurs  $P_i$  a donc été revu de manière à placer les capteurs par rapport au plan de fissuration qui est d'une manière générale assez récurrent au moins pour les fissures principales (près des extrémités et au centre).

### **6.2.4 Scellement des tirants**

Un autre point amélioré durant ce projet et pour lequel il reste du développement à réaliser, a été le scellement des tirants qui englobent maintenant la majorité de la surface supérieure des blocs où viennent se fixer les capteurs  $P_i$ , afin d'empêcher la circulation d'eau entre le bloc et le scellant lors d'une fuite. Cette modification a apporté de nettes améliorations quant à la réduction du débit des fuites, mais reste perfectible de manière à sceller le tirant dans sa totalité, le rendant ainsi

étanche. Il importe de noter que les fuites qui surviennent parfois apparaissent en toute fin d'essai lorsque la plastification des armatures est atteinte ou sur le point d'apparaître.

### **6.2.5 Mesure de l'angle d'orientation des fibres**

Il est probable que le degré de confiance dans la mesure de l'angle moyen d'orientation des fibres pourrait être augmenté en corrélant les mesures des surfaces aux mesures des angles d'orientation des fibres.

## BIBLIOGRAPHIE

- Abrishami, H. H. and D. Mitchell (1997). "Influence of steel fibers on tension stiffening." *Aci Structural Journal* **94**.
- ACI544 (1996). State-of-the-Art Report on Fiber Reinforced Concrete. 544. ACI.
- ACI (2003). Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-02) and Commentary (ACI 318R-02). Detroit, USA, American Concrete Institute.
- Aldea, C.-M., S. P. Shah and A. Karr (1999). "Permeability of cracked concrete." *Materials and Structures* **32**(5): 370-376.
- Aldea, C. M., M. Ghandehari, S. P. Shah and A. Karr (2000). "Estimation of water flow through cracked concrete under load." *ACI Material Journal* **97**(5): 567-575.
- ASTM-A615/A615M-16 (2016). Standard Specification for Deformed and Plain Carbon-Steel Bars for Concrete Reinforcement. A. International. West Conshohocken, PA, ASTM International.
- ASTM-C39/C39M-15a (2015). Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens. A. International. West Conshohocken, PA, ASTM International.
- Banthia, N. and A. Bhargava (2007). "Permeability of stressed concrete and role of fiber reinforcement." *Aci Materials Journal* **104**(1): 70-76.
- Behloul (1996). *Analyse et modélisation du comportement d'un matériau à matrice cimentaire fibrée à ultra hautes performances (bétons de poudres réactives)*, École normale supérieure de Cachan.
- Boulekbache, B., M. Hamrat, M. Chemrouk and S. Amziane (2009). "Influence of the rheology of fiber reinforced concretes on their mechanical properties." *European Journal of Environmental and Civil Engineering* **13**(4): 473-488.
- Breyse, D. and B. Gérard (1997). Transport of fluids in cracked media. *Rilem Report 16 - Penetration and permeability of concrete : Barriers to organic and contaminating liquids*. R. H. W. Ed. Stuttgart, Germany, E & FN Spon. **16**: 123-154.
- Buratti, N., C. Mazzotti and M. Savoia (2011). "Post-cracking behaviour of steel and macro-synthetic fibre-reinforced concretes." *Construction & Building Materials* **25**(5): 2713-2722.
- Charron, J. (2016). Notes de cours Technique du Béton. P. Montréal. Montréal, Québec, Canada.
- Charron, J. P., E. Denarie and E. Bruhwiler (2007). "Permeability of ultra high performance fiber reinforced concretes (UHPC) under high stresses." *Materials and Structures* **40**(3): 269-277.
- Charron, J. P., C. Desmettre and C. Androuët (2016). Utilisation de béton renforcé de fibres (BRF) pour les glissières en béton pour chantier (GBC), Polytechnique Montréal.
- Choinska, M., A. Khelidj, G. Chatzigeorgiou and G. Pijaudier-Cabot (2007). "Effects and interactions of temperature and stress-level related damage on permeability of concrete." *Cement and Concrete Research* **37**(1): 79-88.

