

Titre: Effets de la mise en oeuvre du BFUP sur les propriétés d'ancrage des armatures
Title: Effects of the implementation of the BFUP on the anchorage properties of rebars

Auteur: Youcef Moussous
Author:

Date: 2024

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Moussous, Y. (2024). Effets de la mise en oeuvre du BFUP sur les propriétés d'ancrage des armatures [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal].
Citation: PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/62045/>

Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/62045/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Bruno Massicotte
Advisors:

Programme: Génie civil
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Effets de la mise en œuvre du BFUP sur les propriétés d'ancrage des
armatures**

YOUSSEF MOUSSOUS

Département des génies civil, géologique et des mines

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

Génie civil

Décembre 2024

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé:

**Effets de la mise en œuvre du BFUP sur les propriétés d'ancrage des
armatures**

Présenté par **Youcef MOUSSOUS**

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

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

Jean-Philippe CHARRON, président

Bruno MASSICOTTE, membre et directeur de recherche

Mahdi BEN FTIMA, membre

DÉDICACE

À mon grand-père.

REMERCIEMENTS

Je voudrais pour commencer remercier mon directeur de recherche M. Bruno Massicotte pour l'opportunité qu'il m'a donnée de travailler sur un projet de recherche aussi intéressant, mais aussi et surtout pour son aide, son expérience et sa gentillesse. Les nombreuses heures de réunions durant lesquelles il a su répondre à mes interrogations et m'aiguiller dans la bonne direction sont des moments qui resteront pour moi de très beaux souvenirs.

J'aimerais remercier tous les membres du Groupe de Recherche en Génie des Structures qui ont été impliqués de près ou de loin dans mon projet : les techniciens du laboratoire, David, Manar et Mathieu; les autres étudiants qui m'ont apporté leur aide lors de mes coulées : Corentin, Daniel, Florian et William; ainsi que tous les autres étudiants au bureau, qui ont su mettre une ambiance chaleureuse et qui ont fait de ces années passées au laboratoire une merveilleuse expérience.

J'aimerai aussi remercier particulièrement Camille Renaud-Laprise, Mohammadreza Zahedi et Sahar Mohammadzadeh. Les travaux de Camille ont servi de base à ce projet, et elle a été un contact particulièrement disponible pour m'aider dans mes travaux. Reza a quant à lui réalisé les modèles numériques prédictifs du comportement des spécimens que j'ai produit au laboratoire. Enfin, Sahar a passé de nombreuses heures avec moi à me former sur le logiciel d'éléments finis ABAQUS afin que je puisse modéliser l'écoulement du béton dans mes spécimens, me permettant ainsi de grandement progresser dans mes travaux.

Pour finir, parce qu'ils ont toujours été là pour moi, parce qu'ils m'ont soutenu toute ma vie et malgré plusieurs années dans un nouveau pays, je tiens à remercier mes parents, mes frères et ma sœur, ainsi que tous mes proches. J'adresse aussi une pensée toute particulière à mon grand-père et à mon grand ami Matthieu, tous deux emportés par la maladie au cours de la rédaction de ce mémoire.

RÉSUMÉ

Pour répondre aux défis grandissants dans le domaine de la construction de ponts, la méthode de Construction Accélérée de Ponts (CAP) se distingue comme une approche novatrice. En misant sur la préfabrication en usine des composantes structurales suivie d'un montage rapide sur site, la CAP permet de réduire considérablement les délais de construction. Cette technique garantit non seulement une meilleure qualité et durabilité des ouvrages, mais aussi une optimisation des coûts. Cette option est particulièrement indiquée au Québec où divers paramètres tels que l'hiver, l'activité sismique ou l'achalandage des routes rendent les travaux de conception et de construction très complexes. L'intégration de matériaux de haute performance, tels que le Béton Fibré à Ultra-Hautes Performances (BFUP), joue un rôle crucial dans cette approche. Le BFUP, grâce à ses propriétés remarquables de résistance et de durabilité, se révèle être un allié précieux. Toutefois, l'adoption généralisée de ce matériau innovant nécessite l'élaboration de nouveaux standards de conception, notamment pour les connexions des armatures dans les éléments préfabriqués.

Ce projet de recherche s'intéresse aux propriétés d'ancrage des barres d'armature dans le BFUP. Une campagne expérimentale a été menée pour évaluer l'influence de la mise en œuvre du BFUP lors de la coulée sur les propriétés d'ancrages. Afin d'observer les modes de rupture en traction du BFUP, des armatures faites d'acier haute résistance A1035 ont été utilisées, disponibles seulement en dimensions américaines. Une série d'essais constituée de quatre spécimens d'essai d'Ancrage en Traction Directe (ATD) dits standards a été réalisée avec des barres d'armature A1035 No. 5 et 15M 400W visant à étudier les capacités développées par des spécimens ayant potentiellement une mise en œuvre optimale et une orientation de fibres préférentielle. La deuxième partie de la campagne était constituée d'une série de six blocs de BFUP donnant cinq spécimens chacun avec des barres A1035 No. 5 et 15M 400W visant à étudier l'effet de la mise en œuvre du BFUP avec des coffrages horizontaux et verticaux. La plupart des spécimens ont présenté des ruptures par fendage perpendiculaire aux barres. Des contraintes en traction supérieures à 700 MPa ont été atteintes dans la plupart des configurations. Les résultats montrent que l'orientation des fibres peut varier significativement en fonction du mode de mise en œuvre, affectant ainsi les propriétés d'ancrage. Une orientation correcte des fibres perpendiculairement aux barres d'armature optimise la capacité d'ancrage, tandis qu'une orientation incorrecte peut réduire cette capacité jusqu'à 50 %.

En complément de l'étude expérimentale, des modélisations numériques ont été réalisées pour analyser l'écoulement du BFUP et l'orientation des fibres. Le logiciel d'éléments finis ABAQUS a été utilisé pour simuler le comportement du BFUP et le post-traitement a été réalisé à l'aide de codes MATLAB. Les simulations ont permis de reproduire les conditions réelles de mise en œuvre et d'observer comment les fibres s'orientent sous l'influence de l'écoulement du béton.

Les résultats numériques montrent que l'orientation des fibres est fortement influencée par la géométrie des coffrages et les méthodes de coulée. Des simulations spécifiques ont été effectuées pour différents types de coffrages, mettant en évidence les variations d'orientation des fibres et leur impact sur la capacité d'ancrage des armatures. Les fibres tendent à s'aligner perpendiculairement au sens de l'écoulement du béton en condition 2D, parallèlement au sens de l'écoulement en condition 1D et en présence de parois. De plus, une orientation incorrecte peut significativement réduire la résistance à la traction.

Pour compléter cette analyse, une modélisation numérique du comportement des spécimens a également été effectuée pour reproduire les modes de fissuration et les capacités d'ancrage observés expérimentalement. Cette étude s'est basée sur les modèles de Zahedi (2021) à l'échelle de la crénelure et a été réalisée avec le logiciel Abaqus/Explicit et du modèle constitutif EPM3D. Afin de prendre en compte l'orientation des fibres dans le modèle numérique ATD, une bande faible a été introduite dans les zones où l'orientation des fibres était défavorable aux efforts de traction exercés. Le modèle, calibré sur un des spécimens de la série de référence pour représenter fidèlement le comportement en traction des spécimens de BFUP, a permis de reproduire le mode de fissuration observé, tout en confirmant les capacités maximales d'ancrage des barres d'armature. Les simulations numériques ont montré une concordance satisfaisante avec les résultats expérimentaux, tant au niveau de l'ouverture de fissures que des contraintes maximales atteintes. Ces modélisations fournissent un outil d'analyse prédictive essentiel pour la conception et l'optimisation des structures préfabriquées, en permettant d'anticiper les comportements sous chargement et de garantir la durabilité et la performance des connexions en BFUP.

ABSTRACT

To address the growing challenges in bridge construction, the Accelerated Bridge Construction (ABC) method stands out as an innovative approach. By focusing on the prefabrication of structural components in a factory followed by rapid on-site assembly, ABC significantly reduces construction timelines. This technique not only ensures higher quality and durability of the structures but also contributes to optimizing costs. This approach is particularly suitable for Quebec, where factors such as winter conditions, seismic activity, and heavy traffic complicate design and construction projects. The integration of high-performance materials, such as Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC), plays a crucial role in this approach. UHPFRC, with its remarkable strength and durability properties, proves to be a valuable asset. However, the widespread adoption of this innovative material requires the development of new design standards, especially for the connections of reinforcements in prefabricated elements.

This research project focuses on the anchorage properties of reinforcement bars in UHPFRC. An experimental campaign was conducted to evaluate the influence of UHPFRC implementation during casting on anchorage properties. To observe the tensile failure modes of UHPFRC, high-strength A1035 steel reinforcements were used, available only in American dimensions. A series of tests comprising four standard Direct Tension Bond (DTB) specimens were conducted with A1035 No. 5 and 400W 15M reinforcing bars, aiming to study the capacities developed by specimens with potentially optimal implementation and preferential fibre orientation. The second part of the campaign involved a series of six UHPFRC blocks, each providing five specimens with A1035 No. 5 and 400W 15M reinforcing bars, to study the effect of UHPFRC implementation with horizontal and vertical formwork. Most specimens exhibited splitting failures perpendicular to the bars. Tensile stresses exceeding 700 MPa were achieved in most configurations. The results indicate that fibre orientation can vary significantly based on the implementation method, thereby affecting anchorage properties. Proper fibre orientation perpendicular to the reinforcement bars optimizes anchorage capacity, while incorrect orientation can reduce this capacity by up to 50%.

Complementing the experimental study, numerical simulations were conducted to analyze UHPFRC flow and fibre orientation. The finite element software ABAQUS was used to simulate UHPFRC behaviour, and post-processing was carried out using MATLAB codes. The simulations replicated real implementation conditions and observed how fibres orient under the influence of

concrete flows. The numerical results show that fibre orientation is strongly influenced by the formwork geometry and casting methods. Specific simulations were performed for different types of formwork, highlighting the variations in fibre orientation and their impact on the anchorage capacity of reinforcements. The fibres tend to align perpendicular to the direction of the flow of the concrete in 2D conditions, parallel to the direction of flow in 1D conditions and in the presence of walls. In addition, an incorrect orientation can significantly reduce tensile strength.

To complement this analysis, a numerical modelling of the specimen behaviour was also performed to replicate the cracking patterns and anchorage capacities observed experimentally. This study was based on the models developed by Zahedi (2021) at the rib scale and was carried out using Abaqus/Explicit with the EPM3D constitutive model. To account for fibre orientation in the DTB numerical model, a weak band was introduced in areas where the fibre alignment was unfavourable to the applied tensile forces. The model, calibrated on one of the reference series specimens to accurately represent the tensile behaviour of UHPFRC specimens, successfully replicated the observed cracking patterns and confirmed the maximum anchorage capacities of the reinforcing bars. The numerical simulations showed satisfactory agreement with experimental results, both in terms of crack opening and maximum stress values achieved. These models provide an essential predictive analysis tool for the design and optimization of prefabricated structures, enabling the anticipation of behaviour under load and ensuring the durability and performance of UHPFRC connections.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIII
LISTE DES FIGURES	XV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXI
LISTE DES ANNEXES.....	XXIV
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Contexte général.....	1
1.2 Problématique.....	3
1.3 Objectifs et portée du projet de recherche.....	5
1.4 Méthodologie et organisation du mémoire.....	6
CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	8
2.1 Bétons fibrés à ultra-hautes performances (BFUP).....	8
2.1.1 Composition	8
2.1.2 Propriétés mécaniques.....	9
2.2 Analyse numérique.....	13
2.2.1 Abaqus.....	13
2.2.2 EPM3D.....	14
2.3 Joints de chevauchement.....	16
2.3.1 Liaison armature-béton	17

2.3.2	Joint de chevauchement avec contact	19
2.3.3	Joint de chevauchement sans contact	23
2.3.4	Utilisation du BFUP dans un joint de chevauchement.....	25
2.4	Recherche faite à Polytechnique sur le développement d'un essai d'ancrage en traction directe (ATD)	29
CHAPITRE 3 CAMPAGNE EXPÉRIMENTALE		36
3.1	Introduction	36
3.2	Effet de la mise en œuvre sur les essais ATD	37
3.2.1	Choix barres d'armatures	37
3.2.2	Dimensions géométriques	37
3.2.3	Type de chargement	38
3.2.4	Orientation des fibres	38
3.2.5	Détails des spécimens.....	40
3.3	Fabrication des spécimens.....	41
3.3.1	Coffrages	41
3.3.2	Coulée.....	44
3.4	Matériaux	46
3.4.1	Armatures	46
3.4.2	BFUP	48
3.5	Montage expérimental	51
3.5.1	Principe.....	51
3.5.2	Vitesse de chargement.....	52
3.5.3	Instrumentation.....	52
3.6	Résultats et discussion.....	55
3.6.1	Tableaux résumés généraux	55

3.6.2	Mode de fissuration	59
3.6.3	Résistance de l'ancrage d'armature dans du BFUP	63
3.6.4	Glissement de la barre ancrée.....	72
3.6.5	Localisation de la fissure de fendage	75
3.7	Conclusion de la campagne expérimentale	82
CHAPITRE 4 MODÉLISATION NUMÉRIQUE PAR ÉLÉMENTS FINIS		85
4.1	Modélisation des écoulements	85
4.1.1	Introduction	85
4.1.2	Stratégie de modélisation	86
4.1.3	Post-traitement et analyse des modèles	92
4.1.4	Validation des modèles et comparaison	100
4.1.5	Limites et pertinence du modèle	105
4.2	Analyse numérique des spécimens ATD	107
4.2.1	Introduction	107
4.2.2	Stratégie de modélisation	107
4.2.3	Matériaux	111
4.2.4	Contact acier-béton	115
4.2.5	Charges appliquées et conditions aux limites	117
4.3	Calibration du modèle avec les résultats expérimentaux	118
4.3.1	Processus de calibration	118
4.3.2	Vérification du modèle.....	119
4.3.3	Résultat préliminaire et calibration de la loi de matériaux.....	121
4.4	Validation du modèle et comparaison	124
4.4.1	Tableau de résumé général.....	124

4.4.2	Mode de fissuration	125
4.4.3	Glissement de la barre ancrée.....	126
4.4.4	Déformations et ouverture de fissure	126
4.4.5	Pertinence du modèle	128
4.5	Conclusion des analyses numériques	129
CHAPITRE 5 CONCLUSION	131
5.1	Rappel des objectifs	131
5.2	Conclusions du projet de recherche	131
5.2.1	Campagne expérimentale sur les spécimens ATD	131
5.2.2	Analyse numérique par éléments finis des spécimens ATD	133
5.3	Recommandations	134
5.4	Poursuite des travaux de recherche	134
RÉFÉRENCES	136
ANNEXE A MODE DE FISSURATION DES DIFFÉRENTS BLOCS	140
ANNEXE B RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX	143

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1 Stratégies de recherche adoptées au GRS	5
Tableau 2-1 Caractéristiques de différentes catégories de béton (Charron & Desmettre, 2013).....	8
Tableau 2-2 Indicateurs de durabilité des bétons considérés (Charron, 2021)	12
Tableau 2-3 Ouverture de fissure maximale et coefficient de perméabilité (Charron & Desmettre, 2013).	12
Tableau 3-1 Caractéristiques géométriques et de matériaux des différents essais.....	40
Tableau 3-2 Répartition des spécimens dans chaque gâchée	44
Tableau 3-3 Caractéristiques mécaniques acier de nuance A1035 de 16 mm de diamètre.....	46
Tableau 3-4 Caractéristiques mécaniques acier de nuance 400W	47
Tableau 3-5 Propriétés en compression du BFUP	48
Tableau 3-6 Propriétés en traction du BFUP - déformation et ouverture de fissure.....	50
Tableau 3-7 Principaux résultats de la série de référence	56
Tableau 3-8 Principaux résultats de la série VTC (vertical haut centre)	56
Tableau 3-9 Principaux résultats de la série VBC (vertical bas centre).....	57
Tableau 3-10 Principaux résultats de la série VTS (vertical bas côté).....	57
Tableau 3-11 Principaux résultats de la série HTC (horizontal haut centre)	57
Tableau 3-12 Principaux résultats de la série HTS (horizontal haut côté).....	58
Tableau 3-13 Principaux résultats de la série HBS (horizontal bas côté)	58
Tableau 3-14 Rapport des capacités maximales des spécimens issus des blocs VTC et VBC	66
Tableau 3-15 Comparaison des contraintes moyennes	80
Tableau 4-1 Paramètres des modèles numériques.....	89
Tableau 4-2 Propriétés mécanique en compression du modèle numérique	114
Tableau 4-3 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique.....	114

Tableau 4-4 Paramètres de l'interface entre le BFUP et l'armature employée.....	117
Tableau 4-5 Résultats principaux du modèle numérique préliminaire	123
Tableau 4-6 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique calibré.....	123
Tableau 4-7 Résultats principaux du modèle numérique calibré	125

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 Chutes pour l'insertion du BFUP dans des joints verticaux (Boucher-Proulx, 2008)	3
Figure 1-2 Mise en place de joints circulaires (Lewis, 2021)	4
Figure 1-3 Mise en place de joints coulés horizontalement (Dagenais, 2014)	4
Figure 1-4 Mise en place de joints horizontaux	4
Figure 2-1 Comparaison de la composition du BFUP et du BO (Eide & Hisdal, 2012)	9
Figure 2-2 Comportement en traction des BRF et des BFUP (Massicotte, 2015) adapté de (Naaman,2003)	10
Figure 2-3 Couture des fissures à l'aide des fibres (Charron & Desmettre, 2015).....	10
Figure 2-4 Courbe contrainte-déformation du béton en compression (Massicotte, B. & Ben Ftima, 2017).	15
Figure 2-5 Comportement en traction du béton non armé et armé	16
Figure 2-6 Chevauchement de barres d'armatures avec et sans contact.....	17
Figure 2-7 Processus de butée des crénelures (Redaelli, 2009)	18
Figure 2-8 Modes de rupture (Lettow, 2006)	19
Figure 2-9 Transfert d'effort dans un joint de chevauchement (Spieth, 2002).....	20
Figure 2-10 Orientation de la fissuration de fendage (adapté de (Eligehausen, 1979)).....	20
Figure 2-11 Transmission des efforts dans un joint de chevauchement (Spieth, 2002).....	21
Figure 2-12 Longueur effective de chevauchement (Sagan et al.).....	23
Figure 2-13 Principe de transmission des efforts entre 2 barres d'armatures chevauchées (Hamad & Mansour, 1996)	24
Figure 2-14 Spécimen de joints de chevauchement sans contact (Sagan et al.)	25
Figure 2-15 Montage expérimental utilisé pour des tests d'arrachement sur des barres d'armatures dans du BFUP (Yuan et Graybeal, 2015).....	26

Figure 2-16 Position du vérin par rapport au banc d'essais lors du test d'arrachement (Yuan et Graybeal, 2015)	26
Figure 2-17 Contraintes dans les barres en fonction de la longueur d'ancrage (Yuan & Graybeal, 2015).....	27
Figure 2-18 Configuration des barres et espacement maximal à respecter pour un effet de groupe (Yuan & Graybeal, 2015)	28
Figure 2-19 Contrainte dans la barre en fonction de la longueur de chevauchement pour des murets (Peruchini et al., 2017)	29
Figure 2-20 Modèle d'éléments finis à l'échelle de la crénelure (Lagier et al., 2016a).....	30
Figure 2-21 Spécimen ATD (Bastide, 2020)	31
Figure 2-22 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage (Bastide,2020).....	32
Figure 2-23 Bandes faibles introduites dans le modèle numérique du spécimen ATD (Zahedi, 2021)	34
Figure 2-24 Propriétés des BFUP dans les modèles de Zahedi (2021).....	34
Figure 3-1 Configuration d'un spécimen (Bastide, 2020)	36
Figure 3-2 Paramètres géométriques des différents spécimens	38
Figure 3-3 Configuration des différents blocs de la série	39
Figure 3-4 Coffrages des spécimens dits standards	42
Figure 3-5 Coffrages des blocs horizontaux	42
Figure 3-6 Coffrages des blocs verticaux.....	43
Figure 3-7 Réservoir pour surpression – Bloc VTS	43
Figure 3-8 Coulée d'un spécimen standard à l'aide d'une chute	45
Figure 3-9 Spécimens standards scellés	45
Figure 3-10 Carottage d'un spécimen.....	46
Figure 3-11 Courbe moyenne de comportement des barres d'armatures de nuance A1035 de 16 mm	47

Figure 3-12 Courbe moyenne de comportement des barres d'armatures de nuance 400W 15M...48
Figure 3-13 Montage expérimental d'un essai de tirant dans la presse INSTRON.....49
Figure 3-14 Courbe de comportement en traction du BFUP49
Figure 3-15 Loi simplifiée du BFUP.....51
Figure 3-16 Montage d'un spécimen ATD dans la presse INSTRON.....51
Figure 3-17 Jauges et LVDT utilisés pour la campagne53
Figure 3-18 Schéma de principe position des capteurs54
Figure 3-19 Analyse SIC ouverture de fissures55
Figure 3-20 Contraintes maximales pour l'ensemble des spécimens59
Figure 3-21 Spécimen standard no 3 avec cône d'arrachement.....60
Figure 3-22 Déformations de surface des spécimens STD 3, VTC C1, VBC B1, HTC C1 et HTS 161
Figure 3-23 Spécimen VTS 4 avec fendage quasi horizontal62
Figure 3-24 $f_{s,max}$ pour les spécimens de référence64
Figure 3-25 $f_{s,max}$ pour les spécimens VTC.....64
Figure 3-26 $f_{s,max}$ pour les spécimens VBC.....65
Figure 3-27 $f_{s,max}$ pour les spécimens VTS67
Figure 3-28 $f_{s,max}$ pour les spécimens HTC.....68
Figure 3-29 $f_{s,max}$ pour les spécimens HTS69
Figure 3-30 $f_{s,max}$ pour les spécimens HBS69
Figure 3-31 Contrainte tangentielle en fonction du glissement70
Figure 3-32 Contrainte en fonction du glissement pour les spécimens standard72
Figure 3-33 Capacité maximale en fonction du glissement74
Figure 3-34 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage75
Figure 3-35 Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage75

Figure 3-36 Mesure de la déformation orthoradiale.....	76
Figure 3-37 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour les spécimens de la série de référence	78
Figure 3-38 Contraintes dans les barres lors de la fissuration sur la face supérieure captée par les jauge.....	79
Figure 3-39 Contraintes dans les barres lors de la fissuration sur la face avant captée par le SIC	79
Figure 3-40 Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure pour les spécimens coulés verticalement	81
Figure 3-41 Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure pour les spécimens coulés horizontalement	81
Figure 4-1 Modèles numériques des coffrages horizontaux	87
Figure 4-2 Modèles numériques des coffrages verticaux.....	88
Figure 4-3 Comparaison des points de coulée réelle et de la modélisation – Bloc HBS	89
Figure 4-4 Conditions aux limites des différents modèles	90
Figure 4-5 Conditions aux limites des modèles présentant une plaque	91
Figure 4-6 Conditions aux limites des faces délimitant la zone d'introduction initiale du BFUP.	91
Figure 4-7 Orientation des fibres selon leur position au centre de l'écoulement ou près des parois (Boulekbache et al., 2010).....	94
Figure 4-8 Champ de vecteurs vitesse modélisés dans ABAQUS dans le bloc HBS	95
Figure 4-9 Orientation des fibres potentielles dans le bloc HBS	96
Figure 4-10 Orientation potentielle des fibres dans le bloc HTC	97
Figure 4-11 Orientation potentielle des fibres dans le bloc HTS	98
Figure 4-12 Orientation potentielle des fibres dans le bloc VTS	99
Figure 4-13 Orientation potentielle des fibres dans les blocs VTC et VBC	100
Figure 4-14 Orientation des fibres dans le bloc HBS.....	101

Figure 4-15 Orientation des fibres dans le bloc HTC	102
Figure 4-16 Orientation des fibres dans le bloc HTS	103
Figure 4-17 Orientation des fibres dans le bloc VTC	103
Figure 4-18 Orientation des fibres dans le bloc VBC	104
Figure 4-19 Orientation des fibres dans le bloc VTS	104
Figure 4-20 Modèle HBS avec barres d'armatures.....	105
Figure 4-21 Orientation des fibres dans le bloc HBS avec barres d'armatures	106
Figure 4-22 Courbe du rapport E_k/E_{int} typique dans le cas d'une simulation quasi statique	108
Figure 4-23 Modélisation des éléments structuraux	109
Figure 4-24 Géométries des crénelures de barres utilisées	110
Figure 4-25 Modèle numérique assemblé et maillé	110
Figure 4-26 Comportement et propriétés de l'acier modélisé dans ABAQUS.....	111
Figure 4-27 Position de la bande faible dans le modèle numérique.....	112
Figure 4-28- Plan de faiblesse induit par le mode de coulée du spécimen (Renaud-Laprise, 2022)	113
Figure 4-29 Paramètres caractéristiques des courbes de traction dans le modèle numérique avec EPM3D.....	114
Figure 4-30 Comportement en compression de la loi du BFUP du modèle numérique	115
Figure 4-31 Comportements en traction des lois du BFUP en modèle numérique.....	115
Figure 4-32 Propriétés d'interaction de surface à l'interface acier béton (Lagier et al., 2016a)...	116
Figure 4-33 Modèle constitutif de l'interface acier-béton : (a) États de l'interface sur la surface de Mohr-Coulomb; loi de séparation des contacts à l'interface (b) direction normale (c) direction de cisaillement ; (d) méthode de pénalité à l'interface (Lagier et al., 2016a).....	116
Figure 4-34 Conditions aux limites appliquées au modèle	118

Figure 4-35 Conditions aux limites pour la vérification en traction et en compression du modèle	120
Figure 4-36 Vérification de la loi de comportement du BFUP en compression	120
Figure 4-37 Vérification de la loi de comportement du BFUP en traction	121
Figure 4-38 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen STD 1 et le modèle numérique préliminaire	122
Figure 4-39 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen STD 1 et le modèle numérique préliminaire	122
Figure 4-40 Comportements en tractions des lois du BFUP du modèle numérique calibré	124
Figure 4-41 Mode de défaillance du modèle numérique STD 1	125
Figure 4-42 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre du spécimen STD 1	126
Figure 4-43 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face du spécimen STD 1	127
Figure 4-44 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face du spécimen STD 1	128
Figure A-1 Mode de fissuration des spécimens de référence.....	140
Figure A-2 Mode de fissuration du bloc Vertical Top Center (VTC).....	140
Figure A-3 Mode de fissuration du bloc Vertical Bottom Center (VBC).....	141
Figure A-4 Mode de fissuration du bloc Vertical Top Side (VTS).....	141
Figure A-5 Mode de fissuration du bloc Horizontal Bottom Side (HBS).....	141
Figure A-6 Mode de fissuration du bloc Horizontal Top Center (HTC)	142
Figure A-7 Mode de fissuration du bloc Horizontal Top Side (HTS)	142

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Sigles et abréviations

ATD	Ancrage en Traction Directe
BF	Bandes Faibles
BFUP	Béton fibré à ultra-hautes performances
BHP	Béton à Hautes Performances
BO	Béton ordinaire
BRF	Béton renforcé de fibres
CAP	Construction Accélérée de Ponts
DTB	Direct Tension Bond
EPM3D	Endommagement Progressif Multiaxial Tridimensionnel
HTC	Horizontal Top Centre
HTS	Horizontal Top Side
HBS	Horizontal Bottom Side
LVDT	Capteur électrique de mesure de déplacements linéaires
OPF	Orientation Préférentielle des Fibres
SIC	Système d'Imagerie Corrélatrice
VTC	Vertical Top Centre
VTS	Vertical Top Side
VBC	Vertical Bottom Centre

Variables

b	Largeur d'un spécimen
c_r	Enrobage latéral net d'une barre d'un joint de chevauchement ou d'un ancrage avec la surface extérieure
c_{si}	Demi-espacement net entre deux barres d'un joint de chevauchement ou d'un ancrage
c_{so}	Enrobage net avec la surface extérieure d'une barre d'un joint de chevauchement ou d'un ancrage, perpendiculaire au plan des barres
d_b	Diamètre d'une barre d'armature
e	Épaisseur d'un spécimen

E_c	Module d'Young du BFUP
E_{int}	Énergie de déformation des simulations numériques
E_k	Énergie cinétique des simulations numériques
E_{pc}	Module d'élasticité du BFUP microfissuré, correspondant au retour élastique en post-pic du béton
E_s	Module d'Young de l'armature
$E_{t,c}$	Module d'élasticité en traction du BFUP
f'_c	Résistance à la compression du BFUP
f_{Fu}	Résistance ultime en traction directe du BFUP
f_s	Contrainte dans l'acier d'armature
$f_{s,cr}$	Contrainte dans l'acier d'armature à l'apparition d'une macrofissuration au droit d'un capteur
$f_{s,max}$	Contrainte maximale développée par une barre ancrée ou chevauchée
f_u	Résistance ultime de l'acier d'armature en traction
f_y	Limite élastique de l'acier d'armature
f_w	Résistance à la traction du BFUP à l'ouverture de fissure w
ℓ_d	Longueur d'ancrage
ℓ_s	Longueur de chevauchement
$s_{fs,max}$	Glissement à la capacité maximale développée dans l'armature
s_{LE}	Glissement à l'extrémité chargée de l'armature

Variables grecques

ε	Déformation de l'armature
ε_u	Déformation ultime de l'armature
ε_y	Déformation à la limite élastique de l'armature
ε_θ	Déformation orthoradiale à la surface du BFUP
ν	Coefficient de Poisson
τ	Contrainte tangentielle de la liaison armature-béton
τ_{max}	Contrainte tangentielle maximale de la liaison armature-béton
ω	Ouverture des fissures
$\omega_{moy,fsmax}$	Ouverture des fissures à la capacité maximale développée dans l'armature

ω_t Ouverture des fissures à un temps t de l'essai

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A MODE DE FISSURATION DES DIFFÉRENTS BLOCS	140
ANNEXE B RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX	143

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte général

Depuis les années 1960, la recherche dans le domaine des matériaux de construction a évolué vers une nouvelle catégorie de bétons, à savoir les bétons hautes performances renforcés de fibres métalliques. La compacité accrue de la matrice de ciment couplée à l'intégration de fibres métalliques permet à ces bétons de présenter une amélioration significative de leur résistance à la compression et à la traction, mais surtout de leur ductilité post-fissuration (Charron, 2021). Un des principaux avantages amenés par ces nouveaux matériaux est l'amélioration de la capacité à ancrer les armatures en permettant notamment de réduire significativement les longueurs d'ancrage.

Les bétons fibrés classiques (BRF) et les bétons à ultra-hautes performances renforcés de fibres (BFUP) sont rendus à un point où leur production ne pose plus de défis majeurs. De plus, les essais normalisés pour évaluer leurs propriétés à l'état frais et durci (consistance, étalement, etc.) ont été adaptés à ces nouveaux mélanges. Malgré ces progrès, les BFUP sont encore trop peu utilisés dans les constructions, particulièrement au Canada.

Cette réticence à une utilisation plus répandue semble principalement due au coût élevé des BFUP ainsi qu'à la difficulté de prévoir leur comportement en traction. En effet, il n'existe toujours pas de méthodes normalisées pour évaluer la traction directe de ce matériau cimentaire inhabituel. De plus, les méthodes de calcul associées aux performances en traction accrues de ces matériaux ainsi que le cadre normatif associé n'ont encore atteint le niveau de maturité permettant l'adoption de ces matériaux pour la conception d'ouvrages courants. L'essai d'ancrage en traction directe (ATD) développé par Rémy Bastide (2020) au laboratoire de structures de Polytechnique Montréal a le potentiel pour être standardisé afin d'être utilisé pour déterminer les propriétés d'ancrage des armatures dans le BFUP.

Toutefois, l'orientation ainsi que la répartition des fibres peuvent varier significativement entre les spécimens de caractérisation et les structures construites (Delsol, 2012). Ainsi, la quantification de l'influence de l'orientation et de la dispersion des fibres sur le comportement en traction du BFUP

dans les éléments structuraux reste un défi majeur pour l'utilisation de tels bétons pour des applications courantes.

La grande variabilité du comportement en traction des bétons renforcés de fibres en fonction de l'orientation des fibres est une thématique de plus en plus étudiée, car elle constitue le point la principale limitation à l'élaboration de règles de conception réalistes et fiables (Ferrara ,2011). Cela souligne la nécessité de déterminer l'orientation et la densité des fibres dans le béton via diverses méthodes numériques et expérimentales. Cependant, déterminer expérimentalement avec précision ces paramètres est complexe et exigeant alors que prédire numériquement ceux-ci s'avère difficile, car la modélisation nécessite la connaissance d'un nombre de paramètres important et des outils numériques à la limite des connaissances.

Face à ces défis, prédire avec précision le comportement d'une structure en béton renforcé de fibres métalliques au stade de la conception peut parfois s'avérer difficile et amène à considérer plusieurs hypothèses conservatrices. Même en supposant qu'il est possible de prédire l'orientation des fibres dans une structure et dans les spécimens de caractérisation, il n'existe pas de méthode pour tenir compte des variations possibles entre ces deux éléments. Il est essentiel de développer un ensemble de règles de calculs afin de lier les propriétés mécaniques de la structure et des spécimens de caractérisation.

En outre, la présence d'armatures, la géométrie des coffrages ainsi que plusieurs autres éléments influencent le comportement de l'écoulement du béton, et par conséquent, l'orientation et la répartition des fibres. Lors de la conception d'éléments structuraux en béton fibré, l'utilisation de propriétés de traction homogènes peut ne pas être nécessairement conservatrice. En effet, bien que cette hypothèse simplifie les calculs, elle ne prend pas en compte les variations locales de l'orientation et de la concentration des fibres causées par la présence d'armatures, la géométrie du coffrage ou encore les conditions de coulage du béton.

Étant donné l'impact avéré de la méthode de coulage sur l'orientation des fibres, l'utilisation de bétons renforcés de fibres métalliques à ultra hautes performances se concentre actuellement sur des applications de préfabrication où cette orientation peut être mieux maîtrisée. Toutefois, pour assurer un contrôle de qualité fiable, il est nécessaire de mieux déterminer la capacité de traction du béton utilisé. Dans ce contexte, l'étude de l'impact des différents modes de coulées sur

l'orientation des fibres représente un véritable enjeu pour optimiser la réalisation des essais de caractérisation.

1.2 Problématique

Comme dit précédemment, le mode de mise en œuvre du BFUP affecte les propriétés des matériaux, car les fibres suivent l'écoulement du béton. Toutefois, selon la vitesse d'écoulement, la géométrie de fibres, la présence de coffrages ou d'obstacles et la viscosité du mélange, les fibres peuvent s'orienter parallèlement ou perpendiculairement à l'écoulement. La viscosité du béton frais requiert une vitesse d'écoulement initiale pour que le béton puisse remplir convenablement les coffrages. Pour des essais standards, la mise en œuvre du béton doit être spécifiée afin que l'écoulement soit le même, peu importe la personne qui fabrique les spécimens. Or, un tel contrôle de l'écoulement en chantier semble difficile à imposer.

En effet, il existe plusieurs conditions rencontrées en chantier pour la mise en place du BFUP. La Figure 1-1 montre le mode de mise en place considéré pour les joints à la base des culées, des piles ou murs préfabriqués. La Figure 1-2 illustre ce principe appliqué à la coulée des joints des spécimens de colonnes circulaires, tandis que La Figure 1-3 montre la mise en place d'un joint coulé à l'horizontale, tandis que la Figure 1-4 montre des joints horizontaux constitués de barres droites ou en U.



Figure 1-1 Chutes pour l'insertion du BFUP dans des joints verticaux (Boucher-Proulx, 2008)

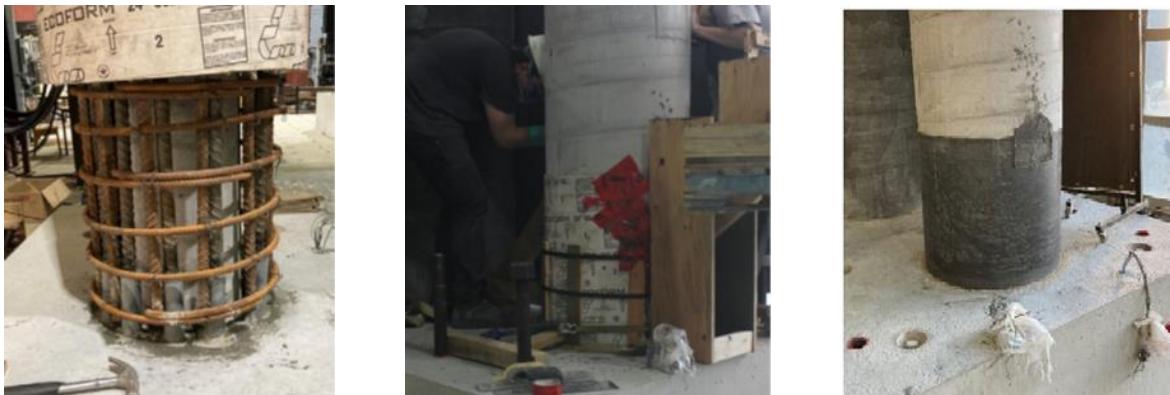


Figure 1-2 Mise en place de joints circulaires (Lewis, 2021)

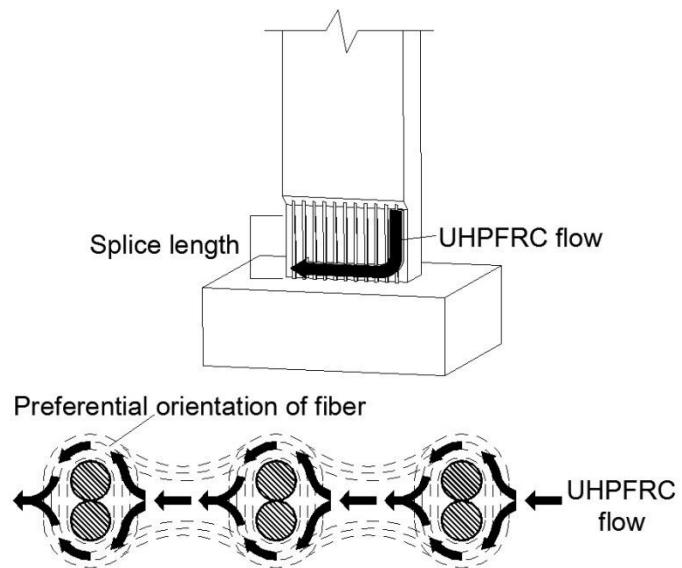


Figure 1-3 Mise en place de joints coulés horizontalement (Dagenais, 2014)



a) Marleau (2017)

b) FHWA (2010)

Figure 1-4 Mise en place de joints horizontaux

Étant donné que les propriétés réelles en traction directe du BFUP sont influencées par les conditions de mise en œuvre, il est essentiel de relier les caractéristiques mesurées sur les spécimens soumis à des essais de traction avec celles obtenues sur les spécimens ATD. Les dispositifs de mesure, tels que les capteurs LVDT, les jauge de déformation et les techniques de mesure optique, permettent de mieux comprendre les mécanismes de résistance du BFUP. Ces données sont notamment utilisées pour calibrer des analyses non linéaires par éléments finis, afin de modéliser précisément le comportement du matériau.

1.3 Objectifs et portée du projet de recherche

Ce projet adopte, comme le montre le Tableau 1-1, une approche locale portant sur l'ancrage d'une barre et s'inscrit dans d'une stratégie de recherche plus globale visant à développer des règles de calcul des joints en BFUP. En effet, plusieurs projets sont réalisés à l'échelle réelle avec des pièces de ponts grande taille par exemple. On essaye dans le cadre de ce projet de caractériser localement les caractéristiques d'ancrage d'une barre dans des conditions de dispersion des fibres variables induites par différentes modes de coulée afin de voir dans quelle mesure les résultats sont transposables de l'échelle locale à une échelle supérieure.

Tableau 1-1 Stratégies de recherche adoptées au GRS

Approches	Échelles		
	Locale	Joint continu	Élément structural
Expérimentale	Bastide (2020)	Marleau (2017)	Boucher-Proulx (2008)
	Dias Alves (2024)	Renaud-Laprise (2022)	Dagenais (2014)
	Ce projet		Long (2023)
Numérique	Bastide (2020)	Rosini (2018)	Long (2023)
	Zahedi (2021)	Bastide (2020)	Renaud-Laprise (2022)
	Dias Alves (2024)	Renaud-Laprise (2022)	
	Ce projet	Dias Alves (2024)	

L'atteinte de l'objectif final est un processus à long terme divisé en plusieurs étapes réalisées dans le cadre de plusieurs mémoires de maîtrise comme souligné au Tableau 1-1. Ce projet est réalisé à la suite de plusieurs maîtrises réalisées à Polytechnique traitant d'essais d'ancrage d'armatures, par Bastide (2020) sur la conception préliminaire des éléments préfabriqués et sur le développement d'un essai local d'ancrage armature – BFUP, par Zahedi (2021) sur la calibration des modèles numériques d'ancrage armature – BFUP, par Renaud-Laprise (2022) sur la conception parasismique de culées

préfabriquées et par Dias Alves (2024) portant sur la détermination de la résistance en traction directe du BFUP et la corrélation avec la résistance à l'ancrage selon l'essai ATD.

Ce projet de maîtrise porte sur l'étude du concept d'essai local déjà développé par Bastide (2020). Le présent projet vise à approfondir le travail déjà réalisé en adaptant différentes configurations et intégrer des modèles numériques. Les objectifs spécifiques de ce mémoire sont alors de :

1. comparer les mesures des propriétés d'essais ATD normalisés à ceux de joints similaires mis en place dans différentes configurations, verticaux et horizontaux;
2. déterminer les propriétés d'ancrage du BFUP à partir de l'essai ATD;
3. déterminer les propriétés d'ancrage du BFUP pour différentes configurations de chevauchements d'armatures.

1.4 Méthodologie et organisation du mémoire

Les différentes étapes requises afin d'atteindre les objectifs définis à la section précédente consistent à :

- réaliser une campagne expérimentale sur l'essai ATD à partir de différentes configurations et géométries déterminées;
- étudier numériquement par éléments finis des spécimens ATD standard réalisé avec les outils développés par Zahedi (2021);
- modéliser numériquement l'écoulement du BFUP en fonction du mode de mise en place;
- mettre en lien les résultats numériques avec les résultats obtenus expérimentalement en analysant les orientations de fibres obtenues.

D'un point de vue structurel, ce mémoire est organisé en cinq chapitres distincts. Le premier chapitre introduit le contexte, identifie la problématique et décrit la méthodologie de l'étude. Le deuxième chapitre offre une revue de la littérature, mettant en lumière l'état actuel des connaissances sur les sujets abordés dans cette recherche. Le troisième chapitre se concentre sur la description de la campagne expérimentale menée sur trente-quatre spécimens d'Ancre en Traction Directe (ATD) dans le cadre de cette étude. Le quatrième chapitre explore l'étude

numérique des modèles continu et local sélectionnés pour compléter l'analyse expérimentale. Enfin, le cinquième chapitre conclut ce projet en résumant les résultats et formule des recommandations pour des recherches futures.

CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE

Dans ce chapitre une revue des connaissances sur les différents sujets abordés dans ce mémoire est présentée. Pour commencer, une présentation des bétons fibrés à ultra-hautes performances (BFUP) sera d'abord faite avant une présentation plus détaillée des mécanismes de l'interaction entre les armatures et le béton et des joints de chevauchement. Le modèle constitutif EPM3D et les différentes campagnes expérimentales traitant d'essais réalisés à Polytechnique dans le cadre des différents projets portant sur l'étude de l'ancre dans du BFUP seront aussi traités.

2.1 Bétons fibrés à ultra-hautes performances (BFUP)

2.1.1 Composition

Les Bétons Fibrés à Ultra-Hautes Performances (BFUP) sont caractérisés par un faible rapport eau/liant (inférieur à 0,2). Le liant est composé principalement de ciment, avec une grande quantité d'ajouts minéraux. Les BFUP contiennent généralement uniquement des granulats de sable fin, sans granulats grossiers (certains BFUP utilisent des granulats jusqu'à 5 mm), et ils contiennent, pour les applications structurales, une concentration élevée de fibres métalliques ou synthétiques. En comparaison avec les bétons ordinaires (BO), les BFUP présentent des différences notables dans leur composition. La quantité de liant et le volume de pâte dans les BFUP sont considérablement plus élevés, environ 600 à 1000 kg/m³ (Charron & Desmettre, 2013), soit environ le double de ceux des bétons ordinaires. Le Tableau 2-1 compare les caractéristiques de différents types de bétons.

Tableau 2-1 Caractéristiques de différentes catégories de béton (Charron & Desmettre, 2013)

Composition	BO	BHP	BFHP *	BFUP
Rapport eau/liant	≥ 0.40	0.30 à 0.40	0.30 à 0.40	0.15 à 0.25
Liant	300-400 kg/m ³	350 à 450 kg/m ³	350 à 550 kg/m ³	800 à 1000 kg/m ³
Ajouts minéraux	Parfois	Oui	Oui	Oui
Sable	Oui	Oui	Oui	Oui
Pierre	Oui	Oui	Oui	Non
Fibres	Non	Non	40 à 120 kg/m ³ (0.5 à 1.5 %-vol.)	160 à 480 kg/m ³ (2 à 6 %-vol.)
Propriétés	BO	BHP	BFHP *	BFUP
Compression - f' _c	20 à 40 MPa	50 à 90 MPa	50 à 90 MPa	120 à 180 MPa
Traction - f' _t	1.5 à 2.5 MPa	3.0 à 4.5 MPa	3.0 à 4.5 MPa	7 à 15 MPa
Module - E _c	20 à 25 GPa	25 à 35 GPa	25 à 35 GPa	30 à 45 GPa

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

De plus, les granulats utilisés dans les BFUP sont fins, avec une taille généralement inférieure à un millimètre, le sable fin étant le seul type de granulat utilisé. Cette distribution des particules permet d'obtenir une matrice de béton très compacte et dense, réduisant ainsi sa perméabilité (Eide & Hisdal, 2012). Des ajouts minéraux, tels que la fumée de silice, la cendre volante, le laitier, et le filler calcaire, sont incorporés dans la matrice des BFUP pour remplacer une partie du ciment. Ces ajouts jouent un rôle de remplissage, améliorant la compacité des particules granulaires, tout en améliorant les propriétés du béton en remplaçant la portlandite par le silicate de calcium hydraté (CSH). La Figure 2-1 montre la différence de composition entre un BFUP et un BO.

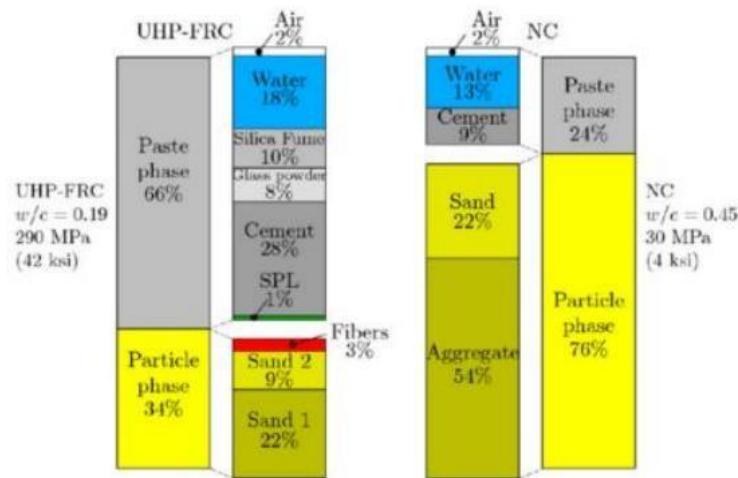


Figure 2-1 Comparaison de la composition du BFUP et du BO (Eide & Hisdal, 2012)

2.1.2 Propriétés mécaniques

Les bétons fibrés à ultra-hautes performances (BFUP) se distinguent des bétons ordinaires (BO) grâce à leurs performances exceptionnelles, tant en termes de résistance à la compression que de résistance à la traction, ainsi qu'une ductilité et un allongement en traction nettement supérieurs à ceux des BO (Charron & Desmettre, 2015). Les BFUP présentent ainsi une résistance à la compression nettement supérieure à celle des BO, atteignant généralement entre 120 et 180 MPa, alors que celle des BO se situe entre 20 et 40 MPa. Par ailleurs, une quantité significative de fibres est ajoutée au mélange (habituellement de 2 à 4% du volume) pour des applications structurales. L'utilisation de petites fibres d'acier améliore considérablement la ductilité et la capacité de

résistance à la traction des BRF, variant de 7 à 15 MPa, contrairement aux BO qui affichent une résistance à la traction de 1.5 à 2.5 MPa. La Figure 2-2 montre une comparaison des courbes de comportement des BRF et des BFUP.

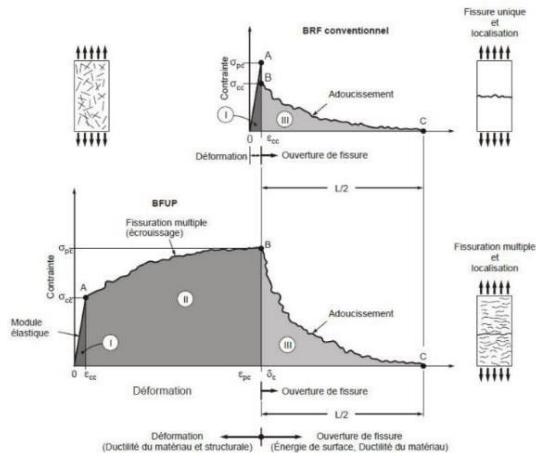


Figure 2-2 Comportement en traction des BRF et des BFUP (Massicotte, 2015) adapté de (Naaman,2003)

Les bétons fibrés à ultra-hautes performances (BFUP) se distinguent aussi des bétons ordinaires (BO), des bétons à hautes performances (BHP) et des bétons fibrés à hautes performances (BFHP) par leur comportement particulier avant l'atteinte du pic de résistance. Cette caractéristique est due à la formation de microfissures très nombreuses (inférieures à 0,05 mm) avant que la résistance maximale ne soit atteinte, ce qui engendre des déformations importantes. Une fois qu'une macrofissure, voire plusieurs, se forme, les fibres ancrées de part et d'autre de la fissure permettent de « coudre » celles-ci (Charron et Desmettre, 2015), empêchant ainsi une rupture fragile, comme l'illustre la Figure 2-3.

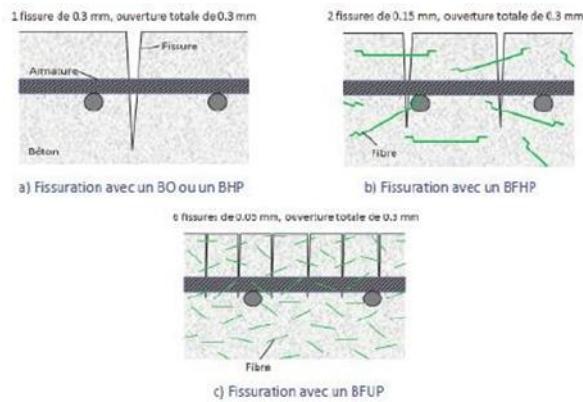


Figure 2-3 Couture des fissures à l'aide des fibres (Charron & Desmettre, 2015)

Le pourcentage de fibres dans le mélange, le type de fibres employé, ainsi que leur orientation, jouent un rôle essentiel dans le comportement en traction des BFUP. Les caractéristiques des fibres, telles que leur longueur et leur composition (acier, polypropylène, nylon ou polyester, selon Charron & Desmettre, 2015), varient en fonction du type de mélange utilisé. Bien que les fibres soient généralement droites, la matrice très compacte des BFUP permet une bonne adhérence entre elles. Il est crucial que les fibres soient orientées parallèlement à la force de traction, car une orientation incorrecte peut entraîner une réduction significative de la résistance à la traction, parfois jusqu'à 50 % (Lagier, F. et al., 2015), voire davantage (Delsol & Charron, 2013). Des essais de traction directe sur des dalles de 50×50×431 mm ont montré que l'orientation incorrecte des fibres a un impact non seulement sur la réponse après le pic de charge, mais aussi sur la contrainte à laquelle apparaît la première fissure (Maya Duque & Graybeal, 2016).

En ce qui concerne l'ancrage des armatures dans le BFUP, les recherches suggèrent qu'il est préférable d'orienter les fibres perpendiculairement aux barres d'armatures. Des essais d'arrachement des barres d'armatures encastrées dans le BFUP, réalisés par Roy et al. (2017), avec des fibres orientées perpendiculairement, parallèlement ou de manière aléatoire par rapport à l'orientation des barres, ont illustré l'impact significatif de ce paramètre.

En raison de sa matrice extrêmement compacte, le BFUP présente des niveaux de durabilité nettement supérieurs à ceux du béton ordinaire, que ce soit en termes de résistance à l'état non fissuré ou fissuré. Cette caractéristique en fait un choix particulièrement intéressant pour des projets de rénovation d'ouvrages existants ou de construction d'ouvrages neufs, où la durabilité est une préoccupation essentielle. Le Tableau 2-2 résume les indicateurs de durabilité pour le béton ordinaire et le béton fibré ultra performant (Charron, 2021). Les indices de durabilité du BFUP sont très inférieurs à ceux du BO et du BFHP, traduisant ainsi le fait que le BFUP présentera une durabilité significativement prolongée par rapport à ces bétons.

Tableau 2-2 Indicateurs de durabilité des bétons considérés (Charron, 2021)

Indicateur de durabilité	BO	BHP et BFHP *	BFUP
Perméabilité à l'air, K_{air} (m^3) [20, 22, 40, 41]	$10^{-15} - 10^{-16}$	10^{-17}	$< 10^{-19}$
Perméabilité à l'eau, K_{eau} (m/s) [15, 42-44]	$10^{-11} - 10^{-12}$	10^{-13}	$< 5 \times 10^{-14}$
Diffusion effective, D_{eff} (m^2/s) [22, 45, 46]	$2 \times 10^{-11} - 2 \times 10^{-12}$	$2 \times 10^{-12} - 2 \times 10^{-13}$	2×10^{-14}
Sorptivité, S ($kg/m^2/s^{1/2}$) [15, 47-49]	0.01-0.03	0.003-0.01	0.0003
Vitesse de corrosion, C ($\mu m/an$) [45]	1.20	0.25	< 0.01
Porosité à l'eau, φ (%) [22, 42, 45, 48]	12 - 16	8 - 12	1 - 6
Indicateur de durabilité relatif	BO	BHP et BFHP *	BFUP
$K_{air}/K_{air BO}$	1	0.018	< 0.0002
$K_{eau}/K_{eau BO}$	1	0.018	< 0.0091
$D_{eff}/D_{eff BO}$	1	0.100	0.0018
S/S_{BO}	1	0.325	0.0150
C/C_0	1	0.208	< 0.0083
Indicateur de durabilité relatif critique	1	≤ 0.325	≤ 0.015

* : En condition non fissuré le BFHP devrait avoir des indicateurs de durabilité similaires à ceux du BHP.

Afin d'évaluer la durabilité des bétons dans un état fissuré, des tests de traction uniaxiale ont été effectués sur des spécimens fabriqués à partir de différentes gammes de béton, tout en mesurant simultanément la perméabilité à l'eau et le degré de fissuration (Charron & Desmettre, 2013). Le BFUP utilisé présente des ouvertures de fissures environ 5 fois plus petites que celles du béton ordinaire (BO) et 2,5 fois plus petites que celles du béton fibré à haute performance (BFHP). Les indicateurs de perméabilité du BFUP sont environ 1000 fois inférieurs à ceux du BO et 300 fois inférieurs à ceux du BFHP. Les résultats de ces tests sont résumés dans le Tableau 2-3.

Tableau 2-3 Ouverture de fissure maximale et coefficient de perméabilité (Charron & Desmettre, 2013)

Contrainte armatures (σ_a en MPa)	Ouverture de fissures (w en mm)			Perméabilité à l'eau (K_{eau} en m/s)		
	BO - BHP*	BFHP	BFUP	BO - BHP*	BFHP	BFUP
200	0.22	0.08	0	2.0×10^{-6}	4.4×10^{-7}	1.3×10^{-9}
250	0.27	0.12	< 0.05	3.9×10^{-6}	1.2×10^{-6}	2.4×10^{-9}
300	0.29	0.16	< 0.05	5.4×10^{-6}	1.7×10^{-6}	4.6×10^{-9}
Contrainte armatures (σ_a en MPa)	Fissure relative au BO (w/w_{BO})			Perméabilité relative au BO (K/K_{BO})		
	BO - BHP*	BFHP	BFUP	BO - BHP*	BFHP	BFUP
200	1	0.364	0	1	0.220	0.001
250	1	0.444	< 0.185	1	0.307	0.001
300	1	0.552	< 0.172	1	0.314	0.001
Indicateur de perméabilité relatif critique				1	≤ 0.314	≤ 0.001

* : Les contraintes dans les armatures retrouvées en service varient entre 200 et 300 MPa.

* : À l'état fissuré le BHP a une perméabilité similaire au BO au droit de la fissure.

Bien que les BFUP soient généralement renforcés avec des microfibres en acier, la question de la corrosion des fibres pourrait être soulevée. Cependant, la plupart des études montrent que la corrosion des fibres n'est pas un problème significatif et n'affecte pas de manière notable la durabilité du BFUP et du béton renforcé de fibres (BRF) tant que les ouvertures des fissures restent inférieures à 0.2 mm (Charron & Desmettre, 2015). Il est important de noter que ce critère est généralement respecté dans les conditions de service du BFUP.

2.2 Analyse numérique

Cette section offre une brève présentation des logiciels d'analyse numérique qui ont été employés dans le cadre de ce projet. Plus précisément, les analyses des écoulements de BFUP et des spécimens ATD ont été exécutées en utilisant le logiciel d'éléments finis Abaqus (Hibbit et al., 2014). Dans le cadre de ces analyses, le modèle constitutif de béton EPM3D, élaboré à Polytechnique Montréal (Massicotte, B. & Ben Ftima, 2017), a été employé pour représenter de manière précise le comportement non linéaire du béton.

2.2.1 Abaqus

Abaqus est un logiciel d'analyse par éléments finis (FEA) développé par Dassault Systèmes, largement reconnu dans le domaine de l'ingénierie et de la simulation numérique. Il offre la capacité de modéliser et d'analyser le comportement mécanique et thermique de structures complexes, de composants et de matériaux.

L'application offre aux utilisateurs deux versions distinctes, à savoir Abaqus/Standard et Abaqus/Explicit, qui se distinguent par leur méthode de résolution ainsi que les types d'éléments disponibles dans leur bibliothèque.

Plus spécifiquement, Abaqus/Standard utilise une méthode de résolution basée sur l'équilibre des forces externes et internes, représentées respectivement par les matrices P et I à chaque nœud. Cette approche itérative vise à atteindre la convergence en équilibrant les forces externes et internes, et elle peut faire appel à des techniques telles que la méthode de Newton-Raphson ou la méthode de Riks, basée sur la longueur d'arc, en fonction de la nature du problème à résoudre (Massicotte, B.

& Ben Ftima, 2017). D'un autre côté, Abaqus/Explicit emploie une méthode différente, formulée avec la matrice des masses modales M et la matrice d'accélération des nœuds u, pour traiter les problèmes qui nécessitent une approche explicite de la dynamique. Le choix entre ces deux méthodes dépend de la spécificité du problème en question.

En ce qui concerne la modélisation des écoulements, Abaqus n'offre pas des possibilités avancées de modélisation de la dynamique des fluides (CFD), mais il peut être utilisé pour simuler des interactions fluide-structure. En effet, il peut intégrer des analyses de structures avec des effets de fluide. En effet, en appliquant des conditions aux limites pour définir le comportement du fluide, Abaqus discrétise chaque élément du maillage en appliquant différentes équations de comportement fluide telles que les équations de Navier-Stokes. Cependant, le logiciel reste assez limité et la modélisation est très largement simplifiée.

2.2.2 EPM3D

EPM3D est le modèle constitutif du béton spécifiquement employé dans le module Explicit du logiciel Abaqus, développé par Dassault Systèmes Simulia Corp. Il est utilisé pour réaliser des analyses par éléments finis non linéaires. L'acronyme EPM3D, qui signifie "Endommagement Progressif Multiaxial Tridimensionnel," résume sa fonction, puisqu'il vise à représenter le comportement complexe du béton sous des chargements multiaxiaux. En situation de compression, le modèle s'appuie sur une approche hypoélastique. Il incorpore un paramètre scalaire qui tient compte de l'endommagement du béton, c'est-à-dire de son comportement anisotrope, de la dégradation du module élastique au fil des cycles de chargement-déchargement, ainsi que de son expansion volumique inélastique. Une illustration caractéristique du comportement en compression est présentée à la Figure 2-4 .

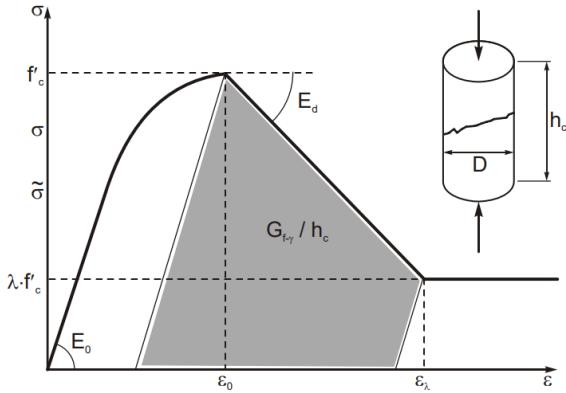
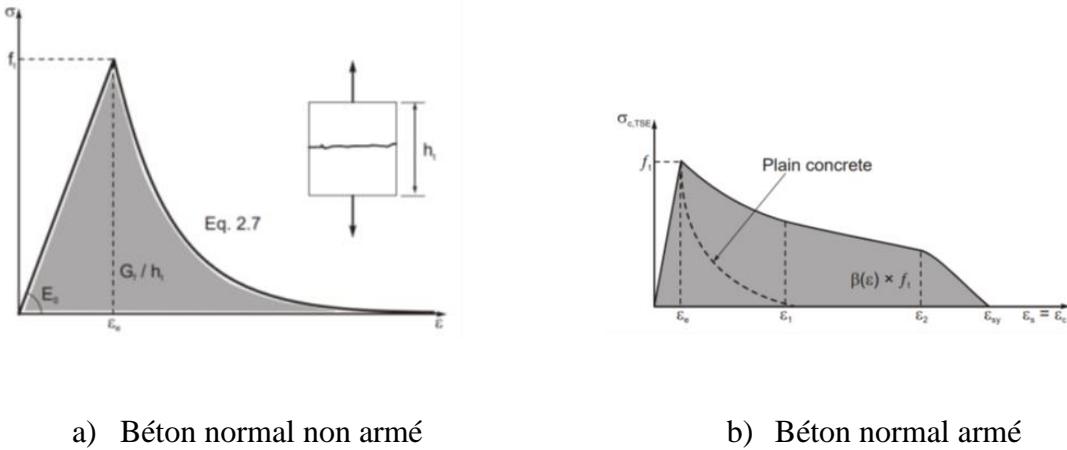


Figure 2-4 Courbe contrainte-déformation du béton en compression (Massicotte, B. & Ben Ftima, 2017)

Dans le contexte de traction, un second paramètre scalaire d'endommagement est associé à la propagation des fissures au sein du béton. Ce modèle adopte une approche de fissuration diffuse, ce qui signifie qu'une fois que la contrainte de fissuration est atteinte à un point d'intégration, ce point est considéré comme fissuré selon un des axes de déformations principales, et les propriétés du matériau fissuré lui sont attribuées, associées à l'orientation de l'axe principal des déformations (Massicotte, B. & Ben Ftima, 2017). De plus, le modèle permet de prendre en compte le raidissement en traction du béton, qui résulte de la présence d'armatures à l'intérieur de la structure. En effet, le raidissement en traction résultant de l'interaction du béton et de l'armature augmente l'énergie de fissuration. Des courbes de comportement typiques en traction sont également exposées à la Figure 2-5 .



a) Béton normal non armé

b) Béton normal armé

Figure 2-5 Comportement en traction du béton non armé et armé

Dans le cas du béton renforcé de fibres, BRF ou BFUP, une loi reproduisant le comportement illustré à la Figure 2-2 est adoptée, sans considérer le raidissement en traction. Pour le comportement adoucissant associé à l'ouverture de fissure, une déformation équivalente est utilisée, égale au ratio de l'ouverture de fissure w et une longueur L_R (de Montaignac et al, 2013), longueur représentative.

Il est important de noter que les paramètres d'endommagement en compression et en traction sont étroitement couplés tout au long de l'analyse pour prendre en considération des aspects tels que la résistance résiduelle et la dégradation du module élastique. Le modèle constitutif EPM3D a été validé à partir de résultats d'essais disponibles dans la littérature dont la fiabilité est établie, comme en témoigne l'étude menée par Massicotte et Ben Ftima en 2017. Il continue d'être soumis à des comparaisons avec les résultats obtenus de programmes expérimentaux au Laboratoire de structures de Polytechnique Montréal ou issus de la littérature.

2.3 Joints de chevauchement

Un joint de chevauchement est une technique de construction utilisée pour relier deux éléments ou sections de matériaux de manière à assurer leur continuité structurelle ou fonctionnelle. Afin d'assurer le transfert des efforts d'une barre à l'autre, la longueur de chevauchement doit être adéquate. Deux types de joints de chevauchement sont retrouvés : joint de chevauchement avec contact et sans contact, comme le montre la Figure 2-6. Des chevauchements avec contact sont

généralement utilisés pour du béton ordinaire. Cependant, pour les bétons renforcés de fibres, particulièrement les BFUP, les joints sans contact présentent une performance accrue par rapport aux chevauchements avec contact (Renaud-Laprise, 2022).

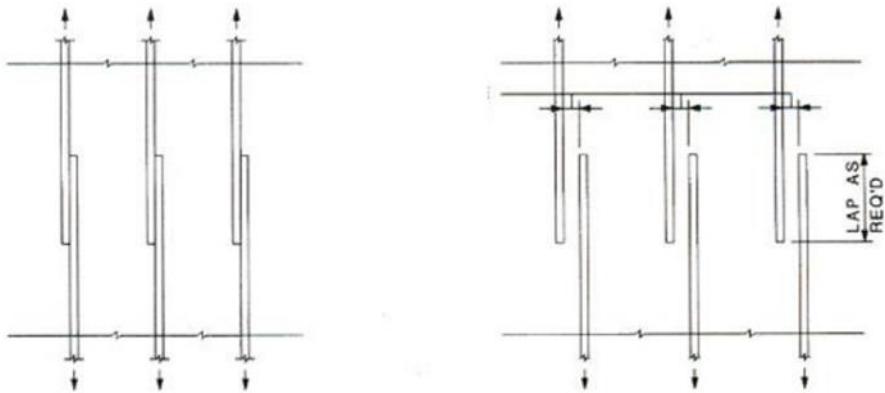


Figure 2-6 Chevauchement de barres d'armatures avec et sans contact

2.3.1 Liaison armature-béton

Dans un joint de chevauchement, la transmission des efforts repose sur l'interaction entre l'armature en acier et le béton d'enrobage. Les charges se propagent à travers le béton entre les barres qui se chevauchent ou à l'intérieur d'un même élément où les barres sont disposées côté à côté. Lorsqu'une de ces barres chevauchées est soumise à une force de traction, il est nécessaire d'avoir une certaine longueur d'ancre pour que l'acier atteigne un point de plastification, ce qu'on appelle la longueur de développement. Les contraintes tangentielles qui agissent entre l'armature en acier et le béton permettent d'évaluer la qualité de la liaison entre les deux matériaux.

Trois mécanismes fondamentaux interviennent lors de l'ancre d'une barre d'armature à crénélures dans le béton ordinaire. Tout d'abord, il y a l'adhésion chimique entre l'acier et le béton, qui cesse lorsque le glissement commence. Ensuite, il y a le frottement de surface entre la barre et le béton. Enfin, il y a la butée des crénélures de la barre contre le béton. Ces deux derniers mécanismes sont activés lorsqu'il y a du glissement et dépendent principalement des propriétés de surface de la barre et de la résistance à la fissuration du béton (Wang, 2009).

Deux types de défaillance peuvent entraîner la perte d'ancrage. Le premier type est la rupture par fendage. Lorsqu'une barre ancrée dans le béton est soumise à une force de traction, elle commence à se déplacer en direction du point où la force est appliquée, dans une tentative de se détacher du béton. Les crénélures de la barre entrent alors en contact avec le béton, créant ainsi une pression normale sur leur surface. Cette pression peut être divisée en deux composantes : une composante longitudinale et une composante transversale. La composante transversale, qui agit radialement, engendre une distribution de contraintes de traction en forme d'anneau autour de la barre, connue sous le nom de contrainte orthoradiale (Orangun et al., 1977). Lorsque la contrainte orthoradiale atteint la résistance à la fissuration du béton, des fissures de fendage se forment autour de la barre. Ces fissures commencent au niveau de la barre et se propagent ensuite vers la surface, comme illustré dans la Figure 2-7.

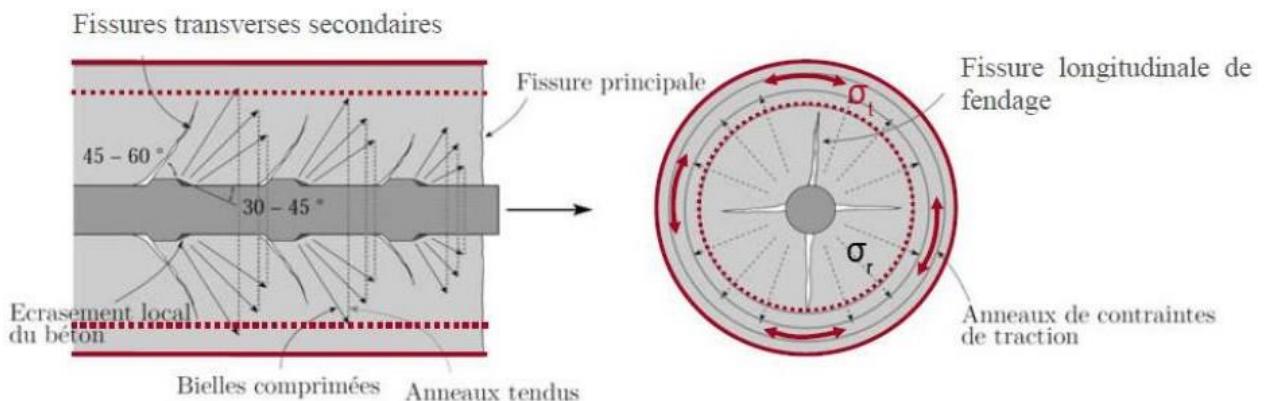


Figure 2-7 Processus de butée des crénélures (Redaelli, 2009)

Une fois que la fissure de fendage atteint la surface, le béton se fissure soudainement, permettant à la barre de se libérer, ce qui est appelé rupture par fendage. La direction de la fissure dépend de l'enrobage de béton autour de la barre, avec une préférence pour la direction de l'enrobage minimal. Le deuxième mode de rupture possible est le pur arrachement de la barre. Lorsque l'enrobage de béton autour de la barre ancrée est suffisamment épais pour empêcher la propagation de la fissure de fendage jusqu'à la surface, la barre se détache directement du béton. Ce mécanisme se caractérise généralement par la formation d'un cône d'arrachement et l'écrasement du béton à la face avant des crénélures à l'extrémité sous charge de la barre. Les mécanismes de rupture par fendage et d'arrachement sont visibles dans la Figure 2-8 .