Claisse, P. (2008). "Book review." Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Construction Materials **161**(3): 135-135.

CSA (2009). Concrete materials and methods of concrete construction CAN-CSA A23.1-09. Mississauga, Ontario, Canada, Canadian Standards Association.

Delsol, S. (2012). Evaluation du coefficient d'orientation dans les bétons renforcés de fibres métalliques. Maîtrise, Ecole Polytechnique de Montréal.

Delsol, S. and J.-P. Charron (2013). Numerical modeling of uhpfrc mechanical behavior based on fibre orientation. RILEM-fib-AFGC Int. Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, UHPFRC 2013. Marseille, France: 1-11.

Desmettre, C. and J.-P. Charron (2011). "Novel water permeability device for reinforced concrete." Materials and Structures **44**(9): 1713-1723.

Desmettre, C. and J.-P. Charron (2012). Contribution à l'étude de la perméabilité du béton armé sous sollicitations statiques et cycliques, Ecole Polytechnique de Montréal.

Desmettre, C. and J.-P. 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.

Dhir, R. K., P. C. Hewlett and Y. N. Chan (1989). "Near-Surface Characteristics of Concrete - Intrinsic Permeability." Magazine of Concrete Research **41**(147): 87-97.

Doyon-Barbant, J. and J. Charron (2016). Influence de l'orientation des fibres sur le comportement mécanique des BRF. Maîtrise, Ecole Polytechnique de Montréal.

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

Ferrara, L. (2015). "Tailoring the orientation of fibres in high performance fibre reinforced cementitious composites: Part 1 - experimental evidence, monitoring and prediction." International Journal of Materials and Structural Integrity **9**(1-3): 72-91.

Ferrara, L., A. Caverzan, M. Muhaxheri and M. Di Prisco (2012). Identification of tensile behaviour of SFR-SCC : direct vs indirect tests. BEFIB2012. Department of Structural Engineering, Politecnico di Milano

Ferrara, L., N. Ozyurt and M. 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.

Fischer, G. and V. C. Li (2002). "Influence of matrix ductility on tension-stiffening behavior of steel reinforced engineered cementitious composites (ECC)." Aci Structural Journal **99**(1): 104-111.

Ganesan, N., P. V. Indira and M. V. Sabeena (2013). "Tension Stiffening and Cracking of Hybrid Fiber-Reinforced Concrete." Aci Materials Journal **110**(6): 715-721.

Hannawi, K., H. Bian, W. Prince-Agbodjan and B. Raghavan (2016). "Effect of different types of fibers on the microstructure and the mechanical behavior of Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concretes." Composites Part B-Engineering **86**: 214-220.