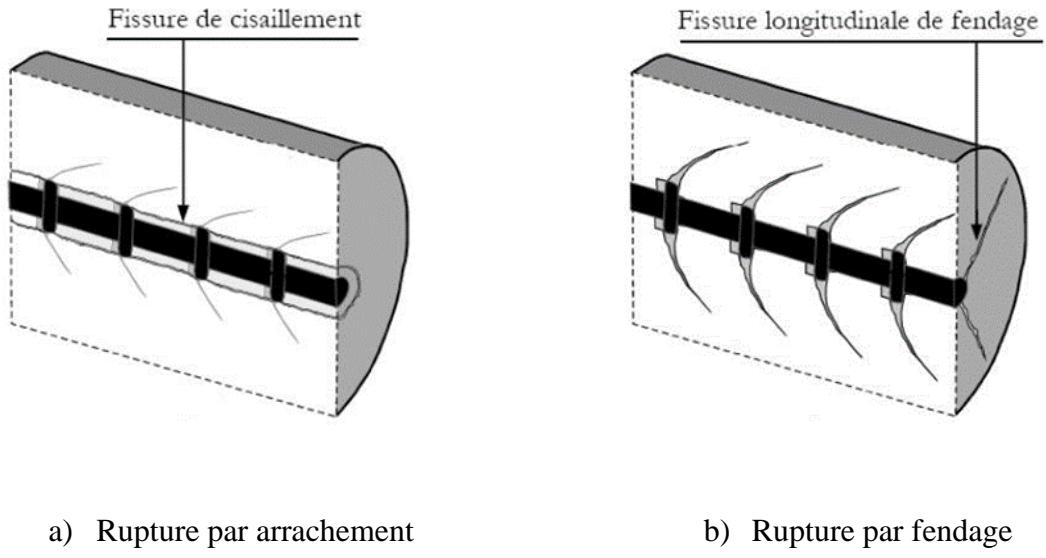


Figure 2-8 Modes de rupture (Lettow, 2006)

2.3.2 Joints de chevauchement avec contact

L'une des méthodes de conception traditionnelles pour un joint de chevauchement implique de placer les barres chevauchées en contact direct. Dans ce scénario, la longueur de chevauchement correspond à la zone de contact entre les deux barres. Cette longueur est calculée de manière à garantir que les barres atteignent le point de plastification avant qu'une rupture dans le béton ne se produise.

Le comportement d'un joint de chevauchement avec contact est globalement similaire à celui d'une barre ancrée. Il est notable que la zone de tension prenne une forme ovale différente de celle pour une barre isolée lorsqu'il s'agit d'un chevauchement en contact. Les modes de rupture restent les mêmes que pour une barre isolée ancrée. Cependant, dans ce cas, la fissuration par fendage est la plus courante et se caractérise par l'apparition d'une fissure longitudinale permettant le glissement relatif des deux barres. La Figure 2-9 illustre le mécanisme de transfert de force entre deux barres en contact.

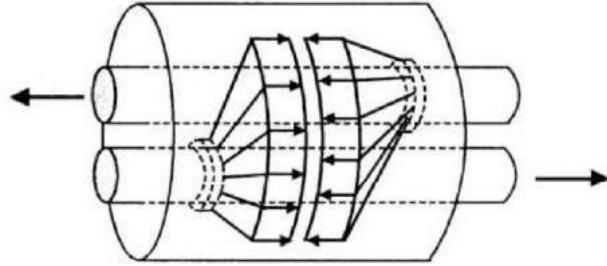


Figure 2-9 Transfert d'effort dans un joint de chevauchement (Spieth, 2002)

Les schémas de fissuration dans le cas d'un chevauchement en contact sont fonction de plusieurs paramètres dans la structure. La fissure par fendage se développe dans le plan longitudinal des barres, dans un schéma de fissures « en V » ou dans un cas « mixte » en fonction de la distance relative des paires d'armatures, l'enrobage vis-à-vis de la plus proche surface ou encore du confinement supplémentaire (armatures transversales, etc.). La Figure 2-10, issue d'une étude de Elingehausen (1979) mettant en évidence des schémas de fissuration influencés par l'épaisseur d'enrobage et l'espacement entre les barres, illustre ces différents modes de fissuration.

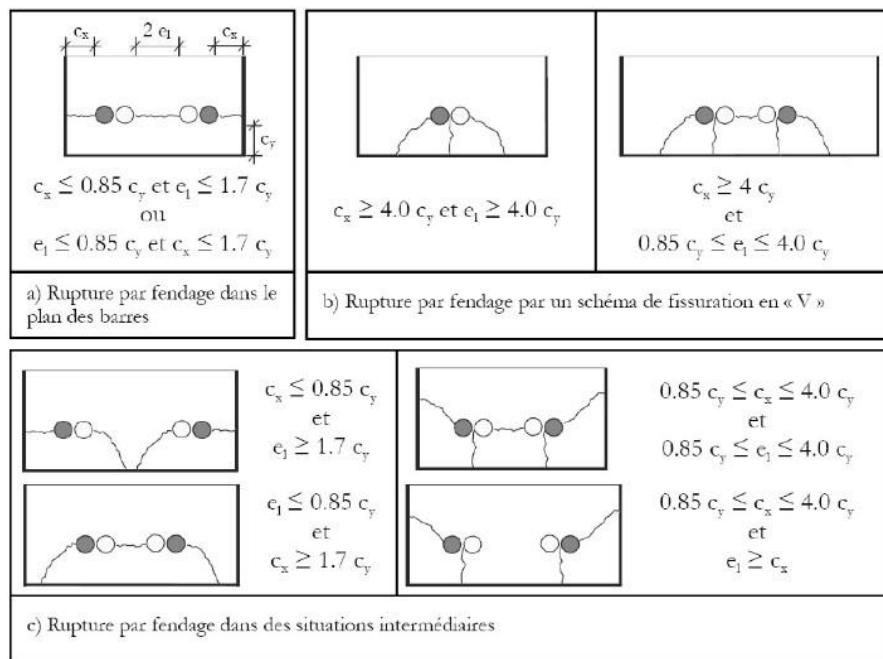


Figure 2-10 Orientation de la fissuration de fendage (adapté de (Elinghausen, 1979))

Plusieurs paramètres influent sur la performance des joints de chevauchement avec contact. Les principaux à considérer sont résumés ci-dessous.

Les propriétés du béton :

Comme indiqué précédemment, les modes de rupture, qu'ils soient dus au fendage ou à l'arrachement, sont étroitement liés à la résistance du béton. La résistance en compression intervient lorsqu'il y a contact entre le béton et la crénelure, et la résistance de l'ancrage est donc proportionnelle à celle-ci (Zuo & Darwin, 2000). Cette dépendance est encore plus marquée dans le cas des Bétons à Hautes Performances (BHP) qui, grâce à leur résistance en compression accrue, voient les crénélures engagées en premier lieu reprendre une plus grande quantité d'effort avant que les crénélures suivantes ne soient engagées pour buter sur le béton. Le processus observé est identique dans le cas d'un joint de chevauchement. La différence de comportement entre ces deux types de béton est illustrée dans la Figure 2-11.

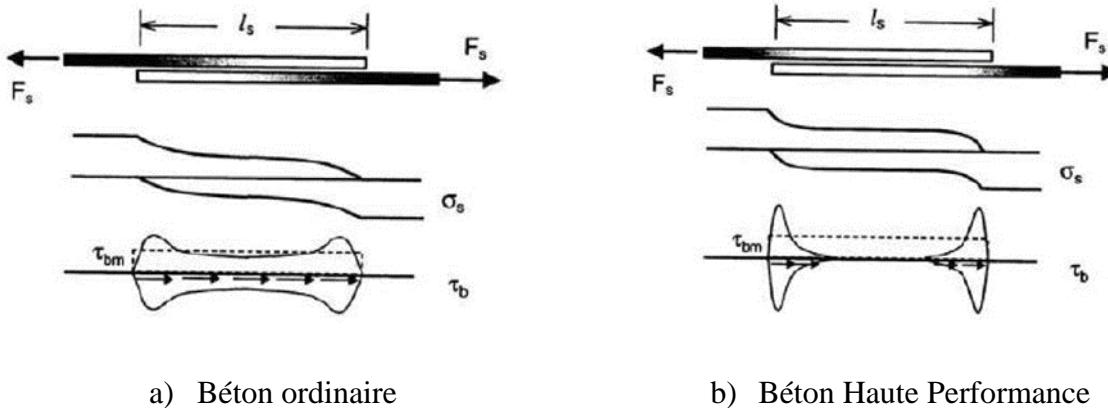


Figure 2-11 Transmission des efforts dans un joint de chevauchement (Spieth, 2002)

À noter que ce comportement amène les BHP à une plus forte sensibilité à la rupture par fendage. En effet, la résistance en traction au niveau de l'anneau en tension, qui n'augmente pas autant que la résistance en compression pour un BHP (Azizinamini et al., 1993), est atteinte avant la participation de toutes les crénélures.

L'ajout de fibres a une influence positive quant aux performances des joints. En effet, l'augmentation du volume de fibres dans la formule de béton améliore l'ancrage en augmentant le confinement de la barre, en contrôlant la propagation des fissures et en permettant de dissiper plus

d'énergie (Haber & Graybeal, 2018; Roy et al., 2017). Elles permettent aussi de limiter la fissuration due au retrait du béton en jeune âge (Lagier et al., 2016b). Une amélioration de la ductilité est aussi notable avec l'augmentation du volume de fibres (Harajli, M., Hamad et Karam 2002).

Les propriétés de l'armature :

Comme dit précédemment, la transmission des efforts dans un joint de chevauchement repose majoritairement sur l'action des crénélures et la géométrie de celles-ci a donc un impact majeur sur la performance du joint. En effet, il a été montré qu'une plus grande aire relative des crénélures a pour effet de mobiliser un plus grand volume de béton en butée, donc d'améliorer fortement l'ancrage (Tastani & Pantazopoulou, 2010), et cela encore davantage en présence d'armature transversale (Darwin, 2005; Zuo & Darwin, 2000).

Le diamètre des barres utilisées a un effet sur le niveau d'ancrage. En effet, selon Darwin (2005), un diamètre de barre plus important impliquerait un plus grand volume de béton engagé en butée et donc une meilleure résistance. Hwang et al. (2017), qui ont testé l'ancrage de barres avec crochets, ont eux aussi observé une augmentation de la résistance avec le diamètre. Cependant, cet effet est toujours remis en question, notamment par Cairns (2015) qui mentionne au contraire des résistances beaucoup plus élevées pour des barres de faible diamètre. La norme CSA S6:19 (Association canadienne de normalisation, 2019) permet la réduction de la longueur d'ancrage des barres de petit diamètre, traduisant une supposée meilleure performance.

Les propriétés structurales :

La longueur de chevauchement joue un rôle majeur sur la performance des joints. En effet, celle-ci doit être suffisamment grande pour permettre la plastification de la barre avant la rupture du béton. Il existe une relation entre la résistance du joint de chevauchement et la racine carrée du rapport entre la longueur de chevauchement et le diamètre des barres (Canbay et Frosch, 2005). À noter qu'au-delà d'une certaine longueur, augmenter la longueur de chevauchement n'a plus aucun impact sur la résistance.

De même, l'enrobage a un impact sur la performance du joint, tant en ce qui concerne la résistance maximale que l'orientation des fissures. Une augmentation de l'enrobage minimal de la barre contribue à améliorer son ancrage, car l'épaisseur à fissurer est plus grande (Cairns, 2015; Hwang et al., 2017; Wang, 2009).

Enfin, la présence d'armatures de confinement est également un paramètre clé pour la performance du joint de chevauchement en contact. En effet, les armatures transversales bonifient la résistance de la liaison des deux matériaux en reprenant les contraintes de traction orthoradiale, en améliorant le confinement et la ductilité (Cairns, 2015; Orangun et al., 1977). L'impact bénéfique des armatures transversales est étroitement lié à la distance qui sépare les barres de l'armature chevauchée, permettant ainsi de la progression de la fissuration dès son initiation. Il s'agit d'un type de confinement passif, car il ne renforce la résistance du joint qu'après que la fissure s'est ouverte et qu'elle atteint la barre transversale. L'efficacité de ce confinement dépend de plusieurs paramètres tels que le nombre de barres transversales, de leur répartition ainsi que de leur diamètre.

2.3.3 Joint de chevauchement sans contact

Pour des éléments préfabriqués, les joints sans contact seront privilégiés, car ils facilitent grandement l'assemblage des éléments en assurant une meilleure distribution du béton dans le joint.

Au niveau des performances, il a longtemps été considéré que les résultats étaient similaires pour des joints avec et sans contact. Cependant, ces études étaient limitées à de faibles espacements avec des bétons peu performants et un nombre limité d'armatures.

Or, dans un joint de chevauchement sans contact, la longueur de développement ne correspond pas à la longueur de chevauchement. Ainsi, dans le cas sans contact, il est plus pertinent de s'intéresser à la longueur effective de chevauchement. En effet, l'étude de la fissuration montre des fissures diagonales entre les barres.

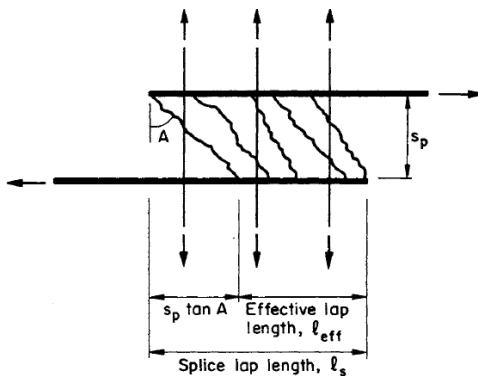


Figure 2-12 Longueur effective de chevauchement (Sagan et al.)

Pour expliquer ce phénomène, Sagan et al. (1991) ont réalisé une campagne expérimentale sur 47 spécimens contenant chacun 2 joints de chevauchement sans contact en béton ordinaire. Différents

paramètres sont étudiés comme l'espacement des barres chevauchées, la résistance du béton, l'effet du renforcement latéral ou encore la longueur de chevauchement. Chaque spécimen a d'abord été chargé de façon monotonique, puis de façon cyclique à la plastification du spécimen, et ce, jusqu'à la rupture finale.

Le transfert d'efforts peut être représenté au moyen d'un modèle basé sur un élément de treillis. Dans ce modèle, la force est transmise d'une barre à l'autre par l'intermédiaire d'une bielle en compression, le béton comme illustré à la Figure 2-13. La force de traction, quant à elle, est supportée à la fois par la barre d'armature et par le béton environnant. Les conclusions des auteurs pour le béton non fibré mettent en évidence que la performance d'un joint de chevauchement dans la plage élastique ne dépend pas de l'espacement entre les barres, du moins jusqu'à une distance de 6 fois le diamètre des barres. Cependant, pour garantir un comportement approprié dans la plage inélastique, il est impératif d'installer des armatures transversales réparties de manière uniforme sur toute la longueur du chevauchement. Ces armatures transversales jouent un rôle de première importance dans le transfert efficace des efforts.

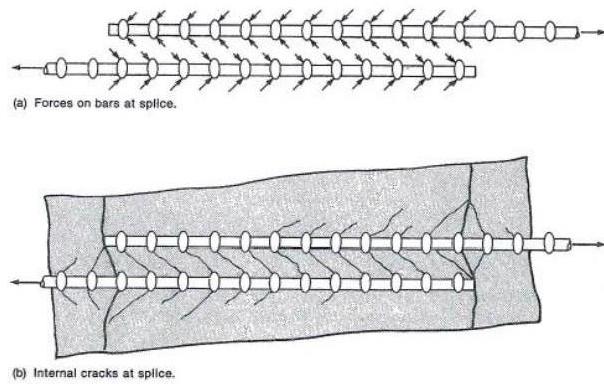


Figure 2-13 Principe de transmission des efforts entre 2 barres d'armatures chevauchées (Hamad & Mansour, 1996)

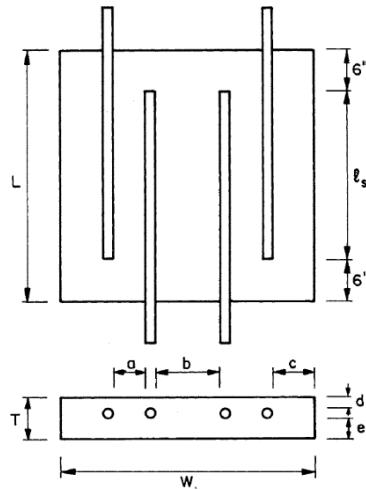


Figure 2-14 Spécimen de joints de chevauchement sans contact (Sagan et al.)

2.3.4 Utilisation du BFUP dans un joint de chevauchement

Il a été étudié précédemment que la performance d'un joint de chevauchement dépend des propriétés du béton utilisé. Ainsi, l'utilisation de BFUP, reconnu notamment pour l'amélioration des propriétés en traction du béton, a un fort impact positif sur la conception des joints.

Plusieurs études ont montré une amélioration significative de la résistance d'un joint de chevauchement grâce à l'utilisation d'un BFUP. Dans le cas de l'étude d'un joint de chevauchement de pile circulaire préfabriqué par Darveau (2018), les résultats ont montré une augmentation considérable de la ductilité et une élimination de la rupture par fendage pour le cas du joint en BFUP en comparaison avec la pile de référence en béton ordinaire. Les mêmes résultats sont trouvés par Lewis (2021) sur une étude de joint de chevauchement en BFUP sur une pile circulaire préfabriquée.

Lagier (2015) a mené des recherches sur des joints de chevauchement en contact avec du BFUP en utilisant un dispositif de traction directe. Ses conclusions mettent en évidence plusieurs points importants. Tout d'abord, il démontre que l'augmentation du pourcentage de fibres renforce la capacité maximale des barres d'armature soumises à une tension et retarde l'initiation ainsi que la propagation de la fissure de fendage lorsque la longueur de chevauchement n'est pas suffisante pour atteindre la plastification des barres.

De plus, ses observations indiquent que toutes les ruptures demeurent ductiles, même avec un faible pourcentage de fibres. Par exemple, en utilisant une longueur d'ancrage de 12 diamètres de barre ($12 d_b$), un enrobage de 1.2 diamètre de barre (1.2 d_b), et un BFUP contenant 4% de fibres, Lagier a constaté que les barres de grade 400W de diamètres 25M et 35M atteignaient la plastification.

Des campagnes expérimentales ont été réalisées par Yuan et Graybeal (2015) dans le cadre de tests de joints de chevauchement avec et sans contact qui ont été conçus afin de représenter le mieux possible une situation réelle. Le schéma du montage expérimental est présenté à la figure ci-dessous.

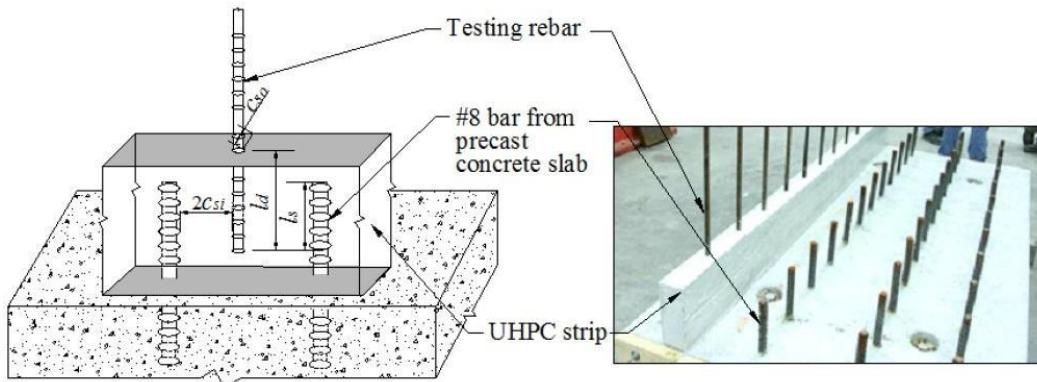


Figure 2-15 Montage expérimental utilisé pour des tests d'arrachement sur des barres d'armatures dans du BFUP (Yuan et Graybeal, 2015)

La dalle inférieure est une dalle préfabriquée comportant des barres de calibre no. 8 dépassant de 203 mm. Au-dessus de cette dalle, un muret en BFUP, contenant un taux de fibres de 2%, est coulé.

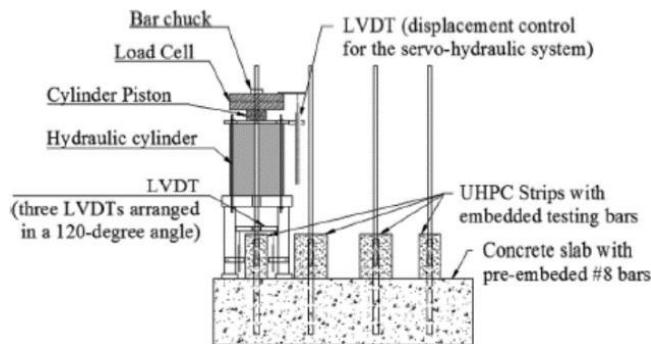


Figure 2-16 Position du vérin par rapport au banc d'essais lors du test d'arrachement (Yuan et Graybeal, 2015)

Ce muret est centré sur les barres de calibre no. 8, tandis que les barres soumises à l'essai (calibres #5 à #7) sont disposées alternativement entre deux barres de calibre no. 8. L'essai d'arrachement est réalisé en utilisant un vérin hydraulique qui exerce une pression sur une chaise reposant sur la dalle préfabriquée, comme le montre la figure. Différents paramètres ayant un rôle dans la performance des joints (longueur d'ancrage, enrobage, types d'armatures, etc.) ont été étudiés dans cette campagne.

Plusieurs constats ont découlé de ces études. En effet, il existe une relation linéaire entre la contrainte maximale dans la barre et la longueur d'ancrage pour la plage de valeurs étudiées comme le montre la Figure 2-17.

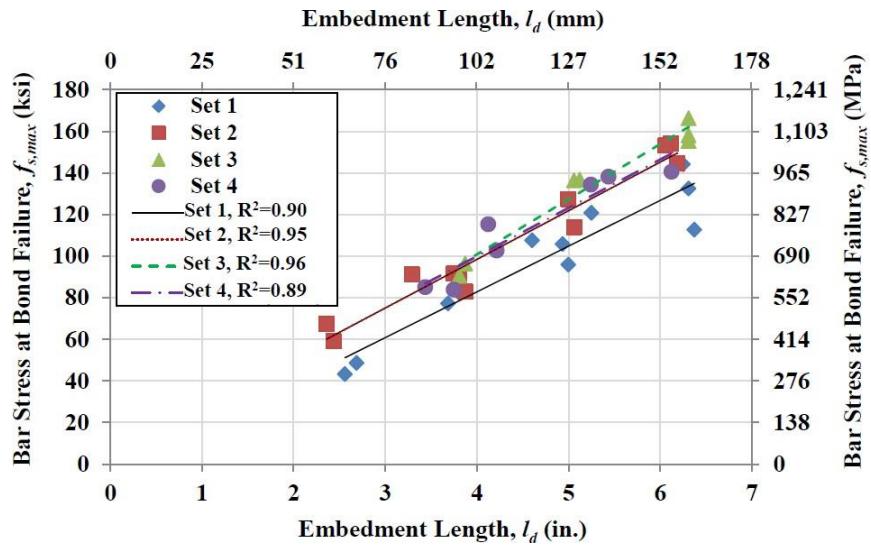


Figure 2-17 Contraintes dans les barres en fonction de la longueur d'ancrage (Yuan & Graybeal, 2015)

Comme indiqué sur la Figure 2-18 lorsque la distance entre les barres chevauchées est inférieure à $\ell_s \tan(\theta)$, où θ représente l'angle entre les fissures et les barres chevauchées, la résistance du joint sans contact avec un espacement symétrique est supérieure à celle du chevauchement avec contact. Cela signifie que dans ces conditions, le joint sans contact présente une meilleure capacité à résister à la fissuration. Cependant, lorsque l'espacement entre les barres chevauchées est plus important, la fissure n'est plus interceptée par les barres adjacentes, et le joint se comporte essentiellement comme une série d'ancrages. Dans ce cas, seules les propriétés du béton et de son environnement direct influencent la résistance du joint.

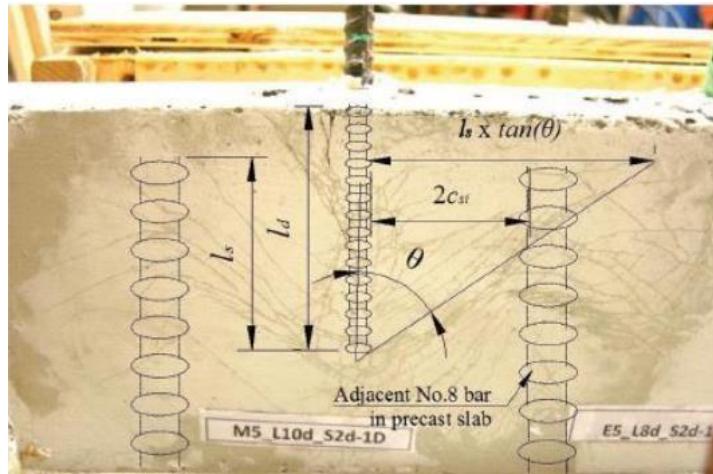


Figure 2-18 Configuration des barres et espace maximal à respecter pour un effet de groupe
(Yuan & Graybeal, 2015)

La plastification des barres entraînant un désengagement des crénelures du béton environnant (à cause de l'effet de Poisson) est aussi un facteur impactant négativement la capacité du joint. Peruchini, Stanton et Calvi (2017) ont obtenu les mêmes tendances de relations linéaires pour leurs valeurs d'étude entre la capacité maximale et la longueur d'ancrage. Toutefois, Peruchini et al. ont observé que l'enrobage pour des valeurs comprises entre 1 po et 2.5 po n'a pas d'effet sur la capacité malgré des ruptures par fendage, contrairement à Yuan et Graybeal (2015). La variation de résultats entre l'étude de Yuan & Graybeal et Peruchini et al. peut s'expliquer par la différence dans les types de barres d'armature utilisées. Yuan & Graybeal ont employé des barres à haute résistance, tandis que Peruchini et al. ont utilisé des barres d'armature conventionnelles qui ont atteint le point de plastification pendant l'essai.

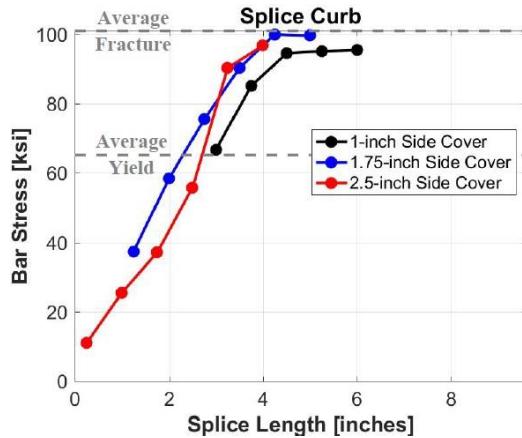


Figure 2-19 Contrainte dans la barre en fonction de la longueur de chevauchement pour des murets (Peruchini et al., 2017)

2.4 Recherche faite à Polytechnique sur le développement d'un essai d'ancrage en traction directe (ATD)

Plusieurs projets antérieurs menés à Polytechnique ont été consacrés à l'évaluation de l'ancrage des barres d'armature dans le Béton Fibré Ultra-Hautes Performances (BFUP). Ces projets ont combiné des approches numériques et expérimentales pour examiner les divers facteurs qui influent sur le comportement de cette liaison.

Le premier projet, mené par Lagier en 2015 dans le cadre de son doctorat, a débuté par une série d'expériences sur des joints de chevauchement en contact, soumis à des forces de traction directe et ancrés dans un prisme de BFUP dépourvu d'étriers. Une avancée significative de cette étude a été l'utilisation d'une instrumentation interne des barres d'armature, permettant une compréhension détaillée de la répartition des contraintes le long de la zone d'ancrage. Les paramètres variables examinés au cours de ces essais étaient la longueur d'ancrage et le volume de fibres dans le BFUP, orientées de manière aléatoire. Cette campagne expérimentale a ensuite servi de base pour la deuxième phase du projet, consistant à élaborer un modèle numérique de la liaison entre l'armature et le BFUP. Un modèle tridimensionnel par éléments finis a été développé pour représenter les barres d'armature à l'échelle des crénelures, comme illustré à la Figure 2-20. Cette modélisation a été réalisée en utilisant le logiciel Abaqus présenté précédemment.

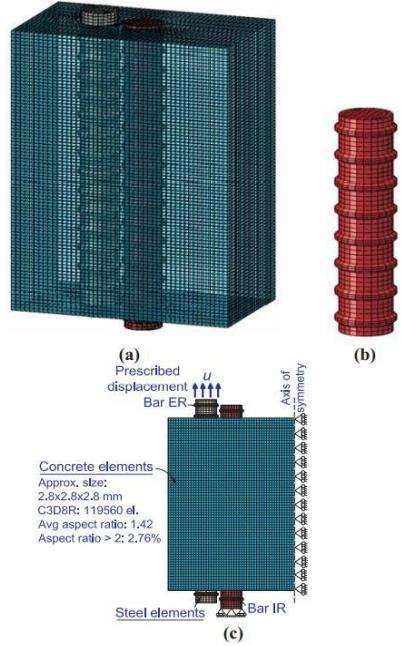


Figure 2-20 Modèle d'éléments finis à l'échelle de la crénelure (Lagier et al., 2016a)

Dans ces modèles, les barres d'armature ont été simulées à l'aide d'éléments solides 3D, incluant les crénelures, bien que celles-ci aient été très largement simplifiées (crénelures non obliques et crénelures longitudinales non représentées). Les barres d'armature ont été positionnées dans un prisme de BFUP comportant des perforations pour l'ancrage des barres, et ce prisme était constitué de béton selon le modèle EPM3D décrit précédemment. Pour faciliter les études paramétriques, un script Python a été élaboré, permettant de modifier aisément diverses variables d'entrée. Une de ces études a révélé que la taille de maillage optimale correspondait à la taille des crénelures, offrant des résultats appropriés avec un temps de calcul raisonnable. Le modèle a été capable de représenter de manière adéquate le comportement observé lors des essais, particulièrement pour ce qui concerne la résistance, le mode de rupture, la formation de fissures, ainsi que la distribution des contraintes d'adhérence le long de la barre ancrée (Lagier, 2015).

Un projet entièrement numérique a par la suite été réalisé par Rosini (2018) dans lequel les modèles développés par Lagier précédemment ont largement été réutilisés avec une modélisation à l'échelle de la crénelure. Celui-ci portait sur l'étude paramétrique de joints de chevauchement sans contact. Deux séries de modèles différentes ont été réalisées, ayant mis en évidence l'importance des conditions frontières à appliquer de part et d'autre du joint, afin de représenter adéquatement une section isolée d'un joint de longueur importante. En effet, pour la première série de modèles, les

déplacements étaient restreints de part et d'autre du joint, impliquant ainsi une augmentation majeure du confinement de sorte que l'ouverture des fissures était empêchée, bonifiant artificiellement la résistance de l'ancrage, particulièrement lors des ruptures par fendage. Ces modèles ont par la suite été soumis à une validation avec les résultats d'essais d'ancrage et de chevauchement réalisés lors d'une campagne expérimentale complémentaire, supervisée par Lagier. Une partie de l'étude s'est aussi intéressée à l'importance de l'utilisation de propriétés en traction adéquates pour le BFUP, notamment en considérant l'orientation des fibres dans les essais de caractérisation par rapport aux spécimens des essais.

Ensuite, un projet a été réalisé par Bastide en 2020 portant en premier lieu sur l'étude de l'ancrage dans des joints continus en BFUP. Il a ensuite développé un essai local pour caractériser l'ancrage en utilisant les modèles à l'échelle de la crénelure de Lagier. La géométrie des spécimens pour cet essai a d'abord été déterminée numériquement, puis une campagne expérimentale a été réalisée lorsque les résultats numériques semblaient satisfaisants. L'essai local de caractérisation développé, qui est repris dans le présent mémoire, est nommé l'essai d'Ancrage en traction directe (ATD), ou Direct Tensile Bond (DTB) test en anglais (anciennement « direct tensile pullout », DTP) et est présenté à la Figure 2-21. Celui-ci a le potentiel pour être éventuellement standardisé.

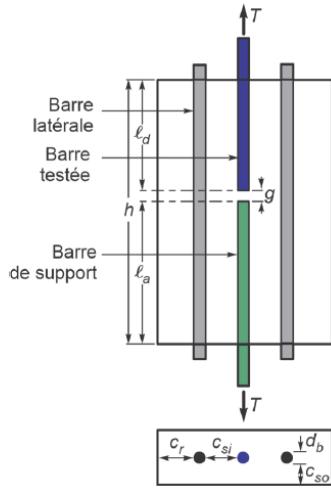


Figure 2-21 Spécimen ATD (Bastide, 2020)

Les résultats d'analyse des modèles numériques élaborés pour cette configuration indiquent que l'essai en question ne reflète pas directement le comportement d'un joint de chevauchement, mais plutôt celui de l'ancrage d'une seule barre dans le BFUP. Toutefois, cet essai a pour avantage d'être

largement documenté dans la littérature, facilement réalisable et permet de recréer les différents modes de fendage existants. De plus, ces modèles révèlent une augmentation de la capacité d'ancrage en fonction de l'enrobage et de la longueur de l'ancrage. Il représente ainsi le meilleur compromis pour observer des tendances extrapolables à un joint continu.

La campagne expérimentale qui a ensuite été réalisée portait sur une série de 11 spécimens ATD avec différents paramètres variant entre chacun des spécimens de la série. Les principaux paramètres étudiés dans cette campagne sont la longueur d'ancrage, l'enrobage et la présence d'étriers. Une rupture par fendage des spécimens était visée. Dans un but de standardisation, les spécimens ont été coulés à l'aide d'une chute de manière à générer une orientation préférentielle des fibres perpendiculaire aux barres d'armature. Cette partie expérimentale a permis de valider les résultats donnés par les modèles numériques, avec une capacité d'ancrage qui augmente avec l'enrobage et la longueur ancrée, comme montré à la Figure 2-22.

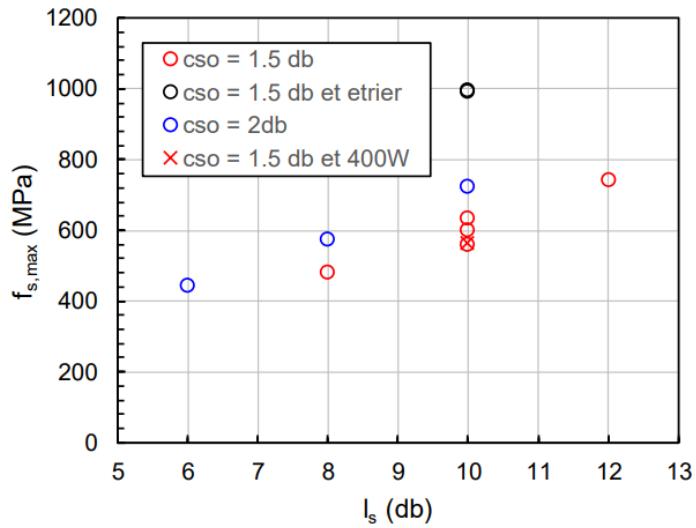


Figure 2-22 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage (Bastide,2020)

Les résultats obtenus concordent avec ceux de nombreuses autres études présentées dans la littérature, qui en général portent sur des barres de diamètre plus petit. Cela suggère qu'il n'existe probablement aucune corrélation entre le diamètre de la barre ancrée et la résistance de l'ancrage. Toutefois, selon l'étude récente de Dias Alves (2024), il y a un certain effet d'échelle qui avantage les barres de plus petit diamètre. En fin de compte, la campagne de Bastide a aussi permis de montrer l'importance de la phase post-pic du BFUP qui joue un rôle crucial dans le comportement

de l'ancrage, car la résistance maximale en traction du BFUP est atteinte bien avant que les spécimens n'atteignent leur capacité maximale (Bastide, 2020).

Le projet suivant mené par Zahedi en 2021 a porté sur une étude numérique se concentrant sur le comportement d'ancrage d'une barre d'armature en traction dans le BFUP. Pour commencer, il a examiné comment les paramètres définissant la courbe de comportement en traction du BFUP influent sur la performance de l'ancrage dans un spécimen de type ATD. Dans cette démarche, il a de nouveau utilisé la modélisation basée sur la crénelure de Lagier (2015). Une orientation aléatoire des fibres a été prise en compte, car le module EPM3D attribue des propriétés de matériau isotropes au BFUP.

Ensuite, Zahedi s'est penché sur l'analyse de la distribution des contraintes autour d'une barre d'armature ancrée sur toute sa longueur, avec une attention particulière portée aux contraintes principales liées à la contrainte orthoradiale.

Enfin, le modèle a été calibré en se basant sur les résultats des essais expérimentaux menés par Bastide en 2020. Comme dit précédemment, Bastide avait intentionnellement orienté les fibres du BFUP lors de la coulée de ses spécimens, alors que les modèles antérieurs supposaient une orientation aléatoire des fibres. Étant donné que le module EPM3D ne permettait pas d'introduire des propriétés orthotropes dans le béton, une approche alternative a été employée, consistant à intégrer des zones de faiblesse caractérisées par des propriétés adoucissantes qui correspondaient à des fibres principalement orientées parallèlement aux plans de fissuration. Une première de ces zones a été ajoutée dans le plan à l'intersection de la barre testée et de la barre en attente, tandis qu'une deuxième zone a été placée dans le plan des barres ; ces zones sont visibles sur la Figure 2-23. La Figure 2-24 présente les courbes de comportement en traction du BFUP pour ces zones de faiblesse, en comparaison avec celles du reste du modèle numérique, ainsi que des résultats expérimentaux.

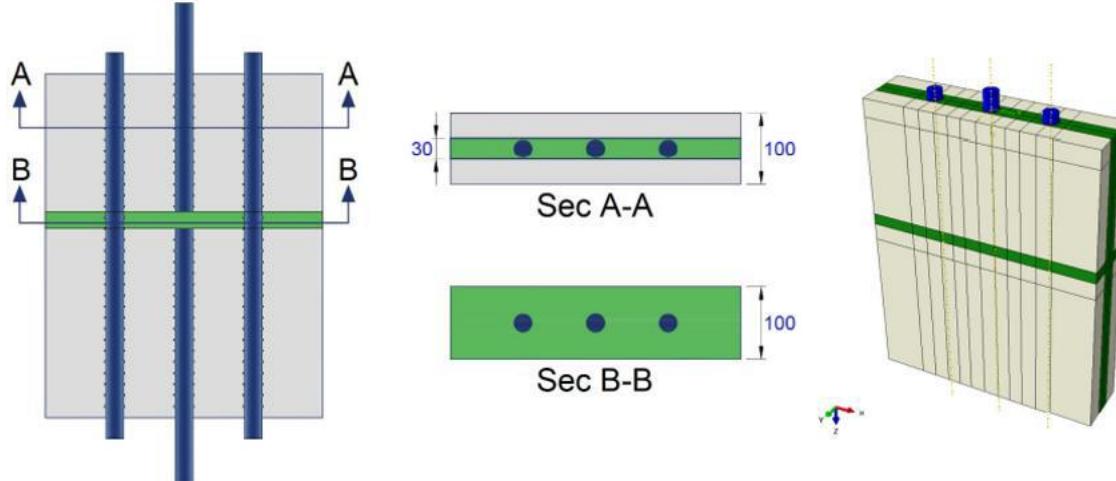


Figure 2-23 Bandes faibles introduites dans le modèle numérique du spécimen ATD (Zahedi, 2021)

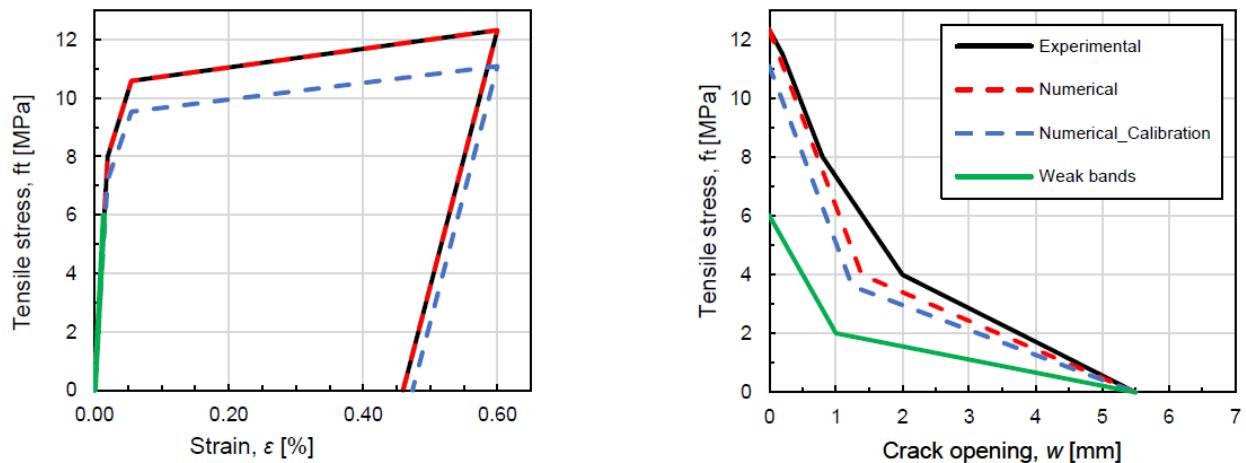


Figure 2-24 Propriétés des BFUP dans les modèles de Zahedi (2021)

L'introduction de zones de faiblesse nécessite une compréhension de la répartition des contraintes et des zones où la présence de fibres en moindre quantité pourrait influencer les caractéristiques écrouissantes du BFUP. Cette façon de procéder simplifie fortement l'utilisation d'EPM3D, car est rapide à mettre en œuvre et assez représentative de la réalité.

Cela souligne toutefois l'importance de l'introduction de propriétés orthotropes pour une modélisation adéquate du BFUP. En effet, la calibration du modèle en se basant sur un spécimen expérimental de référence a révélé que la loi de traction du BFUP, telle que mesurée sur les

spécimens, doit être réduite d'un facteur de 0.9. Or, ce spécimen a été coulé par Bastide à l'aide d'une chute de façon à orienter préférentiellement les fibres. Par conséquent, une amélioration des performances associée à l'orientation préférentielle des fibres a été observée, étant donné que Lagier (2015) et Rosini (2018), qui utilisaient une orientation aléatoire des fibres, ont dû appliquer respectivement des réductions de 0.5 et 0.75.

Une fois calibré, le modèle numérique est en mesure de fournir des prédictions satisfaisantes concernant les schémas de fissuration, les contraintes de rupture, le glissement de la barre et l'ouverture de la fissure de fendage. Les prédictions s'avèrent plus précises pour les spécimens dont les paramètres géométriques sont similaires à ceux du spécimen de calibration.

Le projet le plus récent a été complété par Renaud-Laprise (2022). En effet, une série de tests d'ancre en traction directe (ATD) a été entreprise en prolongement des expériences menées par Bastide en 2020. Sept spécimens ont été soumis à des essais pour examiner différents mélanges de béton, explorer l'effet de l'échelle en utilisant des barres n°10 (32 mm) ou des barres 15M (16 mm), ainsi que deux méthodes de disposition : soit avec deux barres alignées, soit avec une barre continue coupée ensuite par le carottage du spécimen.

Les résultats ont confirmé certaines des conclusions de Bastide, notamment la rupture par fendage perpendiculaire sur 2/3 de la longueur ancrée, l'entrée du BFUP dans sa phase post-pic avant d'atteindre le pic de l'ancre, et l'influence de la performance en compression sur le pré-pic. De plus, des conclusions supplémentaires ont émergé, tel que l'impact de la matrice sur la phase post-pic et le constat que la méthode de mise en place des barres d'armature n'a que peu d'effet jusqu'au pic de la charge.

Ainsi, les études qui ont été faites jusqu'à présent ont été réalisées en considérant une multitude de paramètres géométriques différents, sans toutefois s'intéresser à l'impact du mode de coulée sur les résultats obtenus. Cette étude permettra donc de vérifier que les conclusions des travaux antérieurs sont généralisables pour une multitude de méthodes de mise en œuvre .

CHAPITRE 3 CAMPAGNE EXPÉIMENTALE

Ce chapitre présente la campagne expérimentale réalisée dans le but d'étudier la liaison armature-BFUP avec des essais de type « Ancrage en Traction directe » (ATD ou « *Direct Tensile Bond* », DTB en anglais), en abordant les sujets suivants : le programme expérimental, les étapes de la construction des spécimens, la caractérisation des matériaux, le détail du montage expérimental, la présentation des résultats et la discussion, et finalement, les conclusions de la campagne.

3.1 Introduction

Cette campagne expérimentale a pour but de conduire à des recommandations, voire des règles de conception pour l'ancrage et le chevauchement de barres d'armature dans des joints en BFUP pour différents éléments préfabriqués. Elle est réalisée dans la continuité des campagnes réalisées par Bastide (2020), Renaud-Laprise (2022) et Dias Alves (2024).

L'étude expérimentale des performances de l'ancrage armature-BFUP a été réalisée en utilisant la configuration du test d'ancrage en traction directe, désigné d'après le terme ATD (Ancrage en Traction Directe). Les schémas de la Figure 3-1 décrivent la configuration d'un spécimen.

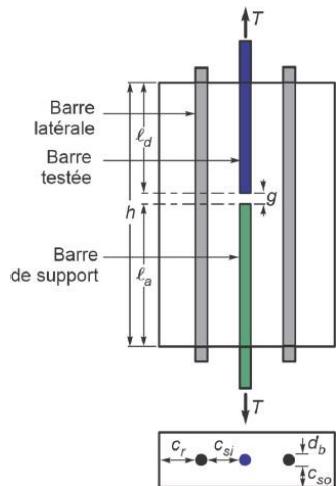


Figure 3-1 Configuration d'un spécimen (Bastide, 2020)

Cette campagne ayant pour objectif d'étudier l'effet de la mise en œuvre du BFUP sur les performances des spécimens ATD, plusieurs configurations ont été retenues :

- 3 blocs de 1050×370×80 mm coulés verticalement donnant 5 spécimens ATD chacun ;
- 3 blocs de 1050×370×80 mm coulés horizontalement donnant 5 spécimens ATD chacun ;
- 4 spécimens ATD standard à titre de référence.

À ces spécimens s'ajoutent 12 spécimens pour essais de caractérisation en traction directe sur prismes 50×50×600 mm et 12 spécimens cylindriques de 100 mm de diamètre pour les caractérisations en compression.

Les six blocs sont ainsi sciés afin d'obtenir par la suite 30 spécimens de type ATD.

3.2 Effet de la mise en œuvre sur les essais ATD

3.2.1 Choix barres d'armatures

Une barre haute résistance (HR) ASTM A1035 no. 5 de 16 mm de diamètre continue est présente au milieu de chaque spécimen. Cette barre est ensuite coupée par carottage ce qui assure un alignement parfait des barres ancrées. L'essai d'ancre vise la portion de barre la plus courte. Les barres situées sur les côtés assurent la transmission cohérente des forces à travers les armatures, prévenant ainsi une rupture prématurée dans le BFUP. Les barres latérales sont des barres 15M 400W classiques avec un diamètre similaire à la barre testée, garantissant ainsi une rigidité équivalente à celle d'une configuration de joint avec plusieurs barres, et maintenant une inclusion homogène.

3.2.2 Dimensions géométriques

Les différents paramètres géométriques des spécimens sont exprimés en mm et sont présentés sur la Figure 3-2. La géométrie des spécimens est exprimée en fonction du diamètre de la barre testée, soit $d_b = 16$ mm. L'enrobage a été choisi pour correspondre aux spécimens réalisés par Renaud-

Laprise lors de la campagne d'essai précédente, à savoir un enrobage $c_{so} = 2 d_b$. La longueur d'ancrage est la même pour tous les spécimens étudiés, à savoir $\ell_d = 8 d_b$. La barre testée est séparée des barres latérales par une distance nette $c_{si} = 3 d_b$. D'après les résultats des campagnes précédentes, une fissure principale par fendage transversal (perpendiculaire au plan des barres) est attendue avec cette géométrie.

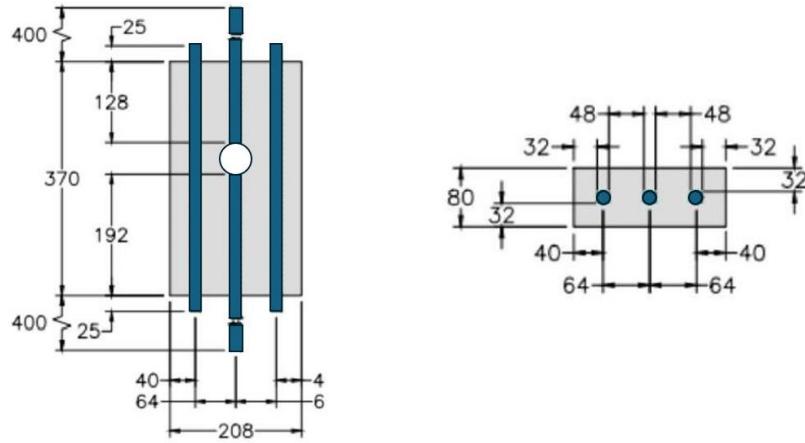


Figure 3-2 Paramètres géométriques des différents spécimens

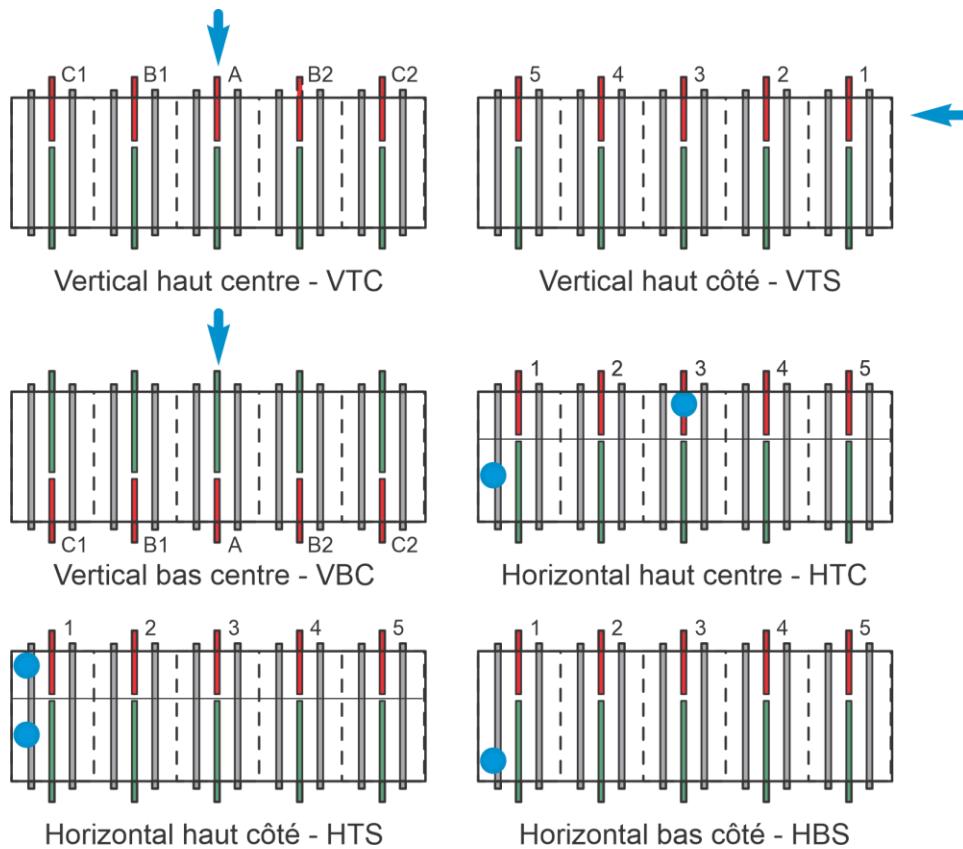
3.2.3 Type de chargement

Un chargement monotonique en traction direct sur les barres centrales a été retenu pour l'ensemble des spécimens de la série. La vitesse de chargement imposée par la presse varie en fonction des contraintes atteintes par la barre et est détaillée au paragraphe 3.5.2.

3.2.4 Orientation des fibres

On souhaite étudier l'effet de la mise en place du BFUP sur ses performances et l'orientation des fibres dans celui-ci. Différents scénarios d'écoulement du BFUP susceptibles d'être rencontrés en situation de chantier sont reproduits. Six blocs contenant chacun 5 spécimens ATD ont été fabriqués comme montré sur la Figure 3-3 : 3 verticaux et 3 horizontaux. Les points où est introduit le BFUP sont indiqués. Des coffrages verticaux et horizontaux ont été conçus afin de couvrir un nombre assez large et représentatif des différentes configurations possibles d'introduction du BFUP

susceptibles d'être observées en chantier. Les spécimens ATD ont été obtenus par sciage des blocs une fois le mûrissement du BFUP complété. Les barres HR ont ensuite été sciées par carottage.



Les blocs VTC et VBC visent à reproduire un mode de coulée comme celui adopté par Boucher-Proulx (2008) montré sur la Figure 1-1. Pour le premier, on désire mesurer l'ancre des barres qui se prolongent vers le haut alors que le second porte sur celles du bas. Ces spécimens présentent une symétrie, avec la barre du centre, les barres de part et d'autre du point d'introduction et, finalement, des barres éloignées. Le bloc VTS vise à reproduire la condition utilisée par Dagenais (2014) montré sur la Figure 1-3 où l'écoulement se fait de manière horizontale.

Les blocs HTC et HTS visent à reproduire un mode de coulée utilisé pour les joints entre dalles de tablier par exemple comme montré sur la Figure 1-4. Dans certains cas le BFUP est coulé directement au-dessus des barres alors que dans d'autres situations, il est introduit par un point d'entrée situé à une certaine distance des barres ancrées. Pour ces deux spécimens, un séparateur est utilisé afin d'avoir un écoulement dans la zone d'ancre similaire à ceux retrouvés en chantier.

Ce séparateur a été enlevé au moment de la coulée une fois les coffrages remplis. Enfin, le bloc HBS vise à reproduire une condition non préférentielle.

Il ne s'agit pas d'une étude exhaustive visant à reproduire toutes les conditions possibles, mais plutôt une amorce d'un processus expérimental visant à identifier des conditions réalistes couvrant le spectre attendu des conditions en chantier qui pourraient éventuellement servir pour valider des modèles numériques. Dans tous les cas, la performance des spécimens ATD issus des blocs sera comparée à la performance d'ancre des spécimens de référence (standards).

Pour les spécimens ATD standards, une orientation préférentielle des fibres, perpendiculairement à la barre testée lors de la coulée, a été choisie. Cette méthode permet de donner théoriquement la capacité maximale possible pour le spécimen pour une configuration donnée, ce qui a pour avantage de nous permettre de comparer les résultats des spécimens issus des blocs avec ces spécimens de référence. Cette méthode permet de définir un coefficient d'efficacité requis dans un objectif final de développement d'élaboration de règles de calculs pour la conception. Cette méthode de coulée a de plus l'avantage de pouvoir être facilement reproductible.

3.2.5 Détails des spécimens

Les dimensions et caractéristiques de chaque essai sont présentées dans le Tableau 3-1. Un total de 34 spécimens a été testé. Globalement, tous les spécimens ont les mêmes caractéristiques géométriques et ont été testés avec un chargement monotonique. Les tests sont classés par série en fonction du mode de coulée qui a été utilisé, seul paramètre ayant varié au cours de cette campagne.

Tableau 3-1 Caractéristiques géométriques et de matériaux des différents essais

ID	Barre	d_b (mm)	Béton	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)
STD	ASTM A1035 no.5	16	UP-F2.5	8	2	3	2
VTC	ASTM A1035 no.5	16	UP-F2.5	8	2	3	2
VBC	ASTM A1035 no.5	16	UP-F2.5	8	2	3	2
VTS	ASTM A1035 no.5	16	UP-F2.5	8	2	3	2
HTC	ASTM A1035 no.5	16	UP-F2.5	8	2	3	2
HTS	ASTM A1035 no.5	16	UP-F2.5	8	2	3	2
HBS	ASTM A1035 no.5	16	UP-F2.5	8	2	3	2

3.3 Fabrication des spécimens

3.3.1 Coffrages

Les coffrages ont été entièrement réalisés au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. Ils sont faits en bois de coffrage avec du contre-plaqué. Une attention particulière a été portée lors de la fabrication des spécimens à la précision des mesures ainsi que la résistance de ceux-ci, notamment pour les blocs coulés verticalement pour éviter tout gonflement.

L'alignement des barres axiales ne pose pas de problèmes, car la barre testée est à l'origine continue. Celle-ci est ensuite carottée, permettant ainsi d'éliminer tout problème d'alignement. Toutefois, certaines barres HR de 16 mm utilisées présentaient à la livraison un défaut de rectitude. Cela a notamment posé un problème lorsqu'il a fallu faire passer celles-ci dans les trous des coffrages. Aussi, pour minimiser cet effet, la barre a été orientée de façon que la portion testée soit la plus droite possible malgré les défauts de rectitude dans le spécimen de la barre de support axiale.

La partie libre de la barre est fixée à 400 mm, longueur choisie afin que les barres puissent être agrippées dans les mâchoires de la presse. Les crénélures ont été orientées de la même manière pour tous les spécimens, afin de supprimer un paramètre pouvant potentiellement affecter les résultats. La crénelure longitudinale a été orientée dans la direction de l'enrobage transversal c_{so} .

Les coffrages des spécimens standards ont une surlargeur de 100 mm afin que le BFUP puisse s'écouler et que les fibres s'orientent correctement dans cette zone. Cette surlargeur est par la suite sciée.

Les coffrages verticaux étant fermés et afin de s'assurer que le coffrage soit parfaitement rempli, une hauteur supplémentaire a été ajoutée ainsi qu'un réservoir à remplir de BFUP. Ce surplus de béton permet alors de créer une surpression et, en ajoutant des trous, permet à l'air de s'échapper afin que le béton puisse remplir le coffrage dans son entiereté. La Figure 3-4, la Figure 3-5 et la Figure 3-6 présentent la fabrication des différents coffrages. La Figure 3-7 montre le réservoir introduisant la surpression sur un des blocs verticaux.

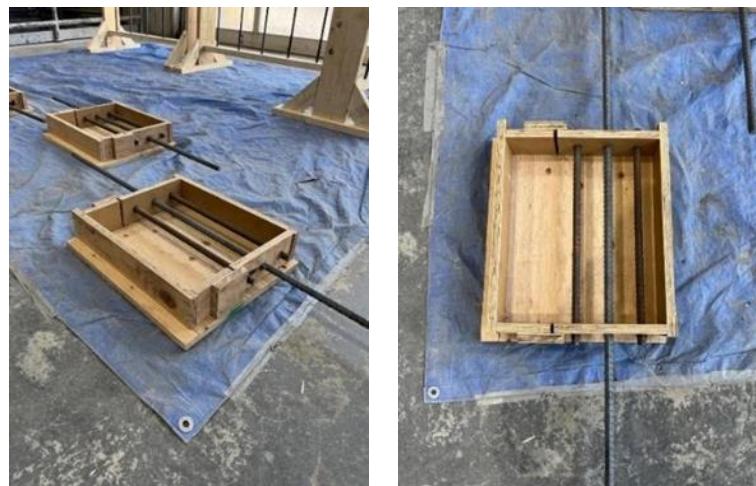
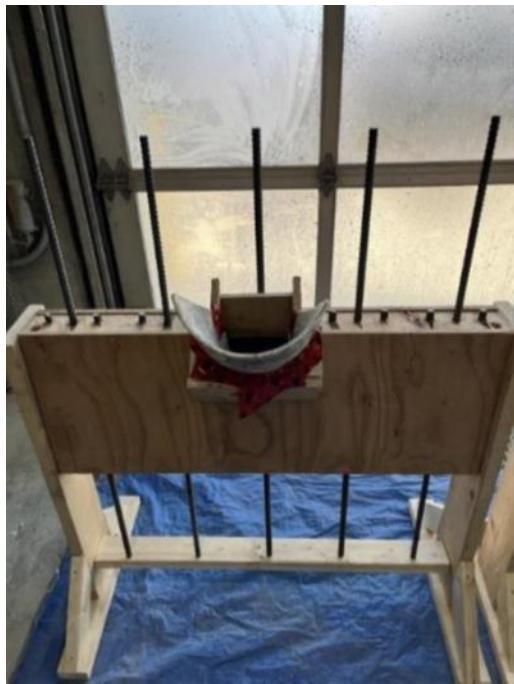


Figure 3-4 Coffrages des spécimens dits standards



Figure 3-5 Coffrages des blocs horizontaux



a) Blocs VTC et VBC



b) Bloc VTS

Figure 3-6 Coffrages des blocs verticaux

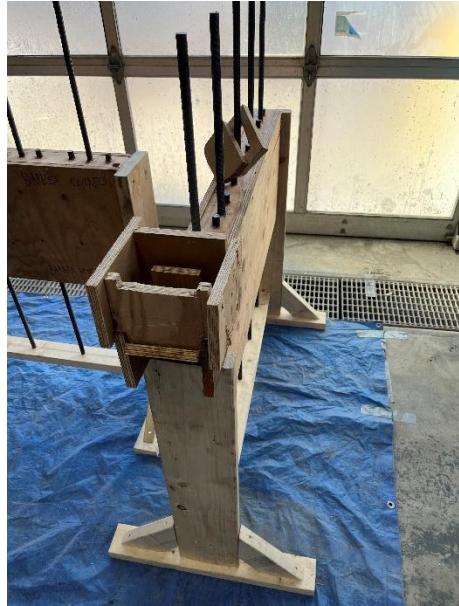


Figure 3-7 Réservoir pour surpression – Bloc VTS

3.3.2 Coulée

3.3.2.1 Organisation coulée

Le mélange pour la coulée a été réalisé à l'aide du malaxeur Erich R09T du laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. Ce malaxeur a une capacité de 130 L. Le volume total prévu pour le programme expérimental est d'environ 350 L. La coulée des spécimens a ainsi été réalisée en 3 gâchées qui ont été réparties à chaque fois entre les différents spécimens de façon à remplir entièrement chaque coffrage, puis de réaliser pour chaque gâchée des prismes $50 \times 50 \times 700$ mm et des cylindres à des fins de caractérisation du matériau. Cela permet aussi de limiter les pertes lorsqu'un surplus de matériau était présent. La procédure de malaxage a été la même pour chaque gâchée. Le tableau 3-2 suivant résume la répartition des spécimens dans chaque gâchée.

Tableau 3-2 Répartition des spécimens dans chaque gâchée

Date gâchée	Numéro de gâchée	Spécimens dans la gâchée	Nombre de cylindres de 4 pouces	Nombre de tirants $50 \times 50 \times 700$ mm
2023-02-22	n°1	Standards	4	4
	n°2	VTS VTC VBC	4	4
	n°3	HTS HBS HTC	4	4

3.3.2.2 Protocole de coulée

Pour couler les spécimens standards, la méthode développée par Renaud-Laprise (2022) a été adoptée. On a ainsi utilisé un réservoir (voir Figure 3-8) positionné sur le côté large des spécimens ATD, du côté de la section de BFUP sacrificielle de 100 mm produisant un écoulement dans la direction souhaitée pour les fibres. Cette méthode de coulée produit probablement une orientation des fibres qui est moins parfaite que la méthode de Bastide (2020) avec chute et rails, car celle-ci permettait de décomposer sa coulée en deux étapes, adaptant la coulée lorsque le BFUP rencontrait les barres d'armatures perturbant l'écoulement. Néanmoins, la méthode utilisée est moins complexe et plus facilement reproductible. L'objectif de l'utilisation d'un réservoir vise à favoriser une vitesse d'écoulement visant à produire une orientation des fibres perpendiculaire aux barres d'armatures pour maximiser l'ancre des barres d'armatures, comme dit précédemment.



Figure 3-8 Coulée d'un spécimen standard à l'aide d'une chute

Les spécimens standards sont alors scellés à l'aide d'une feuille plastique déposée sur la surface non coffrée pour empêcher un retrait plastique comme le montre la Figure 3-9.



Figure 3-9 Spécimens standards scellés

Après 24h, les spécimens sont décoffrés puis placés en cure humide à l'aide de toile de jute saturée en eau pendant 7 jours. Les spécimens sont ensuite marqués et carottés (Figure 3-10). Les essais de caractérisation du BFUP ont été réalisés dans le même mois que les tests d'ancrage, soit au bout de plusieurs mois de maturation à l'air libre.

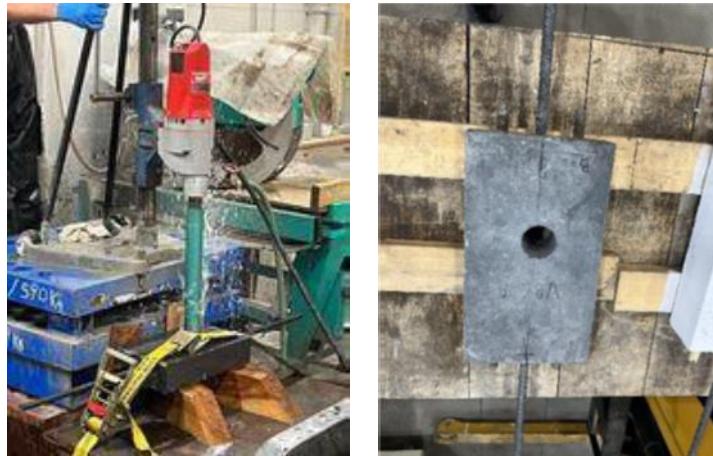


Figure 3-10 Carottage d'un spécimen

3.4 Matériaux

3.4.1 Armatures

Deux types de barres d'armature sont utilisés pour cette campagne expérimentale : des barres d'armature haute résistance A1035 no 5 américaines et des armatures canadiennes 15M 400W pour les barres latérales. Ces deux types de barres ont un diamètre de 16 mm et une aire nominale de 200 mm². Pour les barres haute résistance, des tests de caractérisation en traction directe sur 3 barres d'armatures provenant d'un même lot ont été menés au laboratoire sur la presse INSTRON. Le Tableau 3-3 résume les caractéristiques obtenues. La limite élastique f_y obtenue a été calculée avec la méthode de décalage de 0.2% conformément à ce qui est requis par la norme.

Tableau 3-3 Caractéristiques mécaniques acier de nuance A1035 de 16 mm de diamètre

Essai	f_y (MPa)	ε_y ($\mu\epsilon$)	f_u (MPa)	ε_u ($\mu\epsilon$)	$E_s^{(1)}$ (MPa)
n°1	886	5850	1144	45500	210 000
n°2	896	5900	1186	45800	210 000
n°3	935	6050	1138	45100	210 000
Moyenne	905	5930	1156	45500	210 000

(1) : valeur théorique

La Figure 3-11 présente la courbe contraintes-déformations moyenne des différentes barres d'armatures HR utilisées pour les essais.

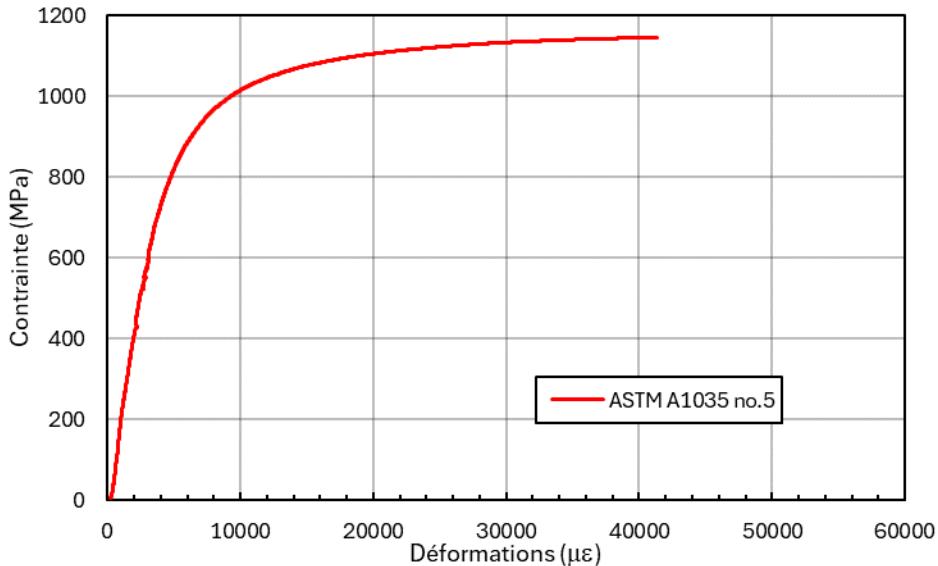


Figure 3-11 Courbe moyenne de comportement des barres d'armatures de nuance A1035 de 16 mm

Pour les barres latérales des spécimens, des barres canadiennes 400W ont été retenues. Ce type d'armatures standard est utilisé pour ces barres puisque les efforts qu'elles transmettent sont au maximum deux fois plus faibles que dans la barre testée. Trois essais de traction directe sur les barres latérales 15M 400W utilisés dans les ATD ont été réalisés. Le Tableau 3-4 résume les principales propriétés mécaniques en traction.

Tableau 3-4 Caractéristiques mécaniques acier de nuance 400W

Essai	f_y (MPa)	ε_y ($\mu\epsilon$)	f_u (MPa)	ε_u ($\mu\epsilon$)	$E_s^{(1)}$ (MPa)
n°1	446	2170	611	138 000	200 000
n°2	444	2230	605	136 000	200 000
n°3	439	2190	606	143 000	200 000
Moyenne	443	2200	607	139 000	200 000

(1) : valeur théorique

La Figure 3-12 présente la courbe contrainte-déformation moyenne des différentes barres d'armatures utilisées pour les essais.

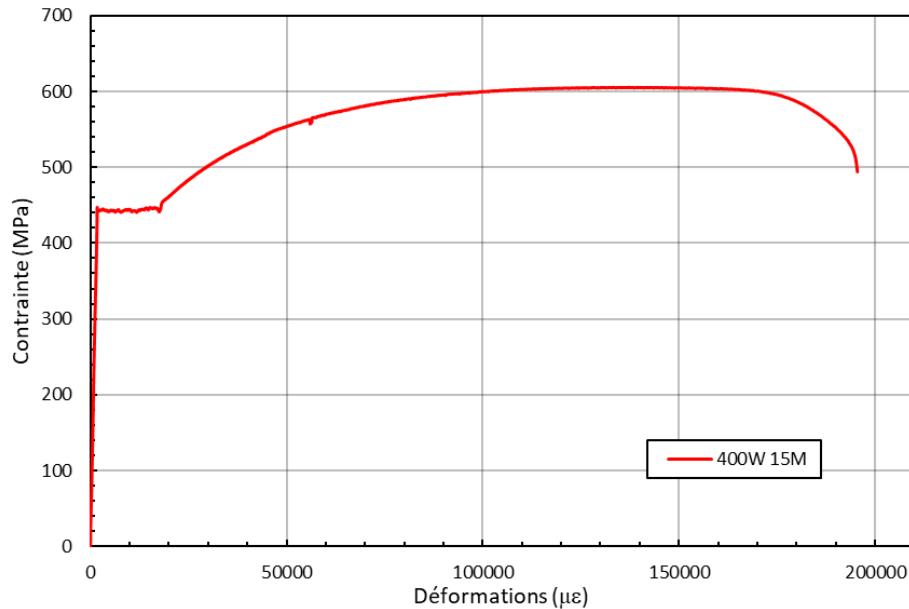


Figure 3-12 Courbe moyenne de comportement des barres d'armatures de nuance 400W 15M

3.4.2 BFUP

Le béton fibré à ultra-hautes performances (BFUP) qui a été utilisé pour cette campagne expérimentale est un mélange à 2.5 % de fibres en volume fourni par SIKA Canada et commercialisé sous l'appellation UP-F2.5 POLY. Le Tableau 3-5 présente les résultats des propriétés en compression obtenues à partir de cylindres de 4 po de diamètre à 60 j.

Tableau 3-5 Propriétés en compression du BFUP

Échéance (Jours)	f'_c (MPa)	E_c (MPa)	ν
60	160.2	40 700	0.201

Les propriétés en traction du BFUP sont obtenues avec des essais de traction sur des tirants 50×50×700 mm. Ces spécimens et le protocole d'essai sont ceux utilisés au laboratoire de Structures de Polytechnique et sont une adaptation des spécifications retenues pour la prochaine

norme canadienne des ponts routiers, CSA-S6 prévue pour 2025. Les résultats des essais de caractérisation du BFUP permettent de définir la loi de comportement qui nous servira pour l'ensemble de nos analyses.