- Hoseini, M., V. Bindiganavile and N. Banthia (2009). "The effect of mechanical stress on permeability of concrete: A review." Cement and Concrete Composites **31**(4): 213-220.
- Hubert, M. (2014). Critères de conception en service des bétons renforcés de fibres basés sur la perméabilité à l'eau. Maitrise, Ecole Polytechnique de Montréal.
- Hubert, M., C. Desmettre and J.-P. Charron (2015). "Influence of fiber content and reinforcement ratio on the water permeability of reinforced concrete." Materials and Structures **48**(9): 2795-2807.
- Katzer, J. (2006). "Steel fibers and steel fiber reinforced concrete in civil engineering." Pacific Journal of Science and Technology **7**: 5.
- Kermani, A. (1991). "Permeability of stressed concrete." Building Research & Information **19**(6): 360-366.
- Lawler, J. S., D. Zampini and S. P. Shah (2002). "Permeability of cracked hybrid fiber-reinforced mortar under load." ACI Materials Journal **99**(4): 379-385.
- Lawler, J. S., D. Zampini and S. P. Shah (2005). "Microfiber and macrofiber hybrid fiber-reinforced concrete." Journal of Materials in Civil Engineering **17**(5): 595-604.
- Markovic, I. (2006). "High-performance hybrid-fibre concrete: development and utilisation." Delft University Press.
- Martinie, L. and N. Roussel (2011). "Simple tools for fiber orientation prediction in industrial practice." Cement and Concrete Research **41**(10): 993-1000.
- Massicotte, B. (2013). Calcul des structures en béton armé - Concepts de base, Les Éditions da Vinci.
- Mehta, P. K. (1991). "Durability of Concrete - 50 Years of Progress." Durability of Concrete, Vols 1 and 2: 1-31.
- Mivelaz, P. (1996). Etanchéité des structures en béton armé, fuites au travers d'un élément fissuré, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne.
- Moon, D., S. W. Choi, S. h. Chang and G. P. Lee (2013). Permeability of steel fiber-reinforced concrete measured by surface electrical resistivity World Tunnel Congress. Geneva.
- Neville, A. (1995). "Chloride Attack of Reinforced-Concrete - an Overview." Materials and Structures **28**(176): 63-70.
- Oesterlee, C. (2010). Structural response of reinforced UHPFRC and RC composite members. Ph.D. Thesis, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne.
- Olliver, J. P., M. Massat and L. Parrott (1995). Parameters influencing transport characteristics. Performance Criteria for Concrete Durability.
- Picandet, V., A. Khelidj and H. Bellegou (2009). "Crack effects on gas and water permeability of concretes." Cement and Concrete Research **39**(6): 537-547.
- Power, T. C., L. E. Copeland, J. C. Hayes and H. M. Mann (1954). "Permeability of portland cement paste." Journal of the American Concrete Institute, **26**.
- Powers, T. C. (1958). "Structure and Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste." Journal of the American Ceramic Society **41**(1): 1-6.

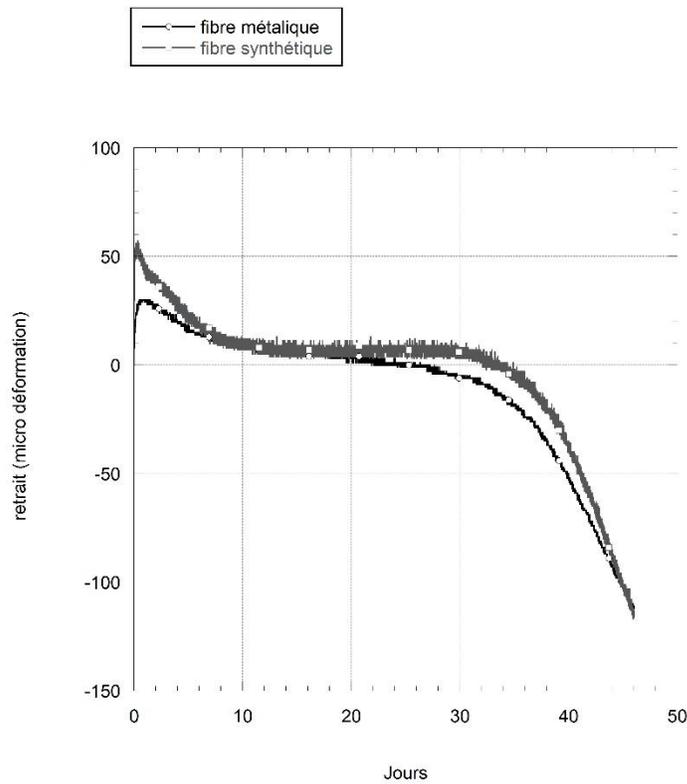
- Rapoport, J., C. M. Aldea, S. P. Shah, B. Ankenman and A. Karr (2002). "Permeability of cracked steel fiber-reinforced concrete." Journal of Materials in Civil Engineering **14**(4): 355-358.
- Reinhardt, H. W., M. Sosoro and X. F. Zhu (1998). "Cracked and repaired concrete subject to fluid penetration." Materials and Structures **31**(206): 74-83.
- RILEM-TC-162-TDF (2003). "Final recommendation of RILEM TC 162-TDF: Test and Design methods for steel fibre reinforced concrete." Materials and Structures **36**(262): 560-567.
- Rossi, P. (1998). Les bétons de fibres métalliques, Presses de l'école nationale des Ponts et Chaussées (ENPC).
- Şanal, İ. and N. Özyurt Zihnioğlu (2013). "To what extent does the fiber orientation affect mechanical performance?" Construction and Building Materials **44**: 671-681.
- Soroushian, P. and C. D. Lee (1990). "Distribution and Orientation of Fibers in Steel Fiber Reinforced-Concrete." Aci Materials Journal **87**(5): 433-439.
- Soutsos, M. N., T. T. Le and A. P. Lampropoulos (2012). "Flexural performance of fibre reinforced concrete made with steel and synthetic fibres." Construction and Building Materials **36**: 704-710.
- Svec, O., G. Zirgulis, J. E. Bolander and H. Stang (2014). "Influence of formwork surface on the orientation of steel fibres within self-compacting concrete and on the mechanical properties of cast structural elements." Cement & Concrete Composites **50**: 60-72.
- Torrents, J. M., A. Blanco, P. Pujadas, A. Aguado, P. Juan-García and M. Á. Sánchez-Moragues (2012). "Inductive method for assessing the amount and orientation of steel fibers in concrete." Materials and Structures **45**(10): 1577-1592.
- Wang, K., D. C. Jansen, S. P. Shah and A. F. Karr (1997). "Permeability study of cracked concrete." Cement and Concrete Research **27**(3): 381-393.
- Whiting (1988). "Permeability of selected concretes." ACI-International SP **108**.
- Wille, K., S. El-Tawil and A. E. Naaman (2014). "Properties of strain hardening ultra high performance fiber reinforced concrete (UHP-FRC) under direct tensile loading." Cement & Concrete Composites **48**: 53-66.
- Yoo, D.-Y., S.-T. Kang and Y.-S. Yoon (2016). "Enhancing the flexural performance of ultra-high-performance concrete using long steel fibers." Composite Structures **147**: 220-230.
- Yuan, Y. and Y. Chi (2014). "Water permeability of concrete under uniaxial tension." Structural Concrete **15**(2): 191-201.

## ANNEXE A – CONTRAINTE INITIALE DUE AU RETRAIT DANS L'ARMATURE

Cette annexe présente la méthode qui a été utilisée de manière à déterminer la contrainte initiale dans la barre d'armature due au retrait du béton. Le retrait repris par la barre d'armature est la différence entre le retrait gêné ( $\epsilon_{cm}$ ) et le retrait libre ( $\epsilon_{sh}$ ). Le retrait libre a été mesuré expérimentalement grâce à une jauge déformation placée dans un spécimen de géométrie identique au tirant. Ce spécimen tout comme les tirants a été immergé dans l'eau suite à son décoffrage qui a eu lieu 24h après sa coulée. Les mesures expérimentales du retrait libre sont données pour les conditions HPFRC-ST et HPFRC-SY (**Figure A-1**). Nous avons pris pour hypothèse que l'influence de l'orientation des fibres sur le retrait est négligeable ce qui explique la raison pour laquelle les mesures de retrait ont été effectuées uniquement sur 2 conditions. Le retrait gêné a été estimé à l'aide des mesures expérimentales du retrait libre et de l'Eq.A-1 proposée par Bischoff (2001). Les courbes de déformation montrent une déformation initiale positive. Cette déformation correspond à l'action combinée du retrait et du gonflement (spécimen immergé dans l'eau). Cependant le gonflement étant supérieur au retrait, une déformation positive est enregistrée. Assez rapidement le retrait reprend le dessus et inverse la tendance. La déformation libre à l'échéance des essais de perméabilité, 47 jours en moyenne, a donc été utilisée.

$$\epsilon_{cm} = \frac{\epsilon_{sh}}{1 + np} \quad (\text{Eq.A-1})$$

Avec :	$\epsilon_{cm}$	le retrait gêné ( $\mu\epsilon$ )
	$\epsilon_{sh}$	le retrait libre ( $\mu\epsilon$ )
	n	Le ratio des modules d'élasticité de l'acier et du béton $E_s/E_c$
	p	Le taux d'armature $A_s/A_c$



**Figure A-1 : Retrait libre des spécimens immergés dans l'eau à t=0j**

Pour tenir compte de la période où les tirants étaient sortis de l'eau (application du scellement), une déformation additionnelle ( $\Delta\varepsilon_{sh}$ ) a été ajoutée à la déformation mesurée. Cette déformation additionnelle avait été déterminée dans les travaux d' Hubert (Hubert, 2014).