La Figure 3-13 présente le montage pour un essai de caractérisation sur tirant. Les résultats en contrainte-déformation en phase pré-pic et en contrainte-ouverture de fissure en post-pic sont représentés sur la Figure 3-14. Le Tableau 3-6 présente les caractéristiques moyennes en traction du BFUP et la Figure 3-15 présente la loi multilinéaire moyenne simplifiée du BFUP utilisée pour la détermination des ouvertures de fissures.

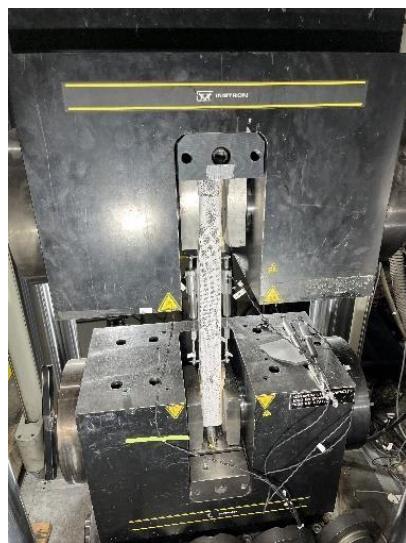


Figure 3-13 Montage expérimental d'un essai de tirant dans la presse INSTRON

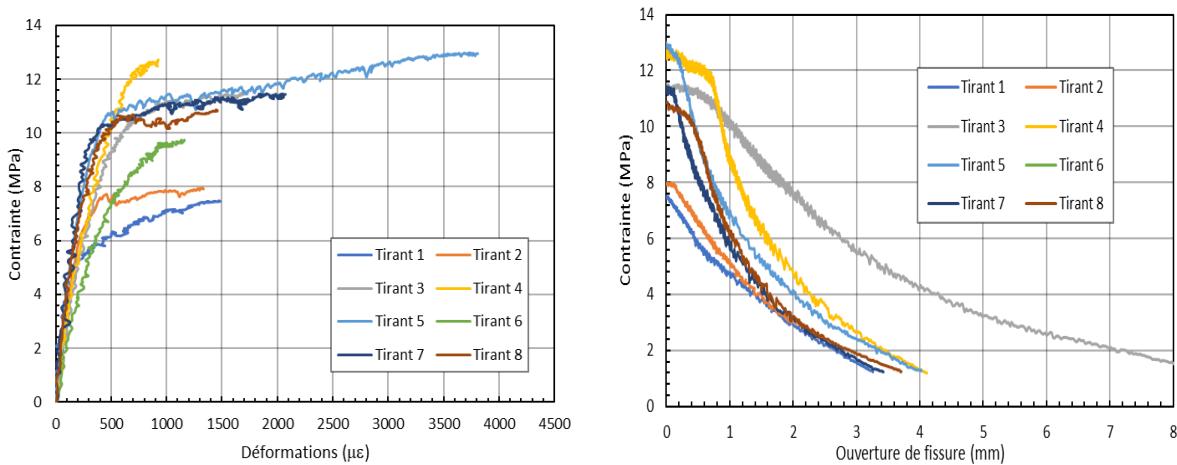


Figure 3-14 Courbe de comportement en traction du BFUP

On observe sur la figure ci-dessus qu'en pré-pic, la majeure partie des spécimens subissent une rupture précoce avec un très faible écrouissage. Cela peut être induit par différents facteurs tels que la mise en place des spécimens dans la presse ou des conditions de coulée inadéquates. À l'époque de confection des spécimens, la méthode de mise en œuvre ne favorisait pas un écoulement adéquat dans les coffrages alors que la méthode d'essai était en rodage. Ainsi, les propriétés en traction du BFUP retenues sont basées uniquement sur les résultats de l'essai nommé tirant 5, une moyenne étant inadaptée dans une telle situation. Les propriétés obtenues de ce spécimen sont très proches de celles obtenues par Dias Alves (2024) qui a utilisé le même matériau et pour lesquelles la mise en œuvre et le protocole d'essai ont été corrigés, notamment grâce à l'utilisation d'une chute pour couler le BFUP.

Tableau 3-6 Propriétés en traction du BFUP - déformation et ouverture de fissure

Comportement pré-pic				Comportement post-pic			
$f_{t,el}$ (MPa)	8.0	$\varepsilon_{t,el}$ ($\mu\epsilon$)	250	$f_{w,1}$ (MPa)	13.0	w_1 (mm)	0
$f_{t,ts}$ (MPa)	10.8	$\varepsilon_{t,ts}$ ($\mu\epsilon$)	500	$f_{w,2}$ (MPa)	6.8	w_2 (mm)	0.9
$f_{t,u}$ (MPa)	13.0	$\varepsilon_{t,u}$ ($\mu\epsilon$)	3600	$f_{w,3}$ (MPa)	2.9	w_3 (mm)	2.6
				$f_{w,u}$ (MPa)	0	w_u (mm)	5.2

La loi simplifiée du BFUP utilisée pour la détermination des ouvertures de fissures repose alors principalement sur l'essai donnant les meilleurs résultats.

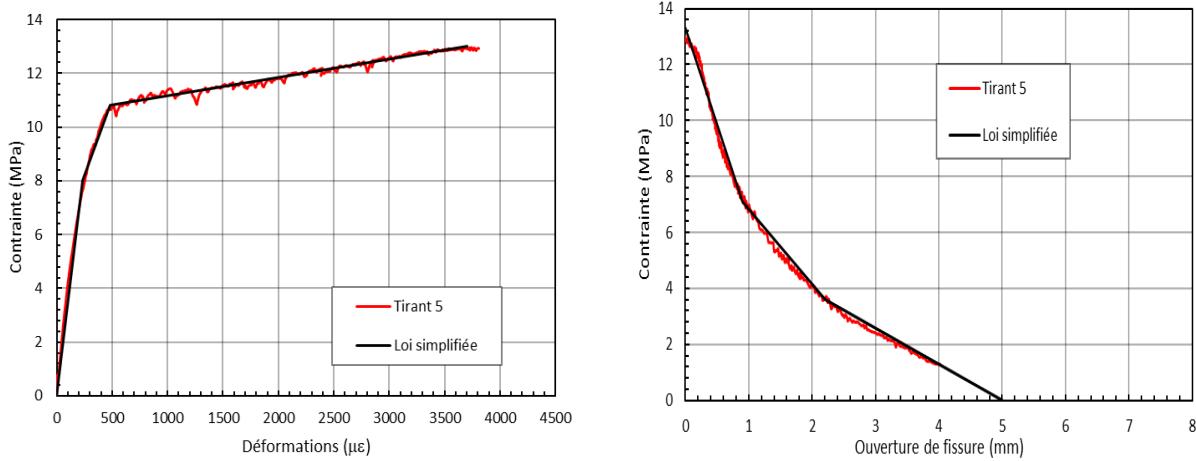


Figure 3-15 Loi simplifiée du BFUP

3.5 Montage expérimental

3.5.1 Principe

Les essais ont été réalisés dans la presse INSTRON du laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. La Figure 3-16 présente une photo du montage dans la presse. La barre chargée est prise dans des mâchoires maintenues par une pression hydraulique. Une pression de serrage de 6000 psi a été appliquée pour empêcher tout glissement dans les dents des mâchoires durant l'essai.



Figure 3-16 Montage d'un spécimen ATD dans la presse INSTRON

Un pilotage en déplacement contrôlé a été effectué au cours de l'essai. L'acquisition des données a été faite à un taux de 1 Hz.

3.5.2 Vitesse de chargement

La vitesse de chargement est un paramètre sensible qui pourrait conduire à accroître la dispersion des résultats. Elle a été choisie en se basant sur les essais de Lagier (2015), Bastide (2020) et Renaud-Laprise (2022). Le protocole est choisi de tel sorte à ne pas impliquer de taux de déformation en traction dans le BFUP plus rapide que celui imposé sur les tirants de caractérisation, car un taux de chargement plus rapide accroît les propriétés en traction (Parant et al. 2007).

Une vitesse de déplacement a été fixée à 0.2 mm/min au démarrage de l'essai. Cette vitesse a été maintenue jusqu'à atteindre 90% de la charge maximale en phase post-pic. Au-delà du déplacement correspondant à celui de ce seuil, la vitesse de déplacement est augmentée progressivement jusqu'à une vitesse de 1 mm/min. Dès lors que 70% de la charge maximale en post-pic est atteinte, la vitesse de déplacement est ensuite augmentée progressivement jusqu'à une vitesse de 2 mm/min et ce, jusqu'à atteindre 20% de la charge maximale. On arrête alors l'essai.

3.5.3 Instrumentation

3.5.3.1 Capteurs électroniques

La Figure 3-17 présente l'instrumentation installée sur chaque spécimen. Pour mesurer le glissement, deux LVDT sont installés entre la barre testée et la surface du spécimen. La position des capteurs permet d'évaluer l'effet d'un réalignement de la barre dans l'axe de sollicitation sur la mesure du glissement, en cas d'imperfection de positionnement.

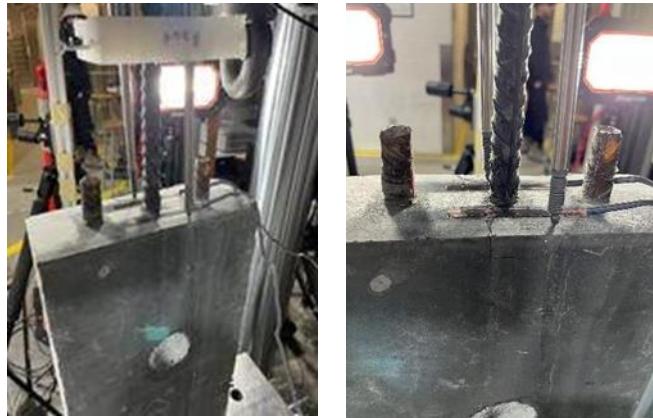


Figure 3-17 Jauges et LVDT utilisés pour la campagne

Le glissement représente le déplacement relatif de la barre par rapport à la surface du béton. L'allongement de la barre mesuré entre le point de fixation du capteur et la surface du BFUP a donc été soustrait à la valeur mesurée par le LVDT. Vu que les barres sont faites d'acier HR, le comportement des barres est considéré élastique.

Pour mesurer la déformation au niveau de la surface du BFUP ainsi que l'ouverture de fissures, des jauges à béton sont installées au niveau des LVDT, centrées sur l'axe de la barre chargée de manière à croiser le développement des fissures de fendage transversales. Des photos sont aussi prises régulièrement afin de voir les premières fissures ainsi que l'évolution de celle-ci.

Pour repérer de la même manière chaque capteur, les capteurs sont nommés en fonction de leur position sur les faces du spécimen qui sont-elles même orientées selon les directions géographiques du laboratoire (comme le montre le schéma de principe de la Figure 3-18).

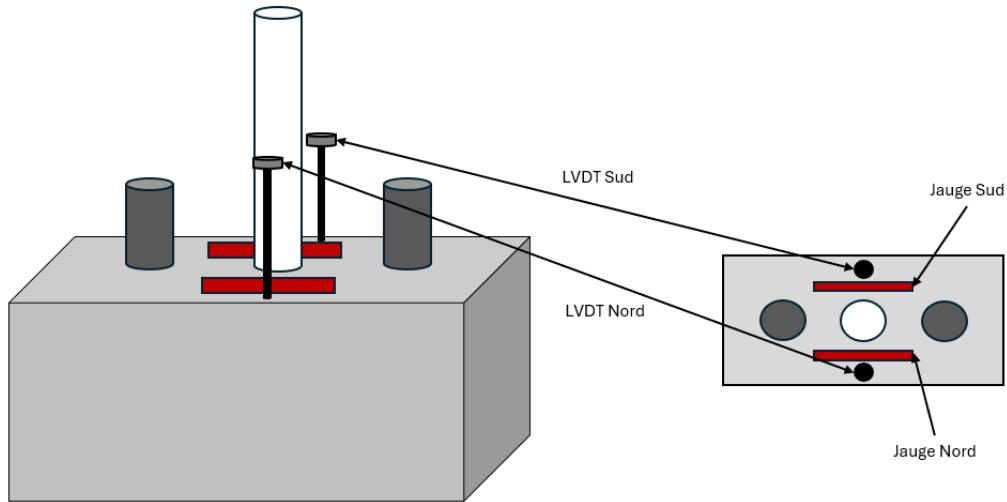


Figure 3-18 Schéma de principe position des capteurs

Ainsi, tous les graphiques seront tracés avec cette convention et nommés en fonction de la direction et de l'orientation des capteurs dont sont issues les données.

3.5.3.2 Champs de déplacement

Un dispositif de mesure basé sur la corrélation d'images (SIC) est placé sur la surface coffrée des échantillons, orienté vers le côté sud du laboratoire. Le SIC est utilisé pour détecter les fissures sur cette surface et pour générer des champs de déformations (Solutions, 2019). La méthode implique d'appliquer un motif de points sur la surface (mouchetis) et de prendre des photos tout au long de l'essai à l'aide d'une paire de caméras. Ces images sont ensuite utilisées pour calculer les déplacements de chaque point au fil de l'essai en corrélant les deux images capturées. Cette technique permet d'obtenir des champs de déplacement sans aucun contact direct avec la surface étudiée. Ces mesures de déplacement peuvent être validées localement en les comparant avec les données des potentiomètres qui mesurent l'ouverture des fissures. L'objectif principal de l'obtention de ces champs de déplacement est de fournir des informations précises sur la propagation des fissures de fendage le long de la longueur ancrée pendant le chargement, ce qui nous permet d'éviter la perte d'informations lorsque le fendage apparaît hors des capteurs. Le SIC sera ainsi principalement employé pour mesurer la déformation et l'ouverture des fissures des spécimens à l'aide d'un LVDT numérique. Les longueurs de mesure des spécimens ATD seront fixées à 75 mm.

Les capteurs seront placés à une distance comprise entre 25 et 50 mm de la surface supérieure du béton, en fonction de l'emplacement des fissures et des contraintes imposées par le mouchetis.

La Figure 3-19 présente une analyse des champs de déplacement sur un spécimen à la rupture.

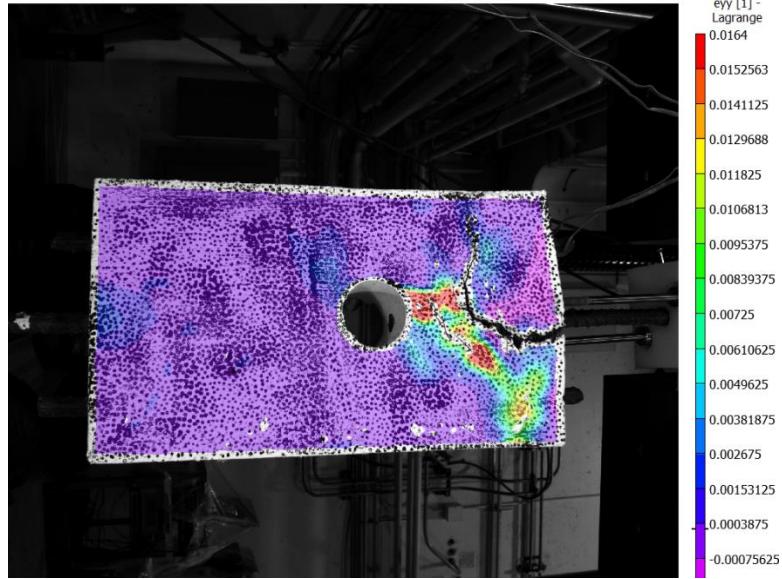


Figure 3-19 Analyse SIC ouverture de fissures

Pour effectuer cette analyse, il est nécessaire de préparer la zone en appliquant plusieurs couches de peinture blanche et en y ajoutant le mouchetis. De plus, il est important que la zone à analyser soit correctement éclairée et que les conditions lumineuses restent constantes pendant toute la durée de l'essai. Des panneaux peuvent être mis en place pour bloquer la lumière naturelle pendant les essais si une surexposition est présente.

3.6 Résultats et discussion

3.6.1 Tableaux résumés généraux

Les tableaux 3.7 à 3.13 présentent un résumé général des résultats principaux obtenus lors de cette campagne expérimentale d'essais d'ancrage des barres d'armatures dans le BFUP. Ceux-ci sont séparés en fonction du mode de coulée alors que l'analyse des résultats pour chaque paramètre sera présentée dans les sections suivantes. Les spécimens sont nommés en fonction de leurs positions

d'origines dans le bloc dont ils sont issus, comme indiqué à la Figure 3-3. Il convient de noter que la contrainte nominale cible pour l'ancrage de barres normales (400 MPa) est inférieure à 500 MPa pour des utilisations courantes (début d'écrouissage) et 600 MPa pour la résistance aux séismes où la force dans les barres peut s'approcher de la résistance ultime. L'ensemble des résultats donne une contrainte moyenne de 705 MPa, 669 MPa pour les spécimens verticaux et 741 MPa pour les spécimens horizontaux.

Tableau 3-7 Principaux résultats de la série de référence

ID	$f_{s,max}$ (MPa)	τ_{max} (MPa)	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$S_{fs,max}$ (mm)	$\omega_{fs,max}$ (mm)	Mode de rupture	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC} /$ $f_{s,max}$
STD 1	771	24.1	564	0.36	0.28	F-per	722	0.94
STD 2	692	21.6	549	0.32	0.30	F-per	646	0.79
STD 3	681	21.3	543	0.33	0.30	F-mixte et CA	649	0.95
STD 4	725	22.6	561	0.39	0.22	F-per	709	0.98
Moyenne	717	22.4	554	0.35	0.275	NA	657	0.92
CoV (%)	5.6	5.6	1.8	9.0	13.8	NA	12.0	9.3

⁽¹⁾ F-per : fendage perpendiculaire (ou transversal) au plan des barres

⁽²⁾ F-par : fendage parallèle au plan des barres

⁽³⁾ F-mixte : présence de fissures parallèles et perpendiculaires au plan des barres

⁽⁴⁾ CA : cône d'arrachement

Tableau 3-8 Principaux résultats de la série VTC (vertical haut centre)

ID	$f_{s,max}$ (MPa)	τ_{max} (MPa)	$\tau_{max} /$ $\tau_{max_réf}$	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$S_{fs,max}$ (mm)	$\omega_{fs,max}$ (mm)	Mode de rupture	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC} /$ $f_{s,max}$
VTC A	525	16.4	0.732	397	0.59	0.88	F-per	465	0.89
VTC B1	786	24.5	1.094	509	0.57	0.20	F-per	747	0.95
VTC B2	711	22.2	0.991	537	0.28	0.16	F-per	680	0.96
VTC C1	402	12.6	0.563	382	0.07	0.40	F-mixte	385	0.95
VTC C2	379	11.8	0.527	68 ⁽¹⁾	0.09	0.43	F-mixte	346	0.91
Moyenne	560	17.5	0.781	456	0.32	0.41	NA	525	0.93
CoV (%)	32.5	32.4	32.4	17.1	78.5	69.2	NA	34.3	3.3

(1) : Rupture précoce de la jauge pour cet essai

Tableau 3-9 Principaux résultats de la série VBC (vertical bas centre)

ID	$f_{s,max}$ (MPa)	τ_{max} (MPa)	$\tau_{max} / \tau_{max_réf}$	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$S_{fs,max}$ (mm)	$\omega_{fs,max}$ (mm)	Mode de rupture	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC} / f_{s,max}$
VBC A	699	21.8	0.973	575	0.29	0.47	CA	621	0.89
VBC B1	932	29.1	1.299	532	0.51	0.46	F-par	842	0.90
VBC B2	859	26.8	1.196	676	0.65	0.28	F-mixte	806	0.94
VBC C1 ⁽¹⁾	626	13.0	0.875	96 ⁽²⁾	0.36	0.96	F-mixte inf	518	0.83
VBC C2 ⁽¹⁾	692	14.1	0.946	551	0.33	0.86	F-mixte inf	604	0.87
Moyenne	762	21.0	1,058	583	0.428	0.61	NA	678	0.89
CoV (%)	16.8	31.0	17.1	11.0	34.9	47.8	NA	20.5	4.6

(1) : Rupture du côté de la barre de support : τ calculé pour la barre de support

(2) : Rupture précoce de la jauge pour cet essai

Tableau 3-10 Principaux résultats de la série VTS (vertical bas côté)

ID	$f_{s,max}$ (MPa)	τ_{max} (MPa)	$\tau_{max} / \tau_{max_réf}$	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$S_{fs,max}$ (mm)	$\omega_{fs,max}$ (mm)	Mode de rupture	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC} / f_{s,max}$
VTS 1	710	22.2	0.991	572	0.45	0.43	F-mixte	621	0.88
VTS 2	797	24.9	1.112	485	0.38	0.60	F-per	578	0.72
VTS 3	748	23.4	1.045	468	0.31	0.47	F-per	579	0.77
VTS 4	693	21.7	0.969	502	0.30	0.23	F-par	668	0.96
VTS 5	475	14.9	0.665	307	0.14	0.31	F-mixte	425	0.90
Moyenne	685	21.4	0.956	466	0.32	0.41	NA	574	0.85
CoV (%)	18.1	18.0	18,0	20.9	36.5	35.2	NA	15.9	11.6

Tableau 3-11 Principaux résultats de la série HTC (horizontal haut centre)

ID	$f_{s,max}$ (MPa)	τ_{max} (MPa)	$\tau_{max} / \tau_{max_réf}$	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$S_{fs,max}$ (mm)	$\omega_{fs,max}$ (mm)	Mode de rupture	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC} / f_{s,max}$
HTC 1	615	19.2	0.857	NA	0.16	0.08	CA	598	0.97
HTC 2	789	24.7	1.103	583	0.25	0.33	CA	689	0.87
HTC 3	714	22.3	0.996	507	0.45	0.26	F-per	597	0.84
HTC 4	667	20.8	0.929	507	0.25	0.60	F-per	531	0.80
HTC 5	757	23.7	1.058	NA	0.33	0.66	F-mixte	608	0.80
Moyenne	708	22.1	0.989	532	0.29	0,39	NA	605	0.86
CoV (%)	9.8	10.0	10.0	8.2	37.7	62.6	NA	9.3	8.2

Tableau 3-12 Principaux résultats de la série HTS (horizontal haut côté)

ID	$f_{s,max}$ (MPa)	$\tau_{,max}$ (MPa)	$\tau_{,max} / \tau_{,max_réf}$	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$s_{fs,max}$ (mm)	$\omega_{fs,max}$ (mm)	Mode de rupture	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC} / f_{s,max}$
HTS 1	633	19.8	0.884	424	0.27	0.57	F-mixte + CA	552	0.87
HTS 2	755	23.6	1.054	562	0.21	0.47	F-per	617	0.82
HTS 3	773	24.2	1.080	523	0.29	0.44	F-per	634	0.82
HTS 4	674	21.1	0.942	504	0.34	0.88	F-per	543	0.72
HTS 5	793	24.8	1.107	525	0.32	0.48	F-per	665	0.84
Moyenne	726	22.7	1,013	508	0.29	0.57	NA	590	0.81
CoV (%)	9.5	9.5	9.5	10.1	17.6	31.9	NA	12.3	6.9

Tableau 3-13 Principaux résultats de la série HBS (horizontal bas côté)

ID	$f_{s,max}$ (MPa)	$\tau_{,max}$ (MPa)	$\tau_{,max} / \tau_{,max_réf}$	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$s_{fs,max}$ (mm)	$\omega_{fs,max}$ (mm)	Mode de rupture	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC} / f_{s,max}$
HBS 1	715	22.3	0.996	455	0.22	0.55	F-mixte	581	0.81
HBS 2	827	25.8	1.152	523	0.22	0.59	F-per	611	0.74
HBS 3	805	25.2	1.125	495	0.40	0.47	F-per	622	0.77
HBS 4	805	25.2	1.125	508	2.54	0.71	F-per	611	0.76
HBS 5	794	24.8	1.107	NA	0.21	0.43	F-per	644	0.81
Moyenne	789	24.7	1.101	495	0.72	0.55	NA	614	0.79
CoV (%)	5.5	5.5	5.5	5.9	142.3	19.9	NA	3.7	4.0

La Figure 3-20 présente la synthèse des contraintes maximales obtenues pour chacun des spécimens. On note que pour les spécimens VCT C1 et C2 que la rupture s'est produite pour la barre de support.

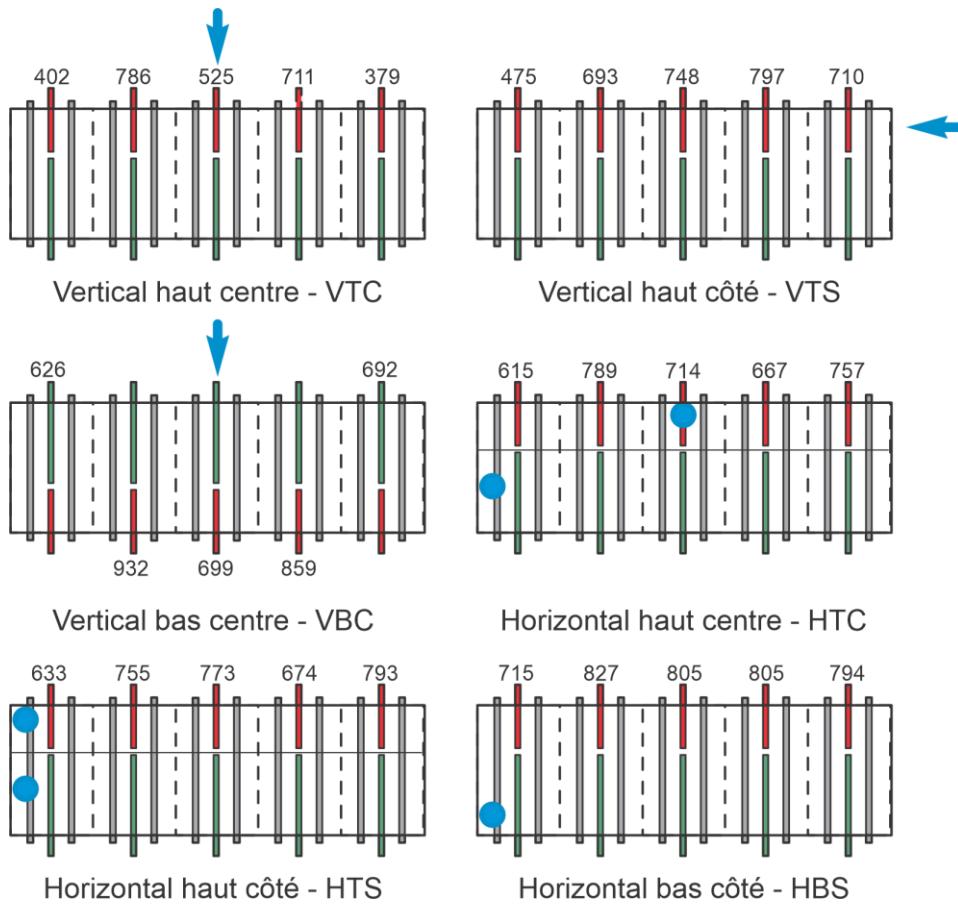


Figure 3-20 Contraintes maximales pour l'ensemble des spécimens

3.6.2 Mode de fissuration

Un mode de fissuration par fendage perpendiculaire au plan des barres conduisant à la rupture du spécimen est majoritairement observé sur l'ensemble des spécimens de la série d'essais, avec une fissure de fendage qui s'ouvre et progresse sur chacune des faces. Les figures présentées en Annexe 1 montrent les fissures pour chaque bloc.

Les spécimens de référence (standards) présentent tous des fissures de fendage perpendiculaires au plan des barres, à l'exception du spécimen STD3 comme indiqué au Tableau 3-7 ou visible à la Figure A-5-1 en Annexe. Celui-ci présente d'ailleurs un cône d'arrachement avec une fissure mixte (une portion de fendage parallèle et perpendiculaire), comme le montre la Figure 3-21. Il s'agit d'un indicateur permettant de présupposer que la fabrication de ce spécimen n'a pas été réalisée parfaitement, le fendage perpendiculaire étant recherché comme celui avec une orientation

préférentielle des fibres. Néanmoins, la résistance obtenue de 681 MPa est proche de celle des trois autres spécimens et comparable aux résultats rapportés par Dias Alves (2024) qui a obtenu une contrainte moyenne de cisaillement maximal de 23.9 MPa et une capacité maximale de 821 MPa pour le même BFUP. Les quatre spécimens peuvent être considérés comme valides.



Figure 3-21 Spécimen standard no 3 avec cône d'arrachement

La Figure 3-22 présente les modes de rupture de plusieurs essais n'ayant pas présenté de fissure de fendage perpendiculaire. Le SIC permet alors d'analyser les microfissures invisibles à l'œil nu. Les couleurs représentent les déformations selon l'axe perpendiculaire aux barres et les images sont prises à différents moments avant rupture. L'examen des images du SIC permet de visualiser, de manière qualitative dans un premier temps, l'évolution des modes de rupture et des zones de concentration de contraintes.

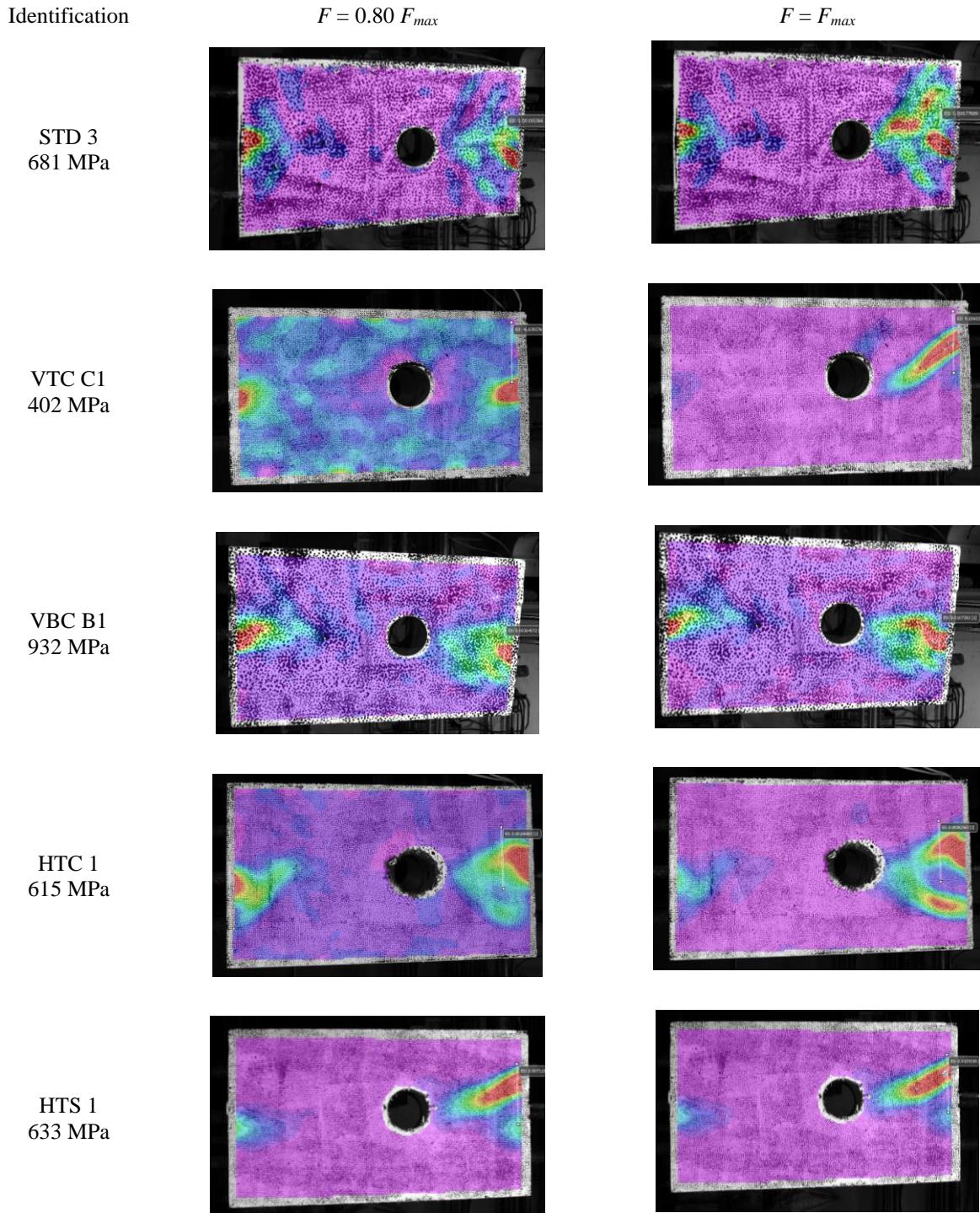


Figure 3-22 Déformations de surface des spécimens STD 3, VTC C1, VBC B1, HTC C1 et
HTS 1

Pour l'ensemble de spécimens, on note à 80% de la contrainte maximale que les zones de concentration des déformations sont bien visibles au niveau des deux barres sollicitées. À ce niveau, les spectres de couleurs montrent que les niveaux de déformations en surface sont similaires. Ceci s'explique par le fait que la contrainte dans les barres est la même au niveau du début de l'ancrage, tout comme les déformations transversales à l'axe des barres issues de la pression des crénelures. À la contrainte maximale, l'amplitude des déformations est supérieure du côté de la barre ancrée vu sa longueur moindre.

Pour les spécimens HTC 1 et VTC C1, on observe que le mode de rupture est caractérisé par la formation d'un cône d'arrachement entre les deux barres supérieures. En revanche, pour le spécimen STD 3, la rupture se manifeste par une fissure de fendage, entraînant le déchaussement de la barre et une perte de capacité. Cependant, pour les spécimens présentant un cône d'arrachement, une fissure de fendage apparaît également. Comme le montre la Figure 3-22, cette fissure est la première à se former, mais c'est le cône d'arrachement qui provoque finalement la ruine du spécimen.

Les spécimens tirés du bloc VTS (vertical haut côté) présentent plusieurs caractéristiques intéressantes. En effet, les spécimens situés aux deux extrémités du coffrage présentent un fendage mixte, tandis que le spécimen VTS 4 présente une fissure de fendage inclinée quasi horizontale, mais à hauteur de la zone carottée, laissant présager un plan de faiblesse. Ceci est fort probablement dû à un écoulement du BFUP sur un plan incliné.

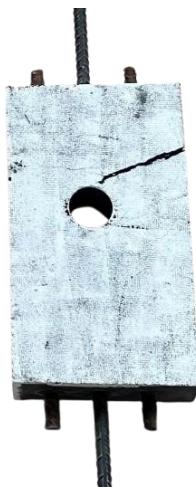


Figure 3-23 Spécimen VTS 4 avec fendage quasi horizontal

Les spécimens obtenus des trois blocs horizontaux (HTS, HTC et HBS) présentent des fissures par fendage perpendiculaire au plan des barres sauf pour les spécimens issus des zones où a été introduit le BFUP. Ces spécimens présenteraient une orientation de fibres moins favorable que dans le reste des coffrages, où les fibres ont eu le temps de s'orienter correctement.

Enfin les spécimens tirés des deux blocs verticaux coulés au centre (VTC et VBC) présentent des fissures semblables dans chacun de leurs spécimens. En effet, ces blocs étant coulés par le centre, il y a un effet de symétrie au niveau du fendage pour les spécimens. Il est d'ailleurs intéressant de souligner que la rupture a eu lieu au niveau de la barre la plus longue pour les deux spécimens des extrémités du bloc VTC. Cela signifie que malgré une longueur d'ancrage plus importante, les fibres étaient tellement mal orientées sur la partie inférieure du coffrage que le fendage s'est opéré à ce niveau-là.

3.6.3 Résistance de l'ancrage d'armature dans du BFUP

3.6.3.1 Capacité maximale $f_{s,max}$

Le principal objectif de cette campagne expérimentale est d'obtenir un ordre de grandeur des capacités pouvant être développées avec différents modes de coulée. Plusieurs spécimens ont présenté une rupture par fendage perpendiculaire au plan des barres, direction pour laquelle les fibres étaient potentiellement orientées préférentiellement. Les valeurs obtenues expérimentalement pour les spécimens standards devraient donc correspondre à la borne supérieure des capacités maximales pouvant être développées. Les résultats sont dans tous les cas comparés aux spécimens de référence dont les résultats sont représentés sur la Figure 3-24.

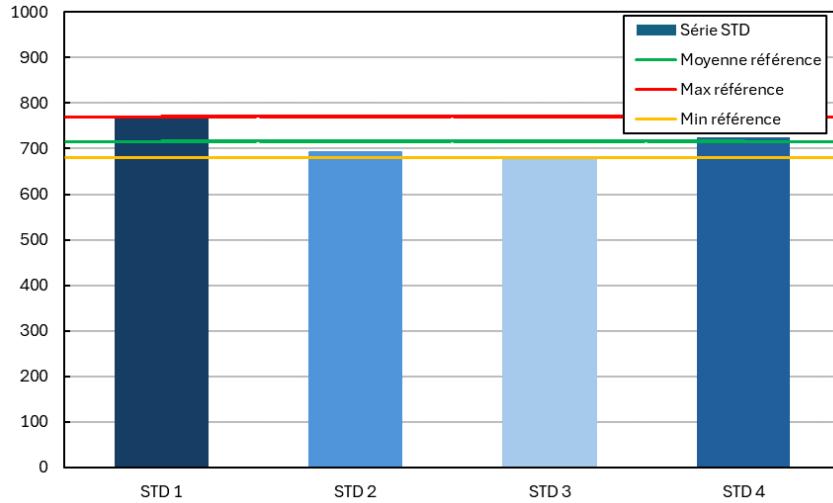


Figure 3-24 $f_{s,max}$ pour les spécimens de référence

Les capacités des différents blocs de spécimens standards vont de 681 MPa à 775 MPa. La capacité moyenne de ces spécimens est de 717 MPa. Le coefficient de variation dans cette série de spécimens n'est que de 5.5%, ce qui traduit une dispersion reste relativement faible.

Les spécimens issus des blocs verticaux coulés au centre (VBC et VTC) ont des capacités d'ancrages assez symétriques comme le montrent les figures suivantes.

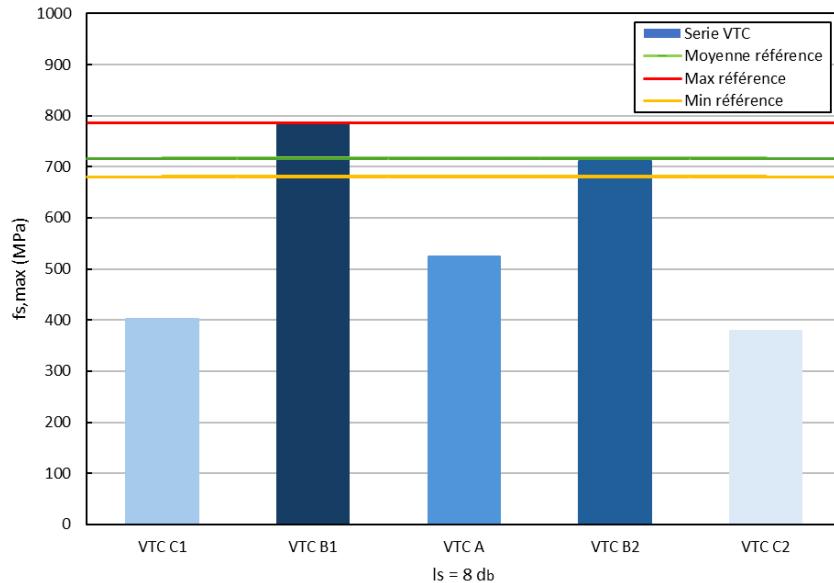


Figure 3-25 $f_{s,max}$ pour les spécimens VTC

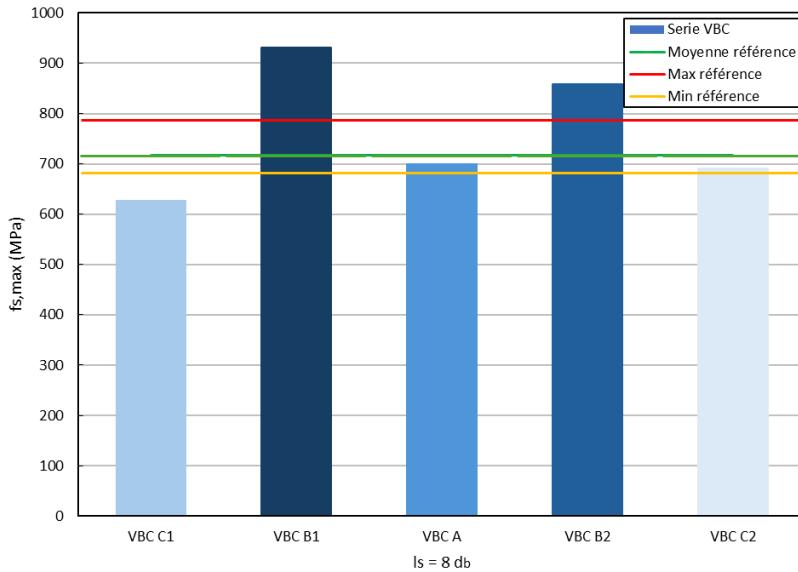


Figure 3-26 $f_{s,\max}$ pour les spécimens VBC

Le bloc VTC a donné des spécimens dont la capacité d’ancrage est relativement faible au point de coulée (spécimen VTC A avec un $f_{s,\max} = 525$ MPa), particulièrement bonne immédiatement de part et d’autre de ce point, et très faible pour les spécimens aux extrémités. Dans ce même bloc, les capacités vont de 379 MPa pour le spécimen le moins performant à 786 MPa pour le spécimen le plus performant. Le coefficient de variation dans ce bloc est de plus de 32%, traduisant une grande variabilité des capacités d’ancrage des spécimens de ce bloc. La mise en œuvre du BFUP joue comme attendu un rôle majeur dans la résistance à l’ancrage des spécimens.

Les résultats sont très similaires pour le bloc VBC avec la même symétrie au niveau de la répartition des capacités. Les spécimens VBC C1 et VBC C2 situés aux extrémités sont ici aussi assez faibles avec des capacités $f_{s,\max} = 626$ MPa et $f_{s,\max} = 692$ MPa respectivement. Ce bloc a toutefois globalement produit des spécimens plus performants que le bloc VTC. En effet, le Tableau 3-14 présente le rapport des capacités maximales des spécimens équivalents dans les deux blocs.

Tableau 3-14 Rapport des capacités maximales des spécimens issus des blocs VTC et VBC

Spécimen	Bloc VTC	Bloc VBC	Rapport VTC/VBC
A	525	699	0.75
B1	786	932	0.84
B2	711	859	0.83
C1	402	626	0.64
C2	379	692	0.55

Globalement, la seule différence entre les blocs VTC et VBC est la position de la barre testée. Dans le bloc VTC, la barre testée est située dans la portion supérieure du spécimen tandis que dans le bloc VBC, elle se situe dans la partie inférieure par rapport au point par lequel le béton est coulé. Chaque spécimen issu du bloc VBC est plus performant que son équivalent dans le bloc VTC. Les spécimens VBC C1 et VBC C2 ont subi une rupture par fendage sur la portion de barre ancrée la plus longue. Ces résultats montrent que les fibres sont potentiellement mieux orientées dans la zone inférieure du coffrage, pour laquelle l'espace disponible permettrait un écoulement qui favoriserait une bonne orientation des fibres.

Le bloc VTS coulé à partir d'une extrémité donne aussi des spécimens moins performants aux extrémités comme le montre la Figure 3-27. En effet, le spécimen VTS 1 qui est issu de la zone où le béton est coulé ainsi que le spécimen VTS 5 qui est positionné à l'autre extrémité du coffrage sont moins performants qu'au centre du bloc. Les capacités sont décroissantes le long du coffrage avec une capacité d'ancre particulièrement faible $f_{s, \max} = 475$ MPa pour le spécimen VTS 5.

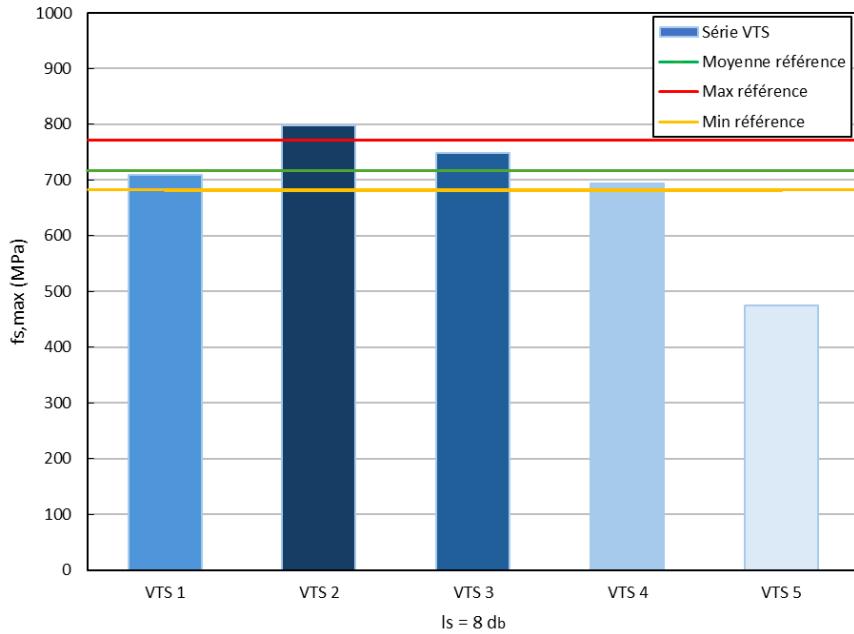


Figure 3-27 $f_{s,max}$ pour les spécimens VTS

La moyenne des capacités des spécimens issus du bloc VTC est de 560 MPa, celle du bloc VBC est de 762 MPa alors que celle du bloc VTS est de 685 MPa. Ainsi, il semblerait qu'un remplissage par le bas est particulièrement favorable. À noter toutefois que la variabilité dans ces blocs est très importante, avec un coefficient de variation allant de 16.8% à 32.5%.

Les spécimens issus des blocs horizontaux ont des capacités d'ancrages relativement élevées. Les spécimens issus du bloc HTC dont les capacités sont présentées à la Figure 3-28 confirment la tendance selon laquelle les zones par lesquelles sont coulés les blocs donnent des spécimens avec des capacités d'ancrages plus faibles que dans le reste du bloc. Les spécimens HTC 1 et HTC 4 ont des capacités respectives $f_{s,max} = 615$ MPa et $f_{s,max} = 667$ MPa tandis que le spécimen HTC 2 particulièrement performant a une capacité $f_{s,max} = 787$ MPa. Le coefficient de variation dans ce bloc est de 9.8%.

Ce constat est globalement similaire dans les deux autres blocs horizontaux avec des spécimens qui sous-performent au niveau des zones de coulées et une amélioration significative dans les zones plus éloignées.

Les capacités moyennes de ces trois blocs sont, contrairement aux blocs verticaux, relativement proches avec une moyenne de 708 MPa pour le bloc HTC, 726 MPa pour le bloc HTS et enfin 785 MPa pour le bloc HBS. La dispersion est aussi beaucoup moins importante au sein des blocs horizontaux, avec des coefficients de variations allant de 5.5% à 9.8%. L'ensemble des blocs horizontaux présente une résistance moyenne 730 MPa et une dispersion de 9%.

À noter toutefois que la mise en place d'un plan de séparation des coulées dans les coffrages pour les blocs HTS et HTC, créant ainsi un double écoulement de BFUP, a permis de réduire considérablement les disparités de performances entre les spécimens sciés. Les spécimens issus du bloc HBS, coulés depuis l'extrémité, mais du côté des barres de support, ont atténué les écarts de contraintes causées par les spécimens VTS, avec uniquement le premier spécimen qui présentant une capacité d'ancrage relativement plus faible, les fibres étant orientées de la même manière au niveau de la barre testée pour tous les autres spécimens.

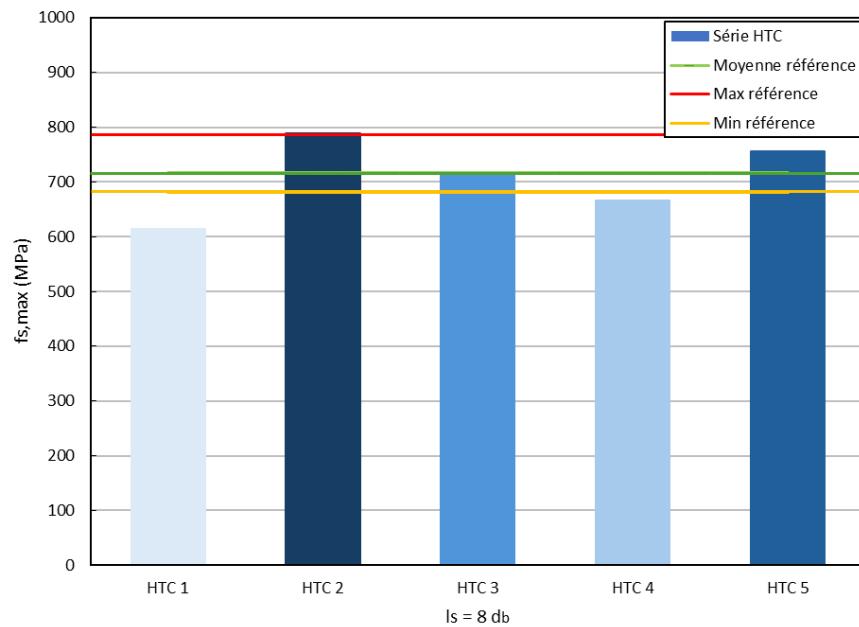


Figure 3-28 $f_{s,max}$ pour les spécimens HTC

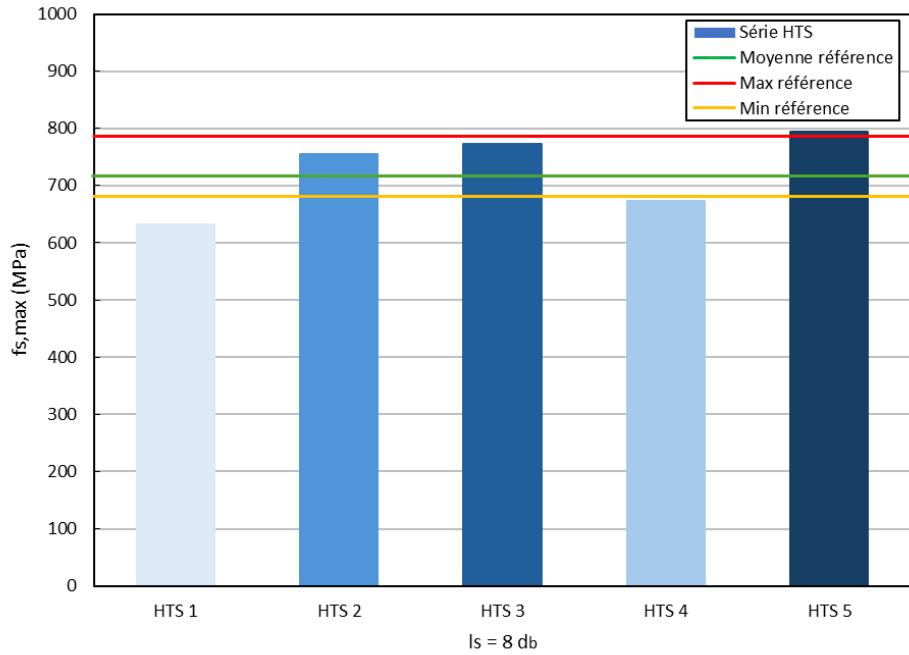


Figure 3-29 $f_{s,\max}$ pour les spécimens HTS

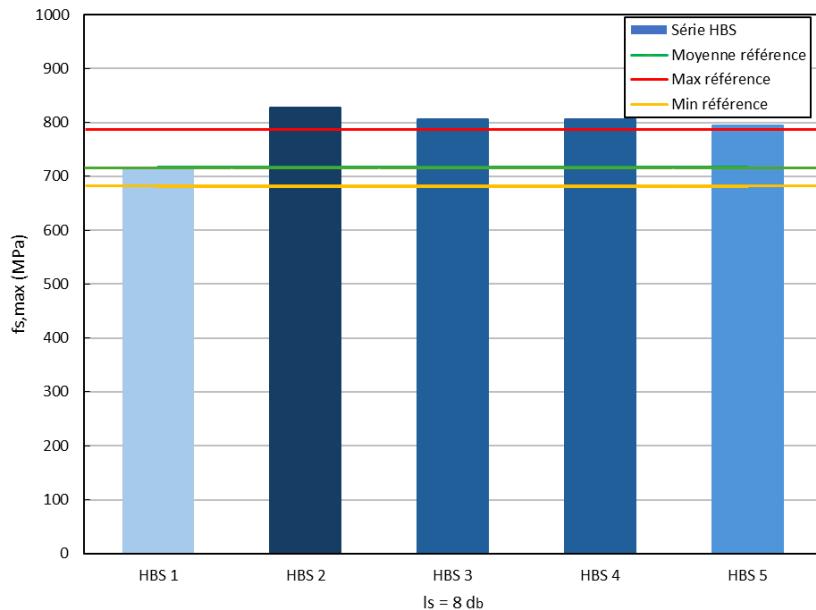


Figure 3-30 $f_{s,\max}$ pour les spécimens HBS

3.6.3.2 Contrainte tangentielle

La Figure 3-31 présente les courbes de contrainte tangentielle en fonction du glissement pour les spécimens des séries de référence, HTC, HBS et HTS. Les figures correspondantes des autres spécimens sont présentées à l'Annexe B. Ces courbes ainsi que les tableaux de résultats généraux montrent que la contrainte tangentielle maximale est environ constante. Cela est conforme avec ce qui était réalisé dans les campagnes d'essais précédentes, notamment celle de Bastide (2020), qui montrait que la contrainte tangentielle maximale ne dépendait pas de la longueur d'ancrage, mais uniquement de l'enrobage. Pour l'ensemble des spécimens de cette campagne, l'enrobage est $c_{so} = 2 db$, et on obtient globalement une gamme de contraintes tangentielles τ_{max} comprises entre 20 et 30 MPa, sauf pour quelques spécimens ayant sous-performés.

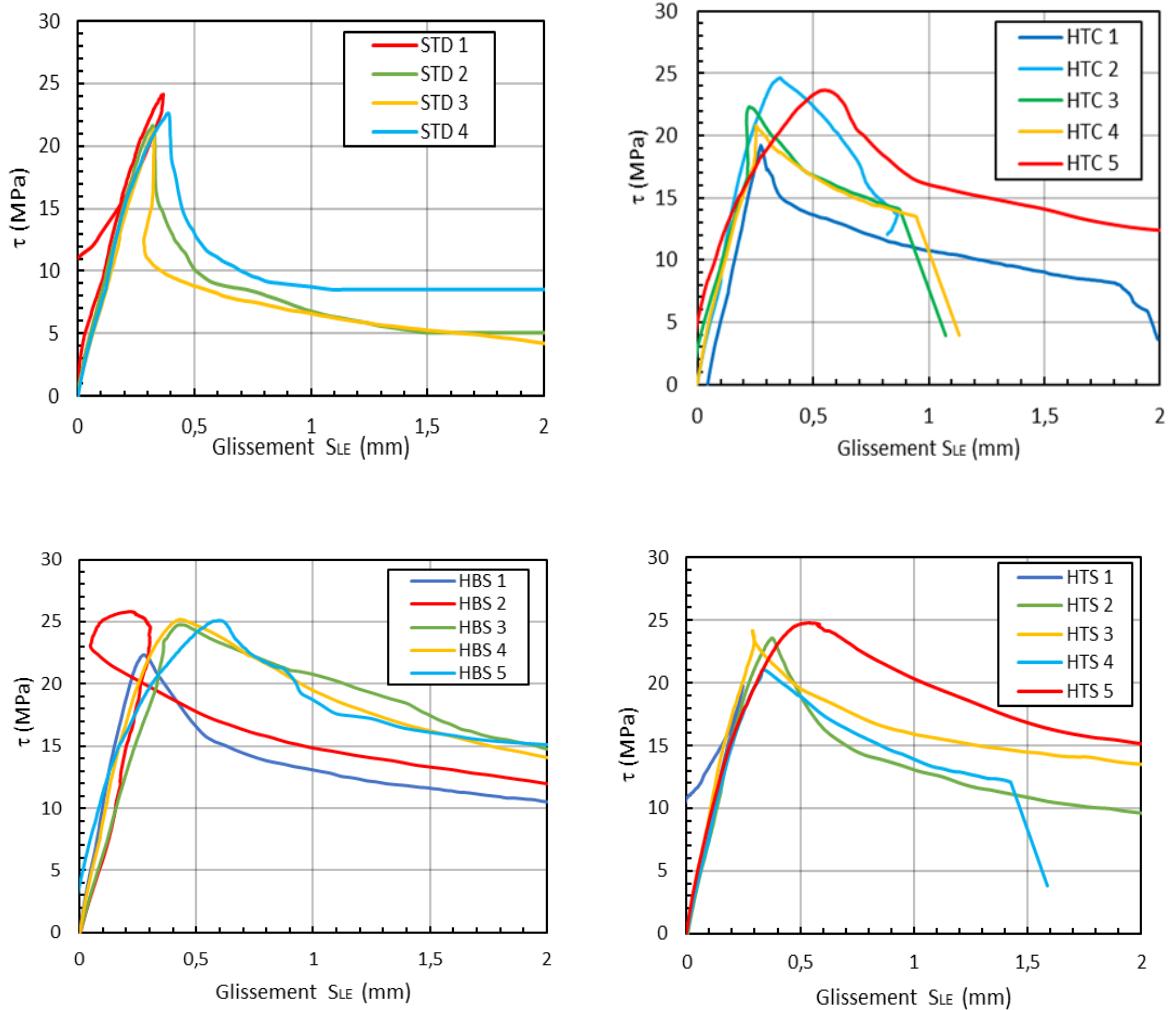


Figure 3-31 Contrainte tangentielle en fonction du glissement

Les valeurs maximales des contraintes tangentielles obtenues se situent entre 20 et 30 MPa, ce qui se rapproche des résultats obtenus pour des chevauchements en traction avec contact selon Lagier (2015), ainsi que les essais en traction directe réalisés par Bastide (2020). Cela confirme que cet essai reflète efficacement un mode de sollicitation en traction du BFUP autour de la barre ancrée.

La variation de la contrainte tangentielle maximale d'ancrage est proportionnelle à la contrainte maximale dans les barres, exprimée par la formule (3.1) suivante pour les spécimens de cette série d'essais :

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_{sd} d_b}{41_d} = \frac{\sigma_{sd} d_b}{4 \times 8d_b} = \frac{\sigma_{sd}}{32} \quad (3.1)$$

Dias Alves a établi une relation entre la contrainte maximale de cisaillement d'ancrage, information requise pour la conception, et la résistance en traction directe du BFUP. Pour la présente série d'essais sur les six blocs, on obtient un ratio τ_{max} sur $f_{t,u} = 12.9$ MPa d'environ 1.7 pour l'ensemble des blocs, 1.6 pour les blocs verticaux et 1.8 pour les blocs horizontaux.

Cette campagne communique des informations complémentaires sur l'influence du mode de coulée sur les valeurs de contraintes tangentielles maximales. En effet, si l'on se réfère aux Tableaux 3-7 à 3-13, on peut observer une perte d'efficacité lorsque l'on s'éloigne du point de coulée. En effet, la contrainte tangentielle maximale pour les spécimens B des blocs VTC et VBC sont en moyenne respectivement de 23.4 MPa et 28 MPa, tandis que pour les spécimens C de ces mêmes deux blocs, les moyennes sont de 12.2 MPa et 20.4 MPa. La conclusion est la même pour le bloc VTS avec le spécimen VTS 5 dont la contrainte tangentielle maximale n'est que de 14.9 MPa.

Les valeurs de contraintes tangentielles sont beaucoup plus homogènes dans les blocs horizontaux avec des spécimens légèrement moins performants au niveau du point d'entrée (spécimen HTS 1 présentant une contrainte tangentielle maximale de 19.8 MPa tandis que la moyenne du bloc est de 22.7 MPa).

Enfin, les spécimens ayant sous-performés et présentant des contraintes tangentielles maximales plus faibles permettent potentiellement de quantifier la contribution des fibres dans le BFUP. Cela représente un réel avantage vis-à-vis de l'essai d'arrachement classique de type Pull-Out que l'on retrouve dans la littérature (Cheung et Leung, 2011; Fehling, Lorenz et Leutbecher, 2012), où les

contraintes tangentielles observées avec du BFUP dépassent généralement les 40 MPa sans pour autant permettre une quantification précise de la contribution des fibres dans le BFUP.

3.6.4 Glissement de la barre ancrée

La détermination du glissement à l'extrémité chargée (LE) est calculée à partir de la mesure du déplacement des 2 LVDT fixés à la barre. En effet, en retranchant à chaque instant au cours du chargement la distance entre l'extrémité de la surface supérieure du BFUP et le point de fixation du capteur, on obtient l'élongation de la barre. Ainsi, chaque position de fixation de capteur est mesurée au pied à coulisse avant le début du chargement. En cas d'apparition d'une fissure de fendage sous un capteur de glissement, sa lecture devient altérée par les mouvements du BFUP en surface. Les valeurs moyennes altérées par la présence d'une fissure de fendage ont été retirées.

La Figure 3-32 présente la contrainte dans la barre en fonction du glissement pour les quatre spécimens de la série de référence. Sur la Figure 3-30b, les croix indiquent l'atteinte de la contrainte à la première macrofissuration $f_{s,cr}$. Les autres spécimens présentent le même type de courbe contrainte-glisement, et sont présentés en détail à l'Annexe B.

La partie post-pic nous montre notamment que le mécanisme de rupture par fendage de ces spécimens en BFUP n'est pas fragile, mais qu'on a un adoucissement après la capacité maximale.

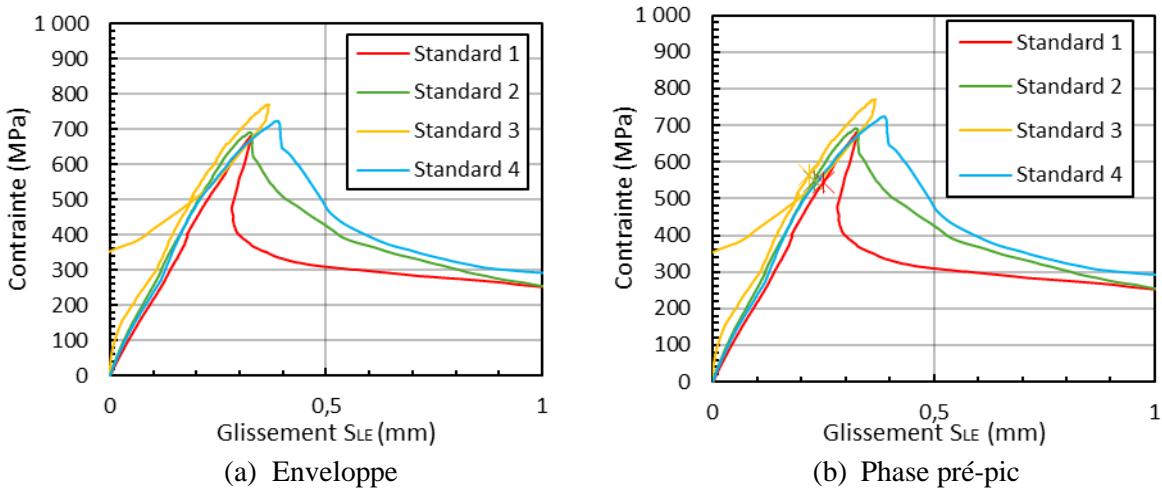


Figure 3-32 Contrainte en fonction du glissement pour les spécimens standard

La courbe en phase pré-pic se décompose en deux parties (Figure 3-30b), avec une partie quasiment linéaire jusqu'à $f_{s,cr}$ suivi d'une augmentation du taux de glissement avec l'augmentation de la contrainte dans la barre. À l'exception des différences de capacités maximales développée, la courbe contrainte-glisement de ces 4 spécimens est sensiblement la même. À noter toutefois que le glissement du spécimen Standard 3 augmente avant de décroître, ce qui traduirait un mouvement du BFUP et par conséquent du capteur retournant à son origine.

3.6.4.1 Glissement à la capacité maximale

La Figure 3-33 présente le glissement associé à la contrainte maximale développée dans la barre ancrée pour différentes séries. On note une forte disparité des résultats, et ce, même au sein d'une même série, sauf pour la série de référence pour laquelle les valeurs de glissement associées à la contrainte maximale semblent constantes. Au sein des séries VTC et VBC, il existe également une symétrie concernant le glissement. En effet, la Figure 3-33 ainsi que les Tableaux 3-8 et 3-9 montrent que des spécimens avec des configurations similaires présentent le même glissement. Les essais de Bastide (2020) avaient montré que, quel que soit le choix effectué en conception pour augmenter la capacité maximale d'un ancrage, en augmentant le confinement ou la longueur d'ancrage, l'augmentation du glissement est la même. Cette observation peut être complétée avec le fait que la mise en œuvre du BFUP exerce également une forte influence sur ce paramètre.

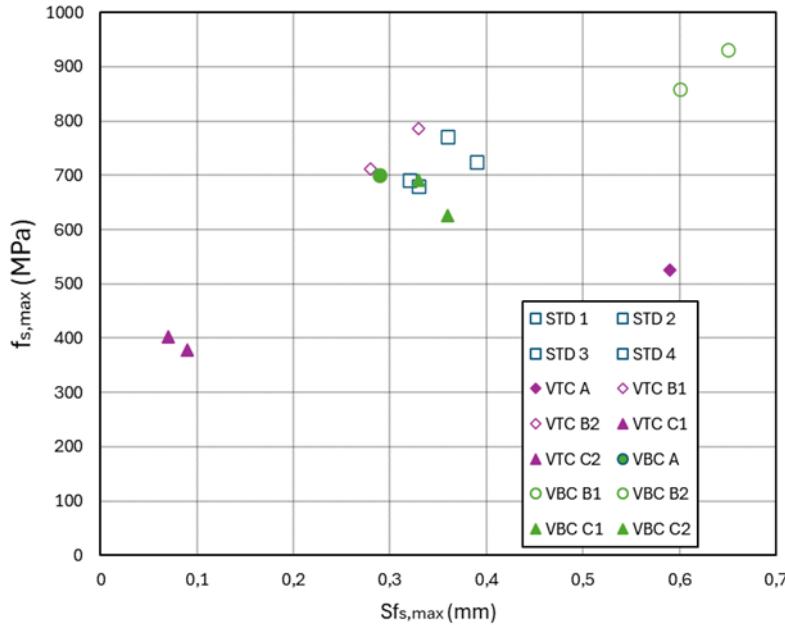


Figure 3-33 Capacité maximale en fonction du glissement

Cette observation est visible également sur les Figures 3-34 et 3-35 sur lesquelles on peut comparer l'évolution de $f_{s,max}$ et de $s_{fs,max}$ en fonction de la longueur d'ancrage. On peut voir que les tendances sont les mêmes pour les deux paramètres avec une dispersion quasi identique pour les deux séries. La série de référence est globalement peu dispersée pour ces deux paramètres, tandis que les séries VTC et VBC présentent une symétrie de distribution par rapport au point de coulée. L'ensemble des séries sont présentées par la suite dans l'Annexe B.

Encore une fois, l'effet de la mise en œuvre du BFUP est mis en évidence. La longueur d'ancrage et l'enrobage sont les mêmes pour tous les spécimens, et hormis les propriétés intrinsèques du matériau, le mode de coulée est l'unique paramètre variant.

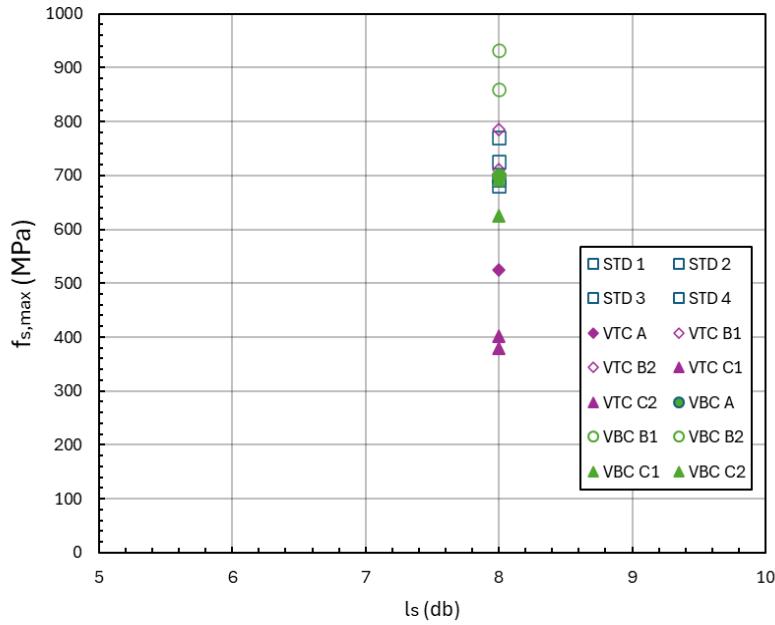


Figure 3-34 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage

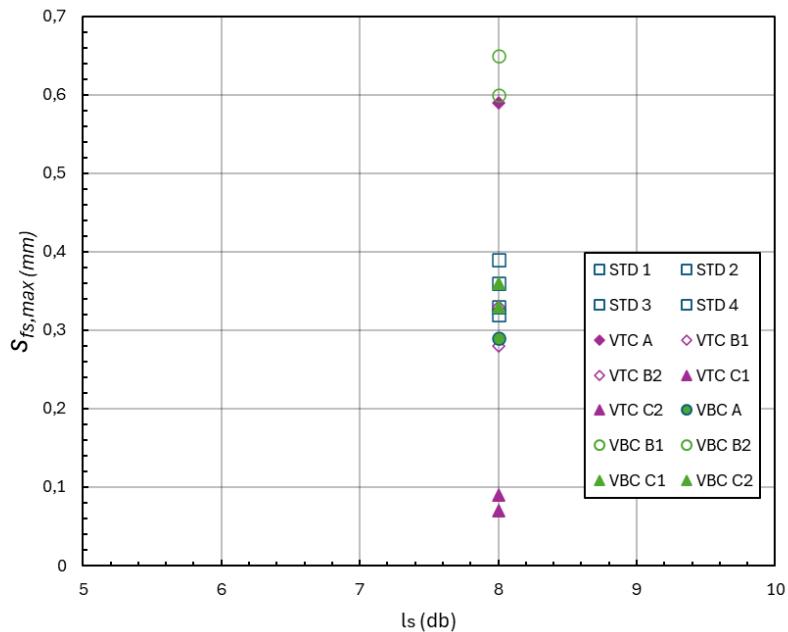


Figure 3-35 Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage

3.6.5 Localisation de la fissure de fendage

L'analyse de la déformation orthoradiale en surface du spécimen ainsi que de l'ouverture de fissures permet d'obtenir de l'information sur le taux de travail du BFUP au cours du chargement jusqu'à la

capacité maximale développée. Elle permet de mettre en avant l'importance des propriétés en traction du BFUP au niveau de l'influence sur la résistance d'un ancrage dans du BFUP.