La contrainte initiale de traction générée dans le béton par le retrait repris par la barre d'armature (Eq.A-2):

$$\sigma_{cf} = E_c \varepsilon_{cf} \quad (\text{Eq.A-2})$$

Avec :  $E_c$  le module élastique du béton (MPa)

$\varepsilon_{cf}$  le retrait repris par la barre d'armature ( $\varepsilon_{cm} - \varepsilon_{sh}$ ) ( $\mu\varepsilon$ )

Connaissant l'aire de la surface de béton du tirant ( $A_c$ ), la force initiale de traction dans le béton ( $N_{cf}$ ) est ainsi déduite (Eq.A-3):

$$N_{cf} = \sigma_{cf} A_c \quad (\text{Eq.A-3})$$

Enfin la contrainte dans la barre d'armature ( $\sigma_s$ ) est déterminée en faisant le rapport de la force initiale de traction dans le béton ( $N_{cf}$ ) sur l'aire de la barre ( $A_s$ ) (Eq.A-4):

$$\sigma_s = \frac{N_{cf}}{A_s} \quad (\text{Eq.A-4})$$

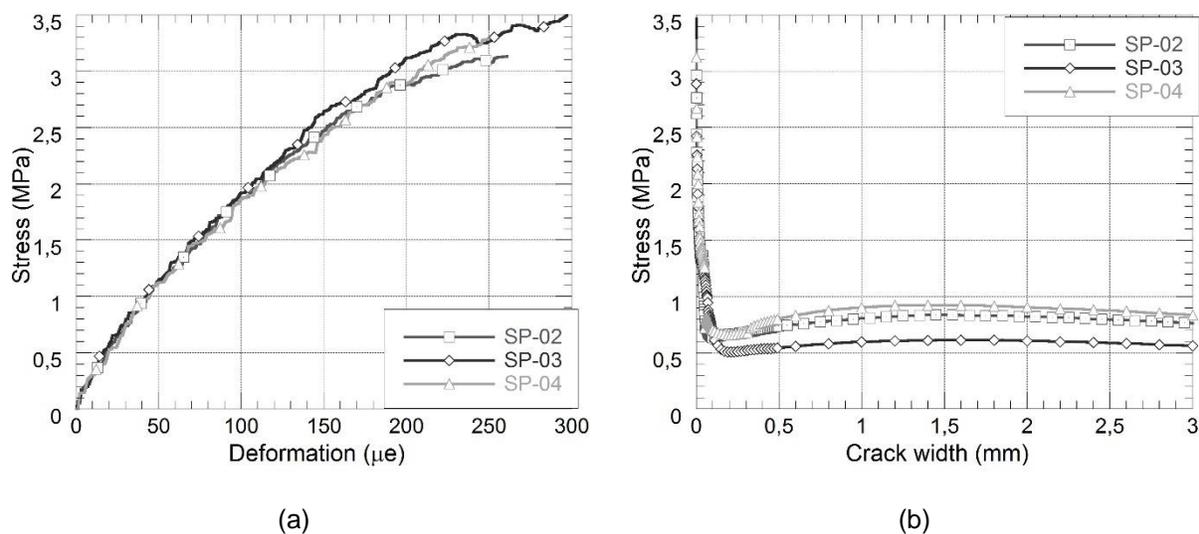
Cette méthodologie est valable si l'on considère que le glissement entre la barre d'armature et le béton est négligeable, ce qui est le cas car cette contrainte est calculée avant la mise en contrainte du tirant donc lorsque celui-ci a subi très peu d'endommagement.