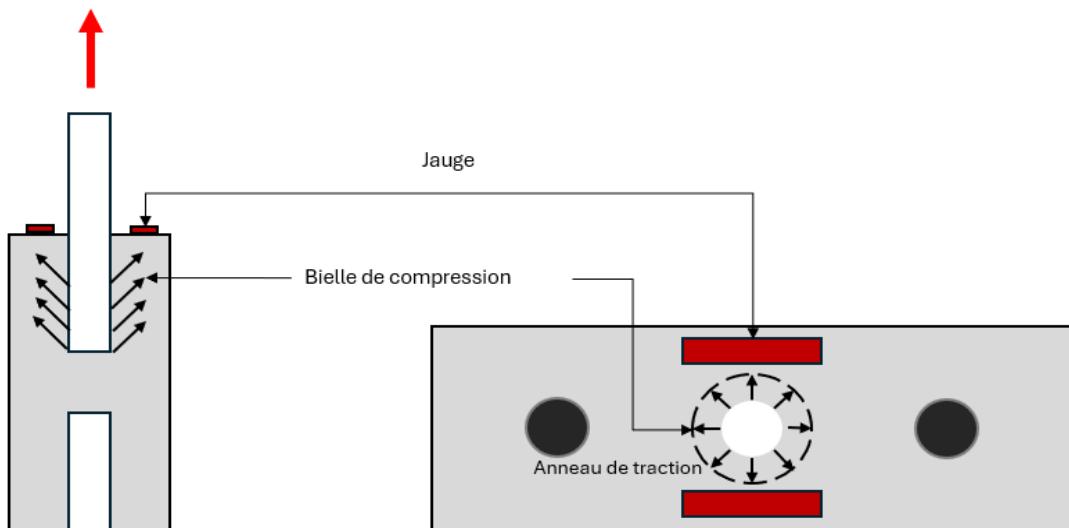


Figure 3-36 Mesure de la déformation orthoradiale

Les déformations et ouvertures de fissure présentées dans cette section sont issues des mesures de deux jauge situées à proximité de la barre testée sur la surface supérieure du spécimen. Dans le cas où la fissure conduisant à la rupture du spécimen n'est pas passée à travers une jauge ou capteur, le SIC permet de capter directement l'ouverture de fissures. Pour les capteurs d'ouverture de fissure, il a été considéré que la fissure commence à s'ouvrir lorsque la déformation mesurée dépasse $\varepsilon_{tu} = 3600 \mu\text{m/m}$, valeur moyenne de déformation à rupture en traction directe du BFUP. L'ouverture de fissure a été calculée en tenant compte du retour élastique du BFUP de part et d'autre de la macrofissure, comme l'avait fait Bastide (2020). Comme aucun os n'a été testé en décharge pour évaluer le module de retour élastique post-pic E_{pc} , une valeur s'approchant de celle mesurée par Bastide en laboratoire a été utilisée, soit 8800 MPa. À chaque pas de temps, on résout ensuite le système d'équations suivant établi par Bastide :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_t = \left(\sigma_i - \frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{\omega_i - \omega_{i+1}} \omega_i \right) + \frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{\omega_i - \omega_{i+1}} \omega_t \\ \delta = \omega_t - \frac{f_{t,tu} - \sigma_t}{E_{pc}} l_0 \\ \omega_t \in [\omega_i, \omega_{i+1}] \end{array} \right\}$$

$$\Rightarrow \left\{ \begin{array}{l} \omega_t = \left(\delta + \frac{f_{t,tu} - \left(\sigma_i - \frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{\omega_i - \omega_{i+1}} \omega_i \right)}{E_{pc}} l_0 \right) * \frac{1}{1 + \frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{\omega_i - \omega_{i+1}} l_0} \\ \omega_t \in [\omega_i, \omega_{i+1}] \end{array} \right\}$$

Avec

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_t = \text{contrainte à la surface du béton au temps } t \\ \omega_t = \text{ouverture de fissure} \\ \begin{cases} \begin{pmatrix} \omega_i \\ \omega_{i+1} \\ \sigma_i \\ \sigma_{i+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ \omega_1 \\ f_{t,tu} \\ f_{w1} \end{pmatrix} \text{ ou } \begin{pmatrix} \omega_1 \\ \omega_2 \\ f_{w1} \\ f_{w2} \end{pmatrix} \text{ ou } \begin{pmatrix} \omega_2 \\ \omega_3 \\ f_{w2} \\ f_{w3} \end{pmatrix} \text{ ou } \begin{pmatrix} \omega_3 \\ \omega_u \\ f_{w3} \\ 0 \end{pmatrix} \end{cases} \\ \delta = \text{déplacement mesuré} \\ E_{pc} = \text{module de retour élastique} \\ l_0 = \text{longueur initiale du capteur d'ouverture de fissure} \end{array} \right\}$$

3.6.5.1 Influence de la loi de traction post-pic

La Figure 3-37 présente les courbes contrainte-glisement et contrainte-ouverture de fissure pour les spécimens de la série standard. On peut noter un point très important dans le mécanisme de résistance d'une barre ancrée jusqu'à la rupture avec du BFUP, à savoir la contribution des propriétés post-pic en traction du BFUP avant d'atteindre la contrainte maximale développée dans la barre d'armature. Comme illustré sur la Figure 3-37b, la contrainte dans la barre continue d'augmenter après l'initiation de la macrofissuration de fendage. L'ouverture de fissure moyenne de la série standard à la capacité maximale $\omega_{moy,fsmax}$ est de 0.27 mm.

Il est donc important de garder à l'esprit que l'estimation de la capacité ultime d'une barre ancrée dans du BFUP requiert la prise en compte de la phase post-pic en traction du BFUP. Les valeurs des contraintes lors de l'apparition des fissures

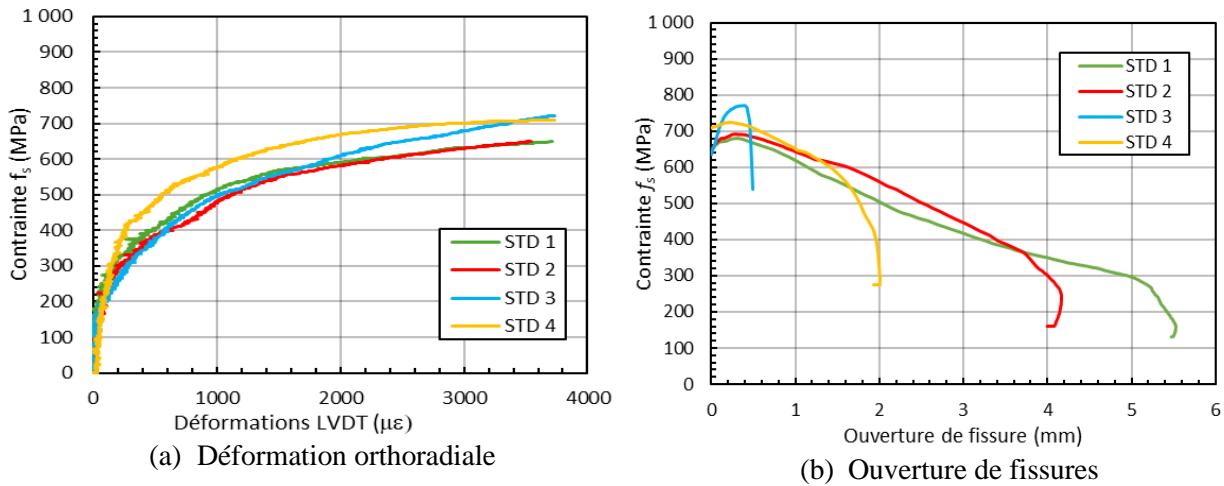


Figure 3-37 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour les spécimens de la série de référence

Les Figures 3-38 et 3-39 illustrent le niveau de contrainte correspondant à l'apparition de la fissure de localisation respectivement mesurée par les jauge sur la face supérieure des spécimens ou obtenues de l'analyse du SIC. Pour l'ensemble des spécimens, on observe que la fissure survient sur la face supérieure pour une contrainte dans la barre égale à environ 86% de celle correspondant à l'apparition de la localisation sur la face externe. La localisation sur la face supérieure survient en moyenne à une contrainte dans les barres égale à 73% de la contrainte ultime mesurée. À noter que les jauge lors des essais VTC C2, VBC C1, HTC 1, HTC 5 et HBS 5 ont subi une rupture précoce ou ont totalement dysfonctionné.

Ces mesures montrent qu'une partie importante de la résistance à l'ancrage est apportée par la contribution du BFUP en phase post-pic. Le Tableau 3-12 compare les contraintes moyennes obtenues pour les différentes séries.

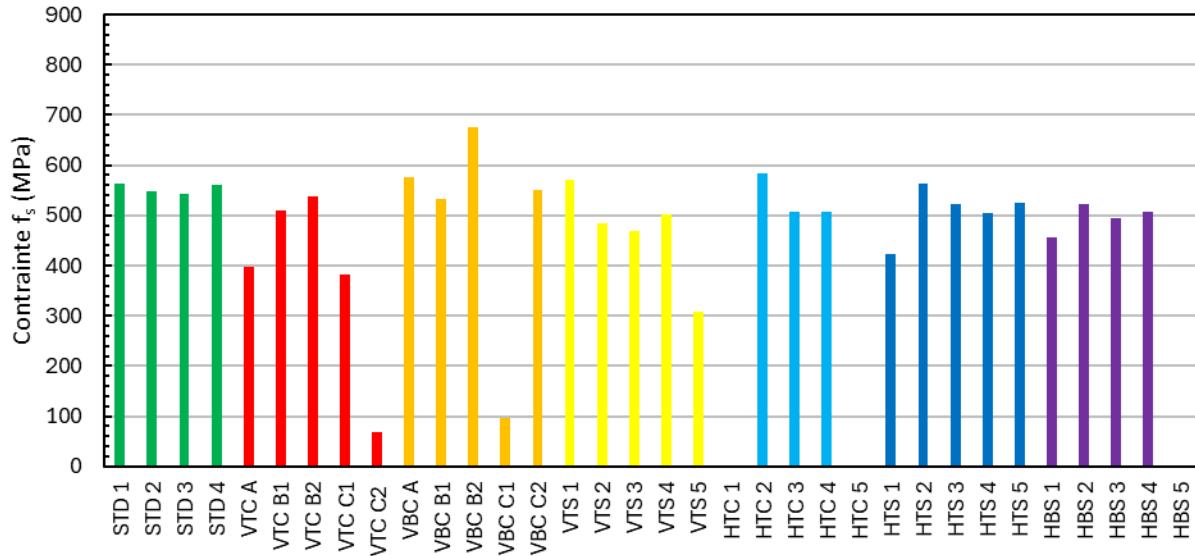


Figure 3-38 Contraintes dans les barres lors de la fissuration sur la face supérieure captée par les jauge

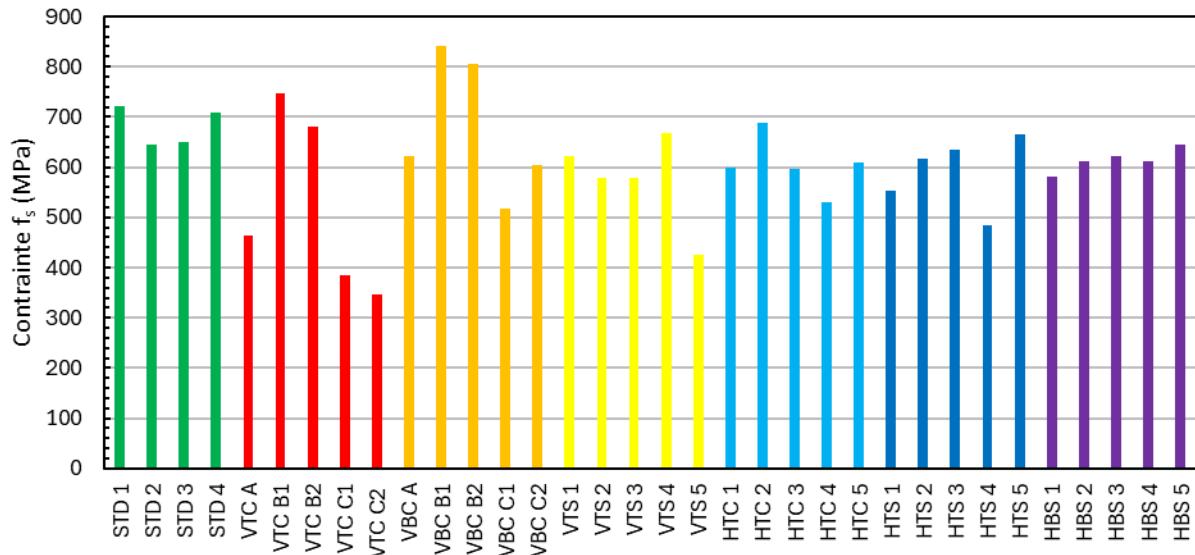


Figure 3-39 Contraintes dans les barres lors de la fissuration sur la face avant captée par le SIC

Tableau 3-15 Comparaison des contraintes moyennes

Série	$f_{s,max}$ (MPa)	$f_{s,cr,jauge}$ (MPa)	$f_{s,cr,SIC}$ (MPa)	$f_{s,cr,jauge}$ $/f_{s,max}$	$f_{s,cr,SIC}$ $/f_{s,max}$
STD	717	554	657	0.77	0.92
VTC	560	456	525	0.81	0.94
VBC	762	583	678	0.77	0.89
VTS	685	466	574	0.68	0.84
HTC	708	532	605	0.75	0.85
HTS	726	508	590	0.70	0.81
HBS	789	495	614	0.63	0.78

3.6.5.2 Capacité et ouverture de fissure

La campagne de Bastide (2020) avait montré qu'il existait une forte corrélation entre l'ouverture maximale au pic de charge et la contrainte maximale développée dans la barre, mais que celle-ci ne semblait dépendre ni de la longueur d'ancre ni de l'enrobage.

Il avait alors été conclu que l'ouverture de fissure en fonction de la capacité n'était donc qu'une propriété seulement liée aux matériaux utilisés et non pas au confinement ou caractéristiques géométriques du joint de chevauchement, à l'instar du glissement.

Les Figures 3-40 et 3-41 semblent confirmer ce constat avec des ouvertures de fissures relativement semblable pour tous les spécimens des différentes séries. Il est toutefois intéressant de voir que la mise en œuvre du BFUP lors des coulées influence de la même manière les ouvertures de fissures.

En effet, les spécimens de la gamme standard présentent une ouverture de fissure très similaire entre eux avec une variation d'à peine 14%, comme indiqué dans le Tableau 3-7. Les spécimens VTC C1 et VTC C2 qui ont subi une fissure par fendage du même type ont aussi une ouverture de fissure semblable entre eux, mais totalement différentes des spécimens issus du même bloc.

En règle générale, pour chaque série, ce constat est applicable avec une ouverture de fissures en fonction de la capacité qui n'est non pas seulement liée aux matériaux utilisés, mais aussi au mode de mise en place du BFUP lors de la coulée.

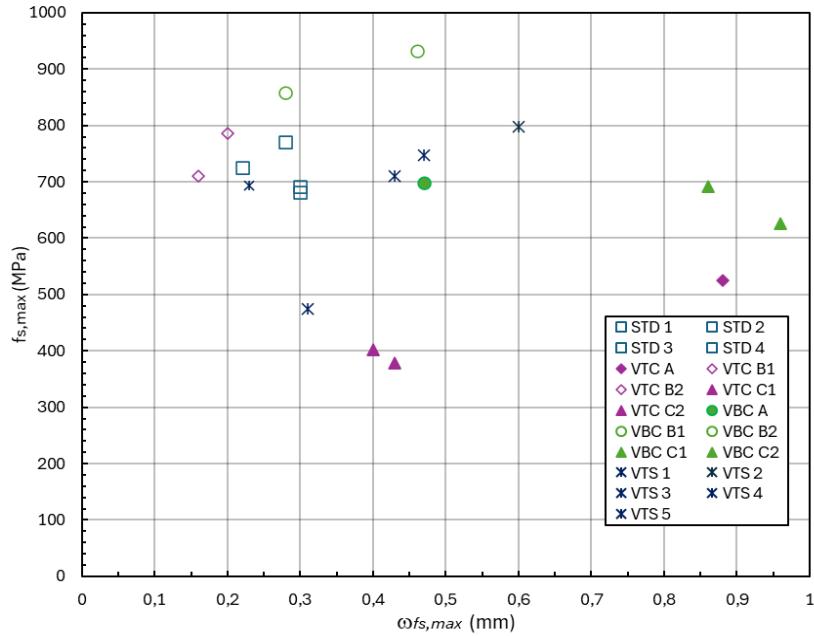


Figure 3-40 Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure pour les spécimens coulés verticalement

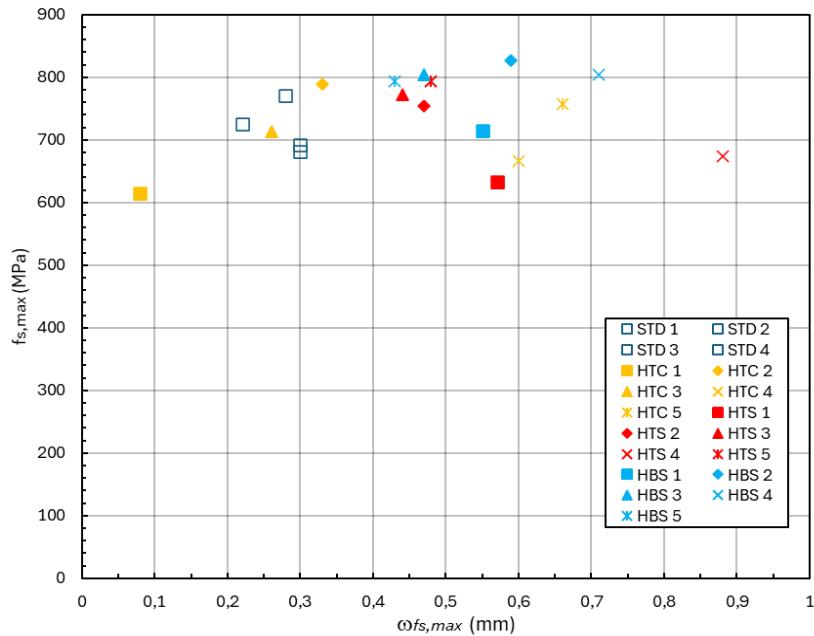


Figure 3-41 Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure pour les spécimens coulés horizontalement

3.7 Conclusion de la campagne expérimentale

Afin d'étudier le comportement de l'ancrage de barres de petit diamètre (16 mm) dans du BFUP ainsi que l'influence du mode de mise en place, une série de 34 tests ATD (Ancrage en Traction Directe) a été réalisée. Ces tests ont été réalisés avec un chargement en traction directe sur une barre haute résistance de nuance A1035 ($f_y = 816$ MPa). Le BFUP étudié est un POLY-UP-F2.5 de SIKA Canada avec une résistance à la traction de 12.9 MPa. La mise en œuvre du BFUP a été réalisée de manière à orienter préférentiellement les fibres perpendiculairement à l'axe des armatures pour les spécimens dits standards avec lesquelles sont comparés les résultats des essais sur les autres spécimens, coulées dans des blocs horizontaux et verticaux puis sciés manuellement. Seul le mode de mise en place est étudié, la longueur d'ancrage étant fixée à $8 d_b$ et l'enrobage à $2 d_b$. Les principales conclusions de cette étude expérimentale sont exposées ci-dessous.

- Pour une longueur d'ancrage de $8 d_b$ et un enrobage de $2 d_b$, la capacité moyenne est de 707 MPa alors que les valeurs maximale et minimale mesurées sont de 932 MPa et 379 MPa, respectivement pour le spécimen VBC B1 et le spécimen VTC C2. La contrainte d'adhérence moyenne correspondante est égale à 22.1 MPa, soit 1.7 fois la résistance en traction directe du BFUP pour cette campagne d'essais. Il faut de plus noter que la variation au sein d'un même bloc peut être très importante, et une disparité entre blocs encore plus importante avec des coefficients de variations allant de 5.5% à 32.5%. Aussi, la capacité d'ancrage des spécimens dits de références n'est pas forcément maximale, notamment avec plusieurs spécimens issus des différents blocs testés ayant des capacités bien plus importantes. La coulée de Bastide (2020) en deux étapes, bien que moins facilement reproductible, semble être une meilleure alternative pour empêcher que les barres d'armatures ne perturbent fortement l'écoulement du BFUP et obtenir ainsi des résultats plus probants. Une campagne reprenant sa méthode de coulée permettrait de confirmer ce constat Notons toutefois que Dias Alves a obtenu des contraintes d'adhérence excédant 29 MPa avec le même matériau.
- On obtient pour la grande majorité des tests une rupture par fendage perpendiculaire au plan des barres. En moyenne pour tous les blocs, la longueur de la fissure de fendage est égale à $2/3$ de ℓ_d au pic de charge. On observe également une rupture par fendage parallèle pour les tests avec des spécimens issus des blocs verticaux, imputable aux potentiels plans

de faiblesse créés par la rencontre du BFUP avec les barres d'armatures et le remplissage vertical progressif des coffrages.

- La capacité maximale de l'ancrage dépend à la fois de la partie pré-pic et de la partie post-pic de la loi de traction du BFUP. En effet, le BFUP entre dans la phase post-pic de sa courbe de comportement en traction avant l'atteinte de la capacité maximale de l'ancrage, à une contrainte moyenne dans la barre lors de la localisation égale à environ 70% de la contrainte ultime atteinte. On note également que la relation initiale entre la capacité de l'ancrage et le glissement dépend fortement de l'orientation des fibres dans le spécimen, notamment avec un glissement quasi identique deux à deux pour les blocs verticaux.
- En comparant les résultats de cette campagne avec la littérature, il semblerait que l'utilisation d'une barre continue suivie d'un carottage du spécimen semble avoir peu d'effet sur la capacité maximale et sur le comportement pré-pic par rapport à la mise en place bout-à-bout. La variation du comportement post-pic est légèrement plus importante, mais la mise en place d'une barre continue suivie d'un carottage est la meilleure option, car, malgré le fait qu'elle ne représente pas une condition d'ancrage fréquemment rencontrée, celle-ci offre des résultats satisfaisants et permet d'éviter les potentiels problèmes d'alignement.
- Les spécimens VBC C1 et VBC C2 ont subi une rupture par fendage sur la portion de barre ancrée la plus longue. La rupture sur la portion de barre d'armature avec la longueur d'ancrage la plus longue suggère que les contraintes ou les forces appliquées pendant le test ne sont pas uniformément réparties le long de la barre. Cela peut être dû à des variations dans la qualité du béton ou à des différences dans le processus de coulée suggérant une mauvaise orientation dans la partie supérieure du coffrage.

Après cette campagne, plusieurs conclusions et observations secondaires peuvent être formulées. En premier lieu, il est notable que la méthode de coulée ainsi que les caractéristiques des tests effectués dans cette campagne démontrent que le test ATD standard, conçu pour fournir une orientation préférentielle des fibres, est aisément reproductible et standardisable pour l'étude et la caractérisation des BFUP, même si les performances atteintes ne sont pas nécessairement maximales. Sur le plan expérimental, il est essentiel de sélectionner une vitesse de chargement

appropriée afin de ne pas solliciter excessivement le BFUP, évitant ainsi des taux de chargement supérieurs à ceux prescrits dans le test de tirants.

De plus, la méthode de mesure du glissement doit être soigneusement choisie, car elle se révèle très sensible au déroulement de l'essai, notamment lors du soulèvement de la couche mince de béton à l'arrachement de la barre. La méthode employée dans cette étude pourrait être optimisée pour surmonter le problème de fissuration à la surface du bloc de BFUP. Le calcul des ouvertures de fissures avec le SIC est recommandé, car très précis. Enfin, il est recommandé d'explorer d'autres configurations de joints verticaux en utilisant des coffrages permettant d'observer l'écoulement du béton à l'intérieur, notamment en recourant à des coffrages en plastique transparent.

CHAPITRE 4 MODÉLISATION NUMÉRIQUE PAR ÉLÉMENTS FINIS

Ce chapitre de modélisation par éléments finis est subdivisé en deux parties distinctes. En effet, une première partie concerne la modélisation des écoulements du BFUP dans les coffrages, servant ainsi de base pour prédire l'orientation des fibres dans les spécimens coulés précédemment. La seconde partie concerne la modélisation du comportement des spécimens ATD que les résultats expérimentaux permettront de valider.

Le logiciel d'éléments finis ABAQUS a été utilisé pour effectuer l'ensemble des simulations numériques. Tous les modèles d'écoulement ont été post-traités à l'aide de scripts Matlab développés par Sarah Mohammadzadeh Osalu (2024). L'approche de résolution explicite en mode dynamique est utilisée, avec le module ABAQUS/Explicit pour l'étude des spécimens ATD.

4.1 Modélisation des écoulements

4.1.1 Introduction

La campagne d'essai a permis de mettre en évidence la très grande variabilité de la capacité maximale $f_{s, max}$ au sein d'un même bloc dans certaines situations alors que des résultats assez uniformes ont été obtenus dans d'autres conditions. Cette variabilité est due à de nombreux facteurs, mais comme indiqué précédemment, une orientation moins favorable des fibres peut entraîner une réduction significative de la résistance à la traction. La modélisation des écoulements à l'aide de la méthode eulérienne-lagrangienne couplée (Coupled Eulerian-Lagrangian – CEL) permet, dans ce contexte, de simuler l'écoulement du BFUP dans les coffrages et prédire l'orientation potentielle des fibres dans les différents spécimens.

La méthode CEL repose sur la résolution numérique d'un système d'équations vérifiant la conservation de la masse, la vitesse et l'énergie, adaptées ici au comportement du BFUP, pour analyser l'écoulement du matériau et l'influence de la géométrie des coffrages et des méthodes de coulage sur l'alignement des fibres (Mohammadzadeh Osalu et al. 2024). Cette approche permet d'obtenir des résultats quantifiables et réalistes tout en restant dans un cadre de temps de calcul et d'analyse acceptable. La section qui suit présente les hypothèses formulées pour le développement

des différents modèles CEL, qui ont été conçues pour représenter la réalité de la mise en œuvre du BFUP de manière optimale.

4.1.2 Stratégie de modélisation

4.1.2.1 Géométries adoptées

Les géométries globalement utilisées dans les modèles numériques correspondent à celles utilisées pour les coffrages des différents blocs de spécimens, telles que présentées à la section 3.2. Toutefois, pour l'ensemble des spécimens horizontaux, une hauteur supplémentaire a été ajoutée. En effet, le BFUP doit acquérir une certaine vitesse de chute pour remplir progressivement le coffrage. Pour considérer cette prise de vitesse initiale du BFUP, une hauteur supplémentaire correspondant à 1/3 de la hauteur réelle du coffrage a donc été ajoutée, une valeur issue de la littérature permettant de donner une vitesse au BFUP initial. Les modèles VTC et VBC sont identiques, car la configuration réelle des coffrages est la même : en effet seule la position de la barre testée varie dans ces deux blocs. Les Figures 4-1 et 4-2 montrent les coffrages de spécimens tels que saisis dans ABAQUS.

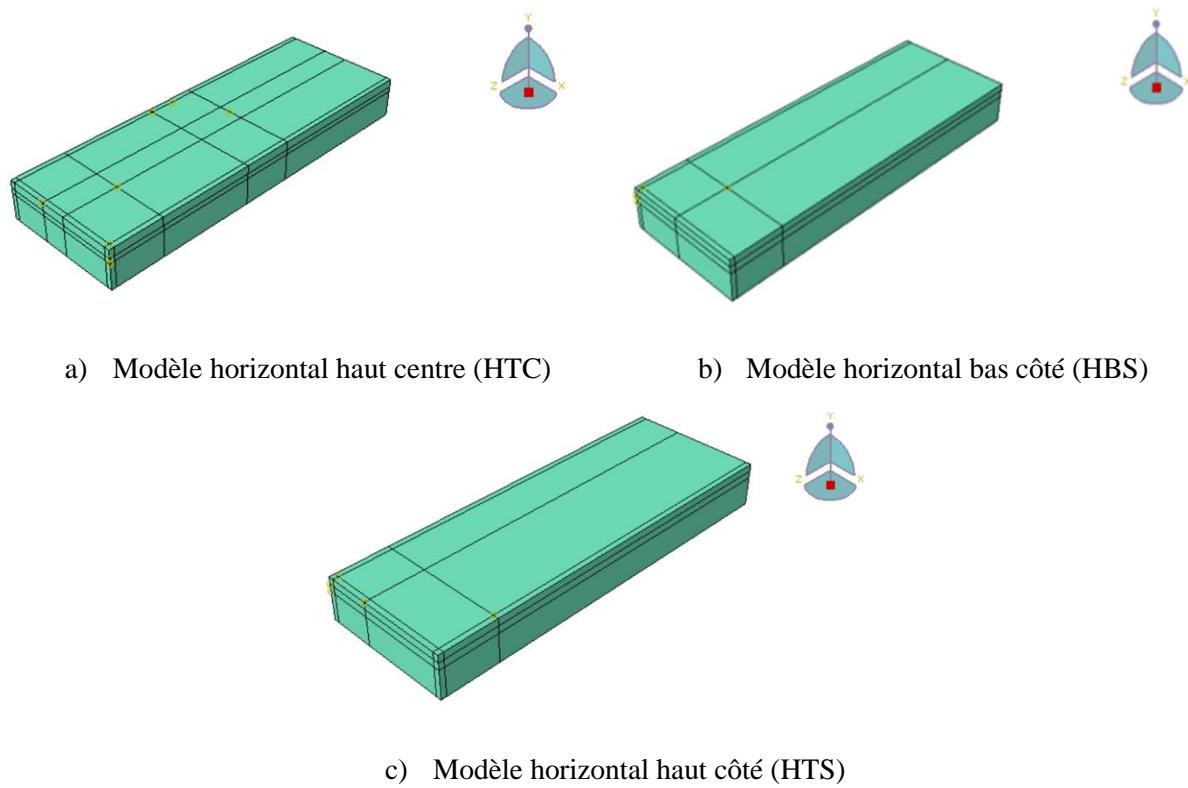


Figure 4-1 Modèles numériques des coffrages horizontaux

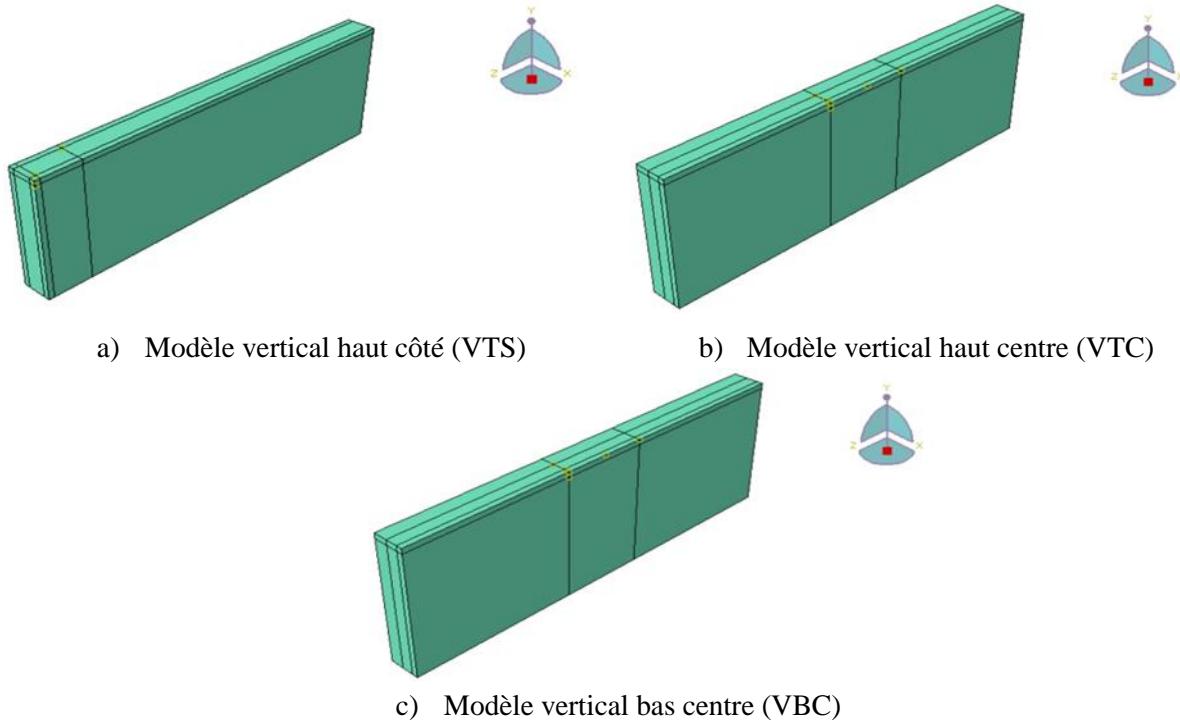


Figure 4-2 Modèles numériques des coffrages verticaux

Les éléments sont des éléments Explicit hexaédriques à intégration réduite (C3D8R) avec un Hourglass control (déformation nulle au point d'intégration de l'élément) défini par le mode Relax Stiffness.

4.1.2.2 Matériau

Le comportement du BFUP frais en écoulement est modélisé dans ABAQUS. Les paramètres à prendre en compte pour modéliser un fluide au comportement similaire à celui d'un BFUP sont :

- la viscosité dynamique;
- la densité;

Une vitesse initiale de 50 mm/s a été donnée au BFUP pour l'écoulement. Cette valeur a été déterminée via les essais d'étalement au mini-cône réalisés lors des coulées. Chacun de ces paramètres a été choisi via des ordres de grandeur issus de la littérature.

Le Tableau 4-1 ci-dessous donne les ordres de grandeur de ces différents paramètres. Le système d'unités d'ABAQUS considère les Newton, les millimètres et les secondes.

Tableau 4-1 Paramètres des modèles numériques

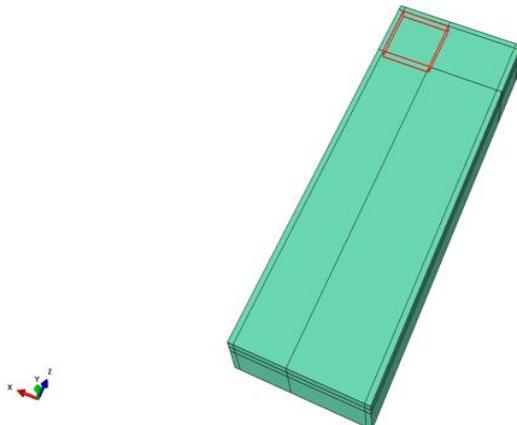
Paramètre	Valeur
η = Viscosité dynamique (Pa.s)	75
ρ = Densité (tonnes/mm ³)	2.4×10^{-9}

Le BFUP est considéré comme un fluide newtonien dans le cadre de ces simulations, afin de simplifier la modélisation de son comportement. Les propriétés du matériau décrites précédemment sont initialement attribuées à une région limitée, représentant la zone de départ du matériau dans chaque modèle. Cette zone correspond à la portion située à proximité immédiate du point de coulée, simulant le volume initial de BFUP présent avant qu'il ne commence à s'écouler. Au fur et à mesure de la simulation, ce volume initial se propage pour remplir le reste du modèle, reflétant le comportement réaliste d'un écoulement progressif. La Figure 4-3 illustre précisément cette zone initiale à laquelle les propriétés du matériau ont été assignées.

La taille de la région à laquelle est assigné le matériau à l'état initial est prévue pour se rapprocher au mieux du point par lequel est coulé le spécimen, comme on peut le voir sur la Figure 4-3 ci-dessous. Toutefois, la géométrie de certains points de coulée a dû être adaptée (largeur plus ou moins importante du point), afin que l'écoulement puisse avoir lieu de façon continue et modéliser l'écoulement sans erreurs.



a) Point de coulée réel



b) Point de coulée modélisé

Figure 4-3 Comparaison des points de coulée réelle et de la modélisation – Bloc HBS

4.1.2.3 Charges appliquées et conditions frontières

Une vitesse nulle dans les directions x , y et z est appliquée sur l'ensemble des faces de chaque modèle vertical, correspondant ainsi à un coffrage totalement fermé (condition *wall*). Les spécimens verticaux n'ont ainsi qu'une zone libre, correspondant à la zone d'entrée du BFUP. Cette condition frontière est aussi appliquée aux différents modèles horizontaux, mais une face correspondant à la surface libre des spécimens garde tous ses degrés de liberté, comme montré à la Figure 4-4.