Le **Tableau A-1** résume les données menant à la contrainte initiale de compression calculée pour les différents types de fibre. Au final, la contrainte due au retrait dans la barre d'armature est identique pour les fibres métalliques et synthétiques. Cela s'explique, la formulation des deux bétons étant identique.

**Tableau A-1 : Contrainte initiale de compression dans les barres d'armature 10M**

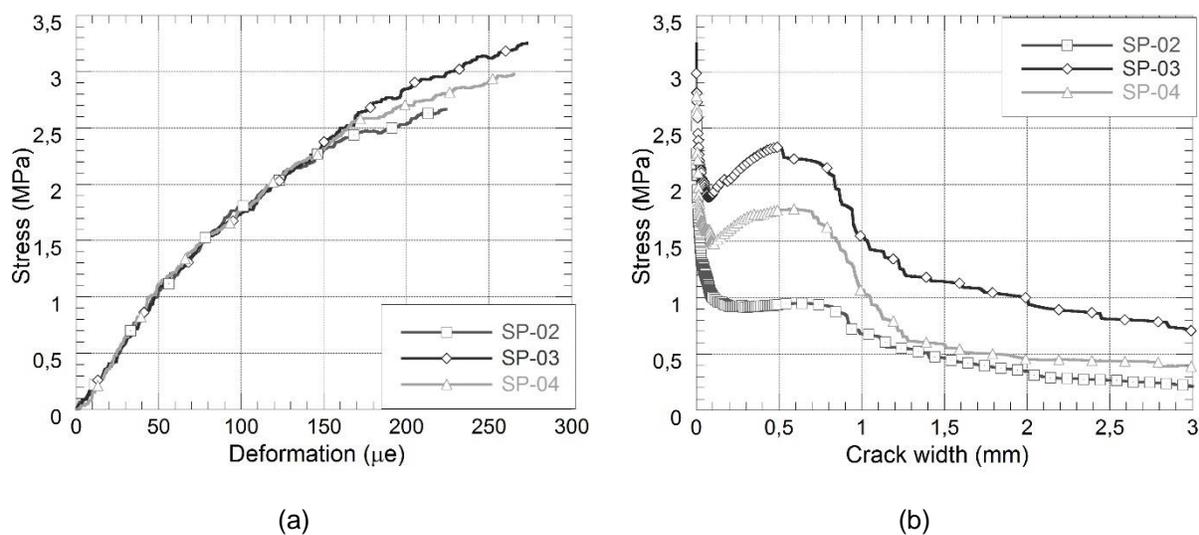
Matériau	$\varepsilon_{sh,47 \text{ jrs}} (\mu\varepsilon)$	$\Delta\varepsilon_{sh} (\mu\varepsilon)$	$\varepsilon_{sh} (\mu\varepsilon)$	$\varepsilon_{cm} (\mu\varepsilon)$	$\varepsilon_{cf} (\mu\varepsilon)$	$\sigma_s$ (MPa)
HPFRC-ST	-111	-30	-141	-131	10	28
HPFRC-SY	-115	-30	-145	-135	10	28

## ANNEXE B – LOIS DE COMPORTEMENT EN TRACTION DES BÉTONS



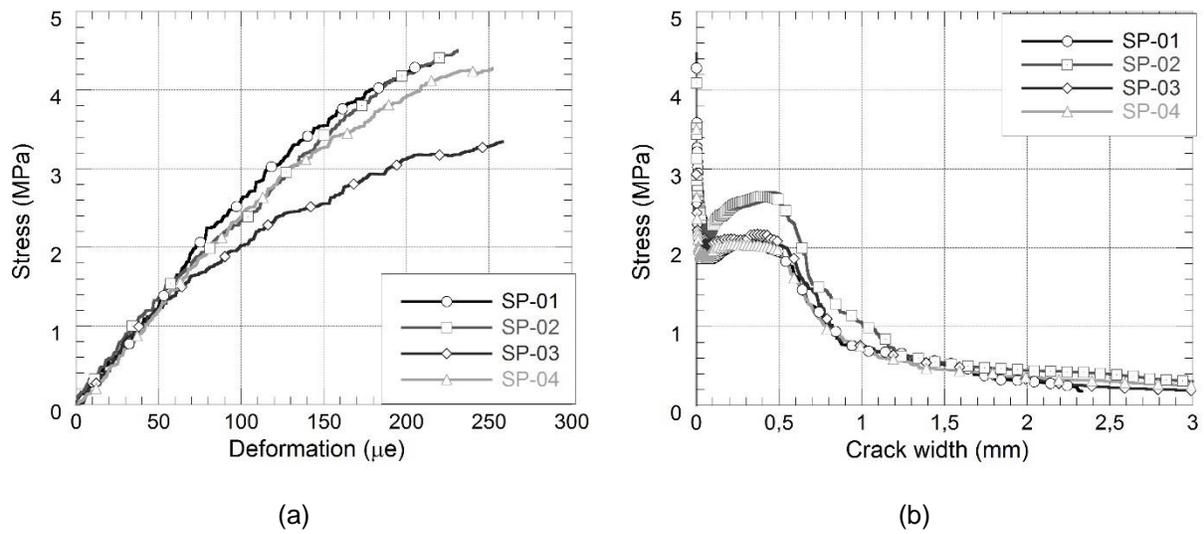
**Figure B-1 : Comportement en traction du HPFRC-SY-F**

**(a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure)**



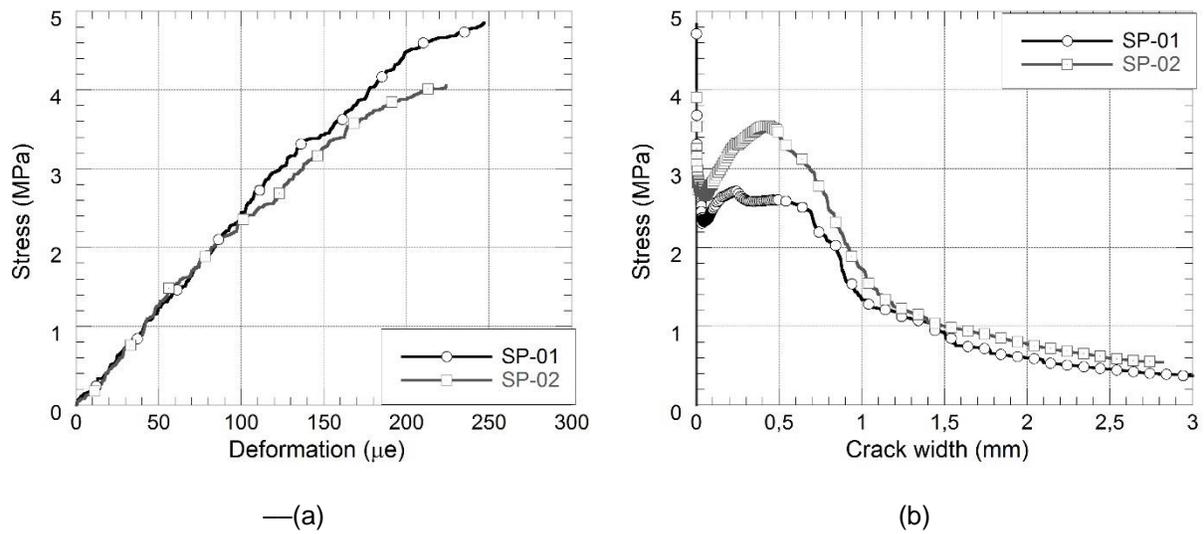
**Figure B-2 : Comportement en traction du HPFRC-ST-U**

**(a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure)**



**Figure B-3 : Comportement en traction du HPFRC-ST-A**

**(a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure)**



**Figure B-4 : Comportement en traction du HPFRC-ST-F**

**(a) Pré-pic (contrainte-déformation), (b) post-pic (contrainte-ouverture de fissure)**