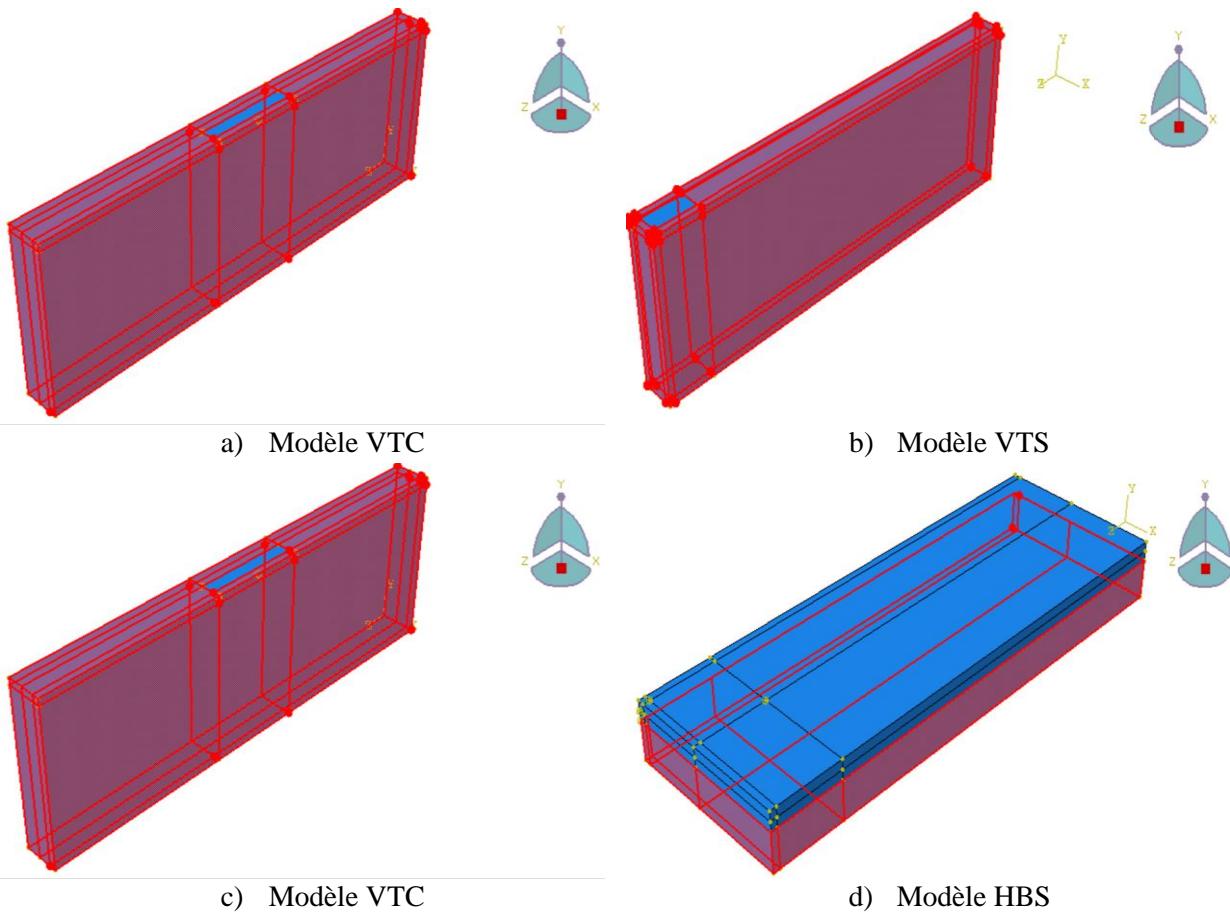


Figure 4-4 Conditions aux limites des différents modèles

Les modèles HTC et HTS ont une surface verticale avec vitesse nulle additionnelle, comme le montre la Figure 4-5. Cette surface correspond à la plaque positionnée au sein du coffrage pendant la coulée puis retirée par la suite.

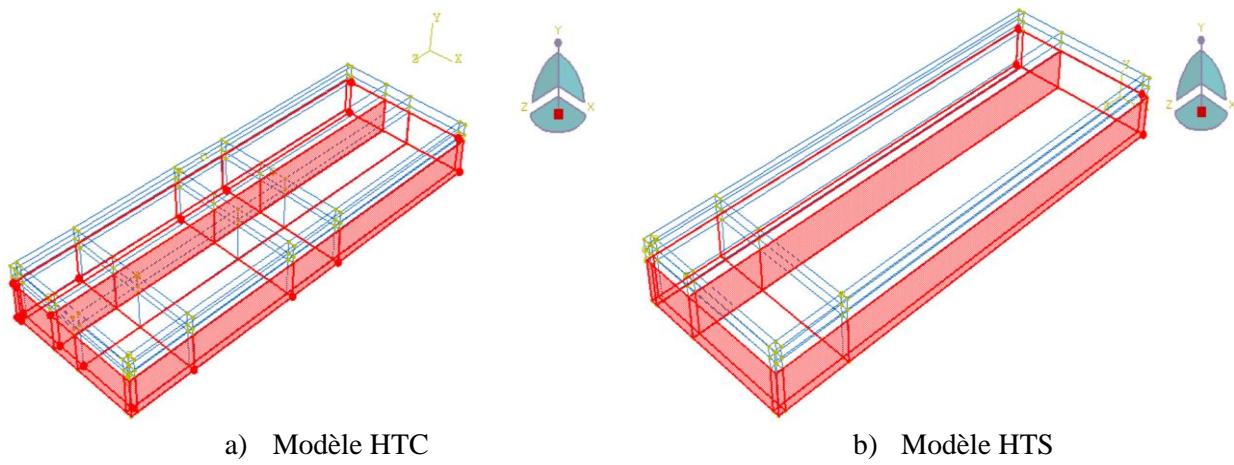
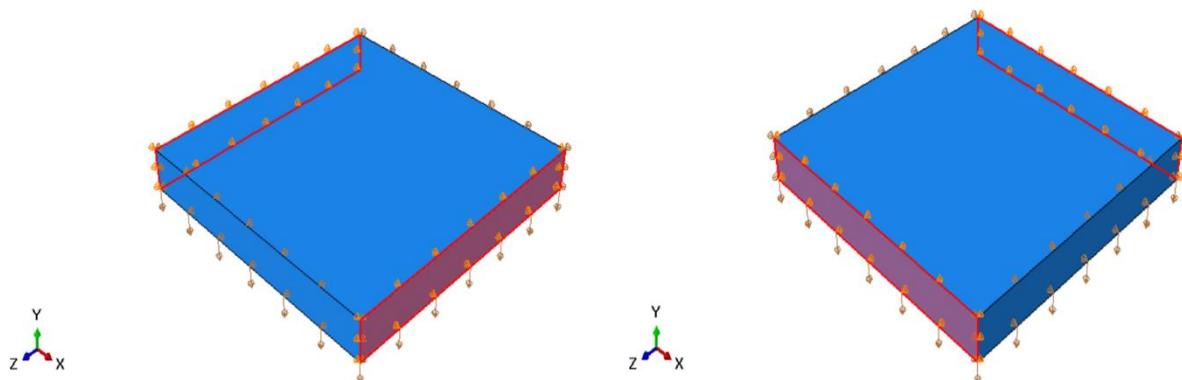


Figure 4-5 Conditions aux limites des modèles présentant une plaque

Comme mentionné précédemment, pour modéliser un écoulement d'un fluide dans ABAQUS, il est nécessaire d'affecter le matériau à une petite portion du modèle pour que le matériau puisse remplir le coffrage au cours de la modélisation. Ainsi, pour les différents modèles, et pour contrôler l'écoulement, des conditions frontières ont été appliquées à la portion de modèle représentant le matériau à l'état initial.

Les quatre faces latérales des portions de BFUP à l'état initial ont des vitesses nulles dans des directions deux à deux, comme le montre la Figure 4-6 .



a) Vitesse nulle appliquée selon la direction x b) Vitesse nulle appliquée selon la direction z

Figure 4-6 Conditions aux limites des faces délimitant la zone d'introduction initiale du BFUP

Cela permet en effet d'empêcher le matériau de « s'échapper » hors de la zone de coulée prévue à l'état initial et de représenter ainsi au mieux les conditions réelles.

À noter que les modèles HTC et HTS ayant deux points de coulée, ces conditions ont été appliquées à plusieurs portions de modèle.

4.1.2.4 Maillage

La taille des éléments du maillage est ici contrôlée par les dimensions des fibres utilisées dans le BFUP pour avoir des éléments de la taille de celles-ci. Ainsi, aucune étude de sensibilité au maillage n'a été réalisée pour ce projet. La taille du maillage est fixée en moyenne à 13 mm pour l'ensemble des différents modèles.

Celle-ci est cependant adaptée, notamment au niveau des zones où le BFUP est coulé, car l'ouverture doit être assez large pour que l'écoulement soit modélisé de façon à ce qu'il soit au plus proche de la réalité. Ainsi, la largeur de l'ouverture est d'abord décidée, puis la taille des éléments est ensuite adaptée dans ces zones.

4.1.3 Post-traitement et analyse des modèles

4.1.3.1 Synthèse des études faites sur les paramètres d'influence sur l'orientation des fibres

Comme vu dans la revue de littérature, différentes campagnes expérimentales ont été réalisées sur des spécimens en BFUP afin d'établir les paramètres influençant l'orientation des fibres. Les résultats de certains travaux ont été recueillis afin d'être utilisés pour la réalisation du post-traitement des simulations. En effet, afin de pouvoir post-traiter les simulations et obtenir une orientation probable des fibres à partir des différents modèles, il est nécessaire de recenser les paramètres d'influence les plus importants et comprendre comment ceux-ci affectent le positionnement des fibres dans le mélange.

De nombreux facteurs d'influence ont été recensés et peuvent être séparés selon deux catégories, à savoir la composition du BFUP ainsi que les méthodes de mise en œuvre. Les principaux paramètres s'appliquant au BFUP sont résumés ci-dessous.

- **Viscosité du Mélange :** La viscosité du mélange de BFUP affecte vraisemblablement l'orientation des fibres. Un mélange plus fluide permet une meilleure dispersion et une orientation plus aléatoire des fibres. À l'inverse, un mélange plus visqueux peut entraîner un alignement des fibres dans la direction de l'écoulement du BFUP en raison des forces de cisaillement générées lors du malaxage et de la coulée. Une viscosité importante peut aussi entraîner une hétérogénéité du mélange (Boulekbache et al. 2010).

- **Taux de fibres et ratio d'élancement :** La proportion et le ratio d'élancement des fibres (rapport longueur/diamètre) influencent fortement leur orientation. Un taux élevé de fibres ou un rapport d'élancement élevé peut entraîner une orientation plus alignée due à l'encombrement des fibres, tandis qu'un taux faible de fibres ou des fibres courtes favorisent une orientation plus dispersée. Un volume élevé de fibres tend à augmenter les interactions entre fibres, conduisant à une orientation plus alignée (Barnett et al., 2010). Les fibres longues et fines sont quant à elles plus susceptibles de s'aligner dans le sens de l'écoulement du BFUP sous l'effet des forces générées par l'écoulement et de cisaillement pendant le processus de mise en œuvre (Kang et al., 2010).
- **Formes et dimensions des coffrages :** Les dimensions et la géométrie des coffrages influencent la direction de l'écoulement du mélange de BFUP, ce qui à son tour affecte l'orientation des fibres. Les coffrages allongés et étroits tendent à orienter les fibres le long de l'axe principal de l'écoulement. En effet, ces formes favorisent une orientation des fibres parallèles aux parois latérales et le long de la direction de coulée (Richard & Cheyrezy, 1995). Ferrara et al. (2011) arrivent à la même conclusion en montrant que les fibres tendent à s'aligner dans la direction de l'écoulement du béton. Cette tendance est accentuée dans les zones où l'écoulement est unidirectionnel et laminaire.

Des géométries plus complexes peuvent provoquer une orientation plus aléatoire, bien que des zones spécifiques puissent encore présenter des orientations préférentielles en fonction des directions empruntées par l'écoulement dominant (Wille et al., 2011).

Que les géométries soient simples ou complexes , un effet de bord existe près des surfaces des coffrages. En effet, les fibres ont tendance s'aligner parallèlement aux parois en raison de l'interaction entre la paroi du moule et le béton frais (Alberti et al., 2014).

Ainsi, l'orientation des fibres dans le BFUP est influencée par divers paramètres, notamment les méthodes de mise en œuvre, la viscosité du mélange, le taux et la géométrie des fibres, ainsi que la forme et les dimensions des coffrages. Comprendre ces facteurs est crucial pour optimiser l'orientation des fibres et ainsi améliorer les propriétés mécaniques et la durabilité du BFUP. Ces observations tirées de la littérature servent de base aux modélisations présentées par la suite.

4.1.3.2 Principe de post-traitement

Le post-traitement est effectué à la suite de la modélisation numérique à l'aide d'un code Matlab réalisé par Sahar Mohammadzadeh Osalu (2024). Ce code permet d'obtenir une orientation des fibres selon les plans x , y et z sur des coupes de spécimen avec un pas régulier. L'orientation des fibres est définie d'après les résultats des études sur les paramètres d'influence de celles-ci synthétisés précédemment, notamment le fait que les fibres aient tendance à s'aligner parallèlement aux lignes d'isovélocités en situation 2D et dans le sens de l'écoulement en situation 1D et près des parois, comme montré sur la Figure 4-7.

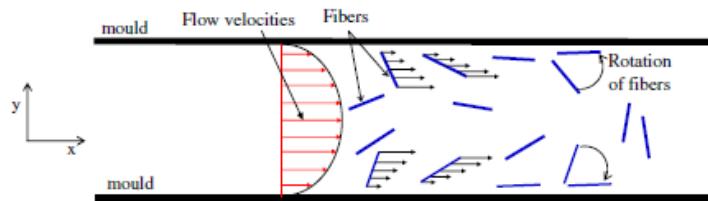


Figure 4-7 Orientation des fibres selon leur position au centre de l'écoulement ou près des parois
(Boulekache et al., 2010)

Plusieurs paramètres d'entrée sont à saisir afin que le code puisse se lancer. Dans un premier temps, il est nécessaire de choisir le moment de la simulation à post-traiter. En effet, celui-ci doit correspondre à une durée ni trop faible, afin qu'une quantité suffisante de BFUP en écoulement ait pu être modélisée, ni trop élevée, afin que le BFUP soit encore en mouvement et que le logiciel ABAQUS puisse faire apparaître des lignes de courant et un champ de vitesse non nul, comme sur la Figure 4-8. On note que l'axe x est orienté dans la direction courte horizontale, l'axe y est vertical alors que l'axe z est horizontal selon la plus longue dimension du bloc.

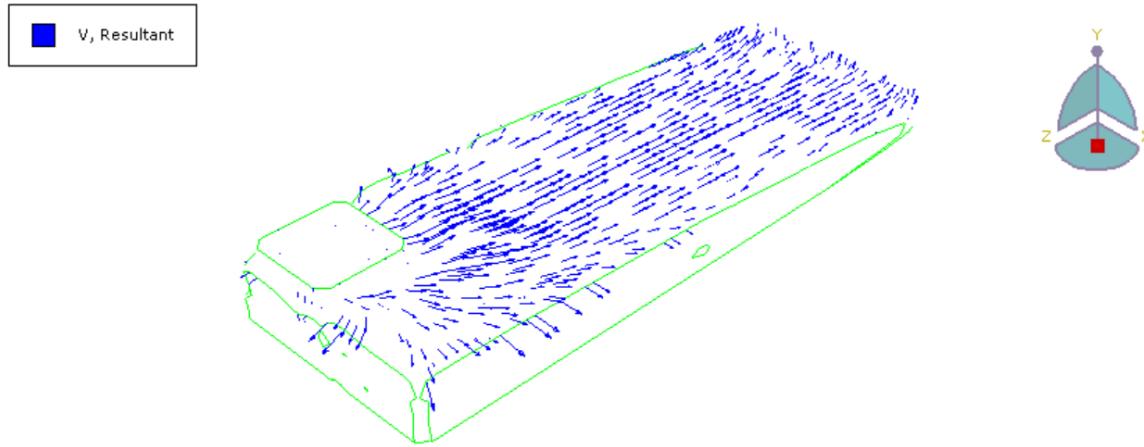


Figure 4-8 Champ de vecteurs vitesse modélisés dans ABAQUS dans le bloc HBS

Ensuite, il est nécessaire de choisir un pas pour obtenir des coupes dans les spécimens de façon à obtenir des informations sur l'orientation des fibres dans différentes régions du spécimen. Ce pas ne doit pas être trop faible afin d'obtenir des informations dans toutes les régions, mais il ne doit pas être trop élevé au risque d'augmenter considérablement le temps de calcul. Ce pas est choisi dans les trois directions x , y et z , offrant ainsi des informations sur l'orientation des fibres dans tous les plans des modèles étudiés.

Une première partie du post-traitement consiste alors à définir les gradients de vitesses aux différents points du maillage défini précédemment. Une fois les gradients obtenus, la seconde partie du code Matlab réalisé par Mohammadzadeh Osalu définit l'orientation probable des fibres, représentée de façon à être perpendiculaire au gradient des vitesses obtenues.

4.1.3.3 Analyse des résultats

Les différents résultats des analyses numériques sont présentés dans la section ci-dessous pour les blocs de spécimens.

Les résultats du bloc HBS à $T = 25$ secondes sont représentées sur la Figure 4-9. Sur cette figure, l'échelle de couleur représente la vitesse d'écoulement en mm/s. Pour chaque plan de coupe, les lignes discontinues correspondent aux fibres orientées perpendiculairement aux vecteurs de vitesse tandis que les lignes continues indiquent le profil des isovitesses dans le plan considéré. L'orientation des fibres est ainsi supposée parallèle aux lignes d'isovitesse. L'orientation probable des fibres est alors observée dans trois plans distincts :

- une coupe transversale à l'axe y , montrant une vue horizontale dans le plan $x-z$ du bloc de BFUP étudié;
- Une coupe dans le plan longitudinal dans la direction x montrant une vue de la face verticale de l'ensemble du bloc de BFUP étudié;
- une coupe transversale à l'axe z , montrant une vue verticale dans le plan $x-y$ dans la direction courte du bloc de BFUP étudié.

Globalement, l'orientation des fibres est fortement perturbée au niveau de la zone de coulée (Figure 4-9b), où l'orientation des fibres semble se faire, comme anticipé, de façon aléatoire. Plus l'écoulement s'éloigne de la zone de coulée, plus les fibres ont tendance à s'orienter dans la direction perpendiculaire à l'écoulement. Des effets de bord sont toutefois observables avec une perturbation des fibres au niveau des surfaces coffrées. On note que les fibres sont orientées parallèlement aux parois sur près de la totalité de la longueur du bloc, à l'exception du point d'introduction du BFUP et des trois coins du coffrage. La Figure 4-9c) illustre la remontée des fibres près de la paroi la plus éloignée du point d'introduction du BFUP ($z < 150$ mm).

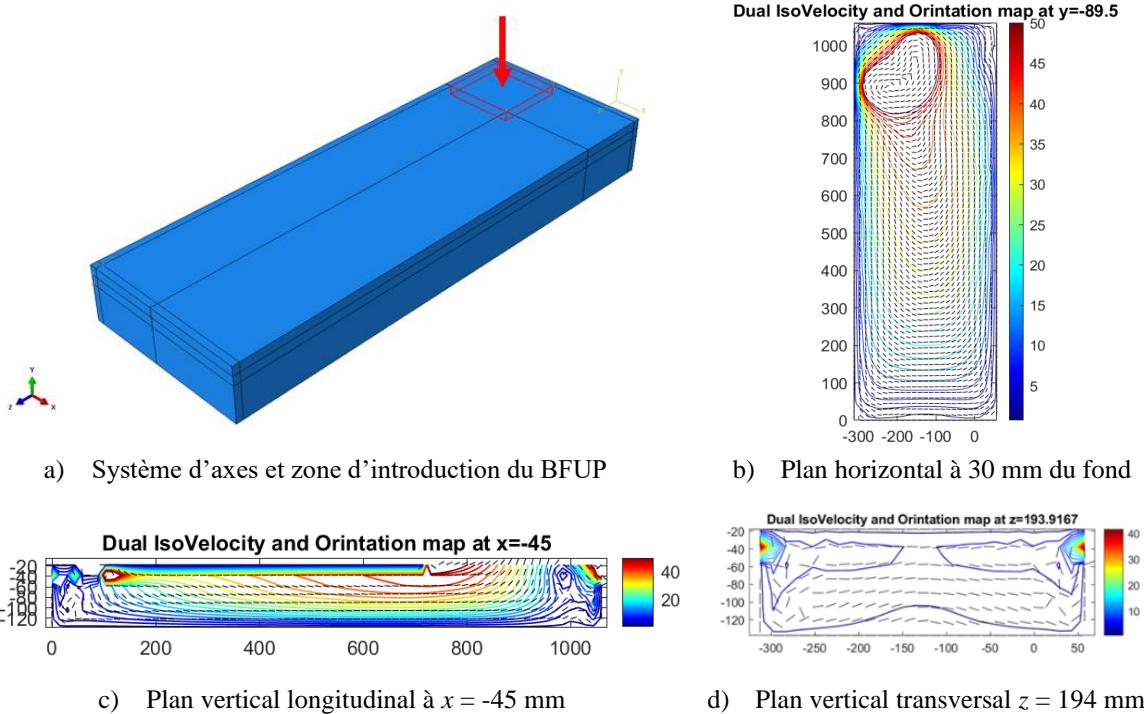


Figure 4-9 Orientation des fibres potentielles dans le bloc HBS

Le bloc HTC, analysé à $T = 24$ secondes, et dont la modélisation est visible à la Figure 4-10 suivante, présente des résultats similaires avec une forte perturbation des fibres au niveau des points de coulée. Les effets de bord sont encore plus présents dans ce bloc avec la présence de la modélisation de la plaque mise en place lors de la coulée.

La présence de deux zones de coulée en deux points distincts des blocs (l'un au centre et l'autre sur le côté) perturbe fortement l'écoulement et par conséquent la mise en place des fibres. La présence de la plaque agit de telle sorte à avoir deux zones d'écoulement et champs de vitesses différents. En effet, la distance entre la plaque est le coffrage étant relativement faible, la partie de BFUP coulée dans cet espace a la majeure partie de ses fibres orientées parallèlement au coffrage et à la plaque, tandis que le BFUP coulé dans la seconde section à assez d'espace pour grandement s'étendre et ainsi avoir une grande variabilité dans l'orientation des fibres.

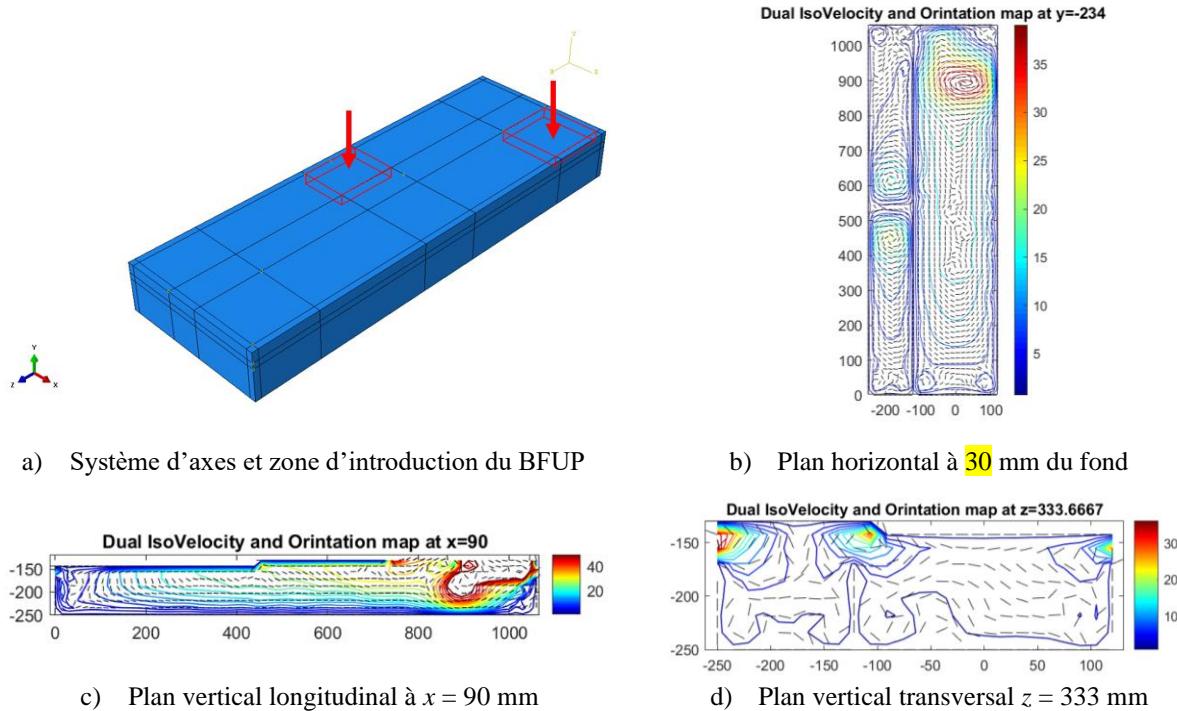


Figure 4-10 Orientation potentielle des fibres dans le bloc HTC

Le bloc HTS montré à la Figure 4-11 présente des résultats similaires au bloc HTC. En effet, celui-ci dont l'analyse a été réalisée à $T = 30$ secondes a les mêmes caractéristiques avec la mise en place

d'une plaque et de deux zones de coulée. Toutefois, les points de coulées sont dans ce bloc côté à côté (de part et d'autre de la plaque) ce qui a pour effet de perturber l'écoulement sur une zone moins élargie, permettant aux fibres de s'orienter parallèlement à la direction de l'écoulement sur une plus longue distance.

Les coupes latérales diffèrent peu entre les blocs de spécimens horizontaux avec des fibres orientées très majoritairement de manière parallèle à la face inférieure des coffrages. Les singularités concernent uniquement les points de coulée où une tendance est plus difficile à obtenir.

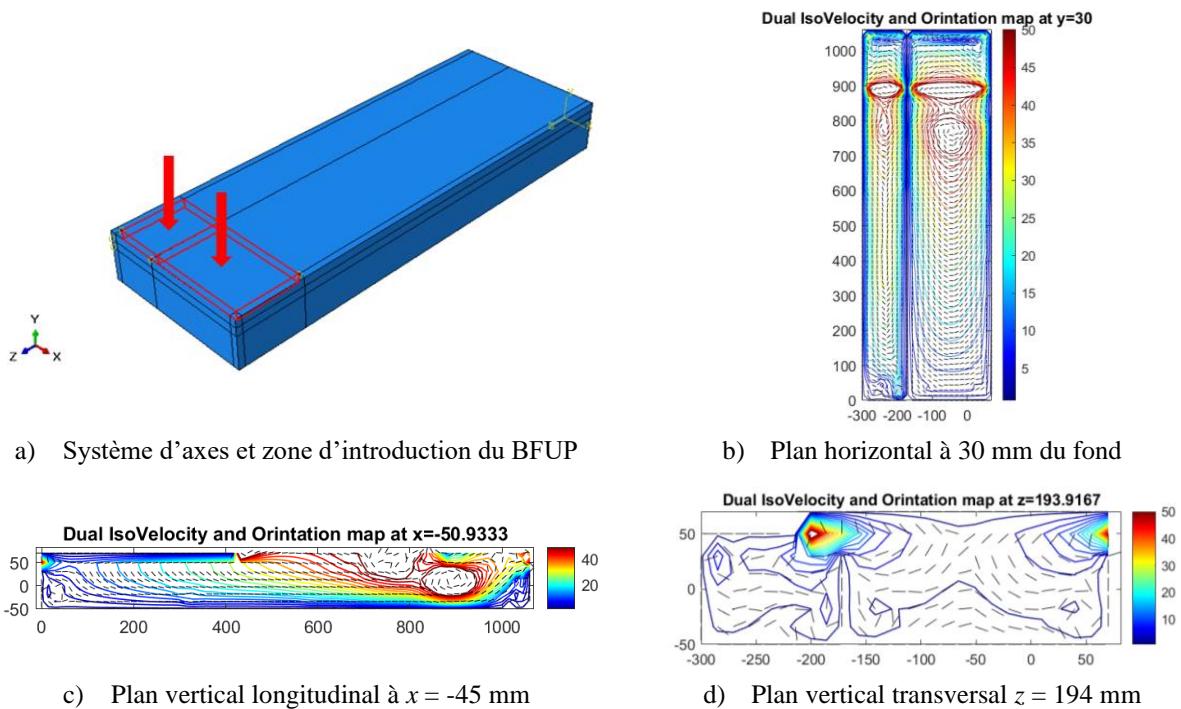


Figure 4-11 Orientation potentielle des fibres dans le bloc HTS

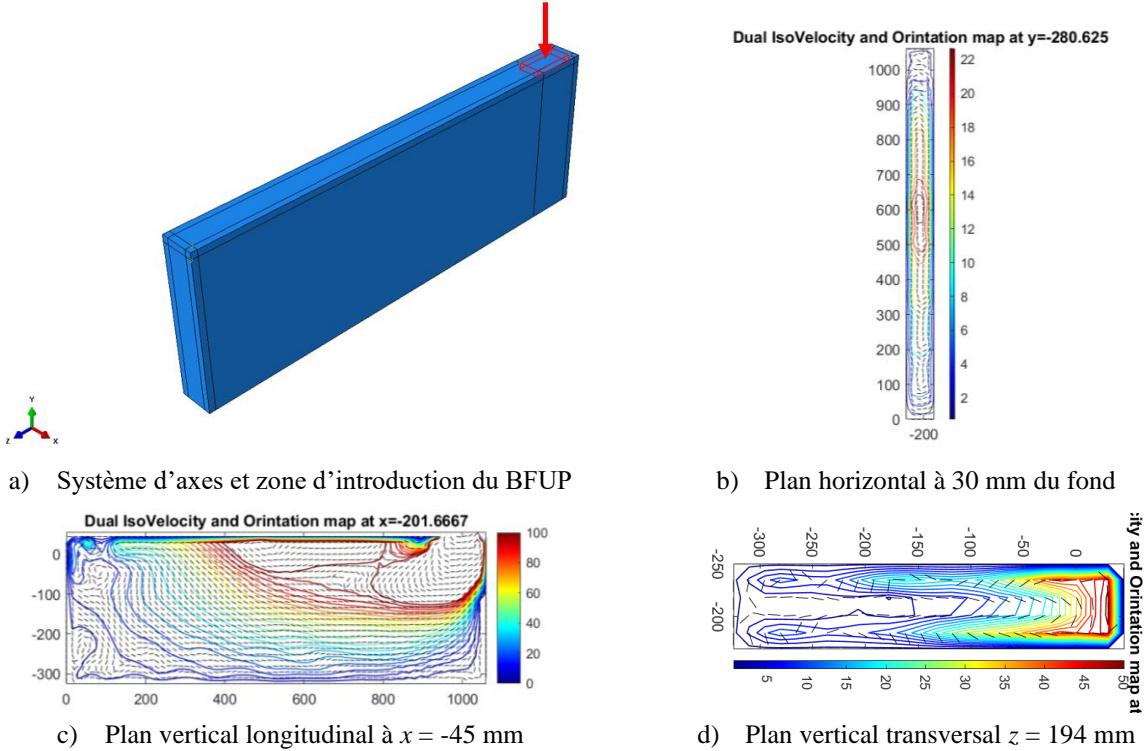


Figure 4-12 Orientation potentielle des fibres dans le bloc VTS

L'analyse des blocs VTC et VBC à $T = 33$ secondes se base sur le même modèle que le cas précédent. En effet, les coffrages ainsi que le point de coulée sont identiques alors que seule diffère la position du carottage de la barre testée. Les résultats sont montrés sur la Figure 4-13. Les résultats mènent aux mêmes conclusions que le modèle vertical précédent, à la seule différence que les fibres sont orientées de façon symétrique de part et d'autre du point de coulée. Des perturbations à l'écoulement sont aussi visibles au niveau des coins des coffrages et dans la zone de coulée.

Les coupes latérales sont aussi très similaires entre les blocs de spécimens verticaux avec des fibres orientées très majoritairement de manière parallèle aux faces latérales des coffrages. Les coffrages verticaux étant totalement fermés et assez minces (épaisseur de 80 mm pour chaque bloc), il est clair que les effets de bord dus aux surfaces coiffées sont beaucoup plus prononcés dans les blocs verticaux qu'horizontaux. Cela explique aussi la très faible variabilité de l'orientation des fibres dans les coupes latérales des coffrages.

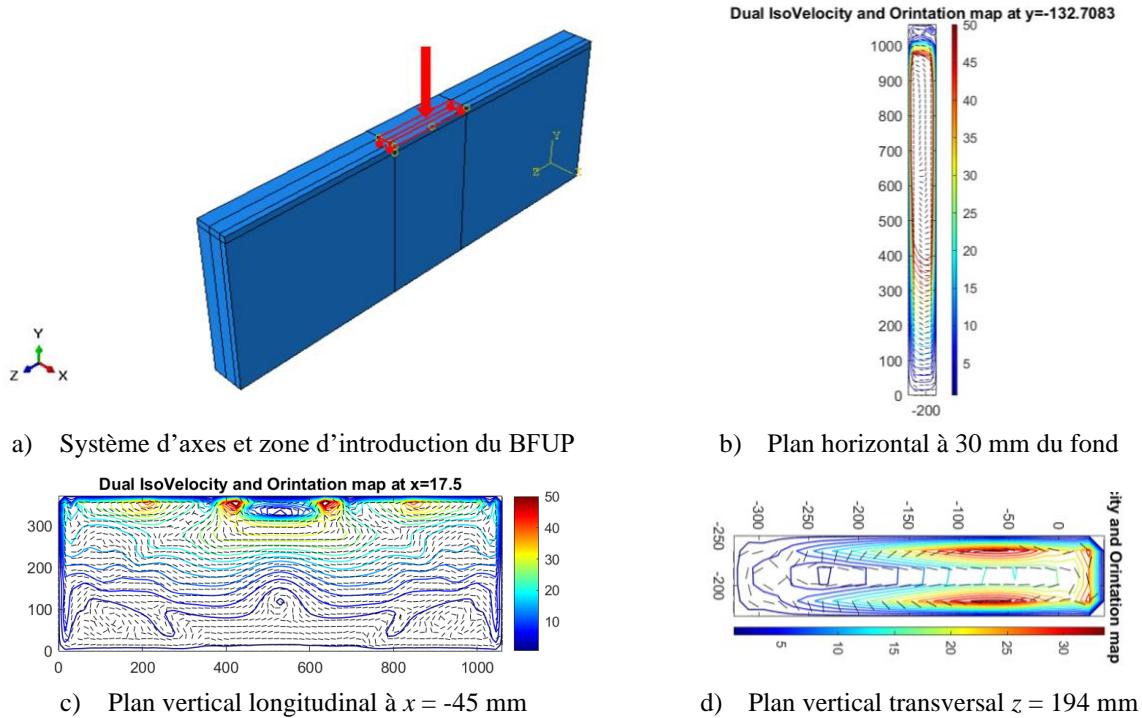


Figure 4-13 Orientation potentielle des fibres dans les blocs VTC et VBC

4.1.4 Validation des modèles et comparaison

La validation du modèle numérique est une étape essentielle pour confirmer sa fiabilité et son aptitude à représenter de façon fiable des conditions réelles. Cela implique de comparer les résultats obtenus par le modèle numérique avec ceux des essais expérimentaux, menés au cours de la campagne expérimentale et incluant les différentes configurations réalisées. L'objectif est de vérifier si le modèle d'écoulement permet, au vu des résultats expérimentaux, expliquer de façon qualitative les différentes caractéristiques observées pour chaque bloc notamment concernant les capacités maximales des différents spécimens. Cette démarche garantit que le modèle peut être utilisé de manière fiable dans diverses situations, ce qui est crucial pour son utilité dans des applications pratiques.

4.1.4.1 Capacité maximale des spécimens

La capacité maximale $f_{s,max}$ des spécimens testés est à mettre en relation avec une orientation préférentielle des fibres. En effet, comme vu précédemment, la capacité d'ancre augmentation

lorsque les fibres sont positionnées perpendiculairement à la barre testée, permettant ainsi d'obtenir théoriquement sa capacité maximale.

Il convient alors de comparer les capacités des différents spécimens avec l'orientation des fibres donnée par la modélisation numérique dans la zone où la barre testée est ancrée, soit une longueur nominale de $8 d_b = 128$ mm. Comme le montre la Figure 4-14, la zone d'ancrage de la barre comprend une zone correspondant au premier spécimen où l'orientation des fibres est hétérogène (zone où la coulée est réalisée) et assez mal orientée par rapport à la position de la barre d'armature tandis que le reste du bloc présente des fibres perpendiculaires aux barres des autres spécimens. Cela est en accord avec les résultats expérimentaux présentés au chapitre 3 où le spécimen HBS 1 avait une capacité plus faible que le reste des spécimens du bloc.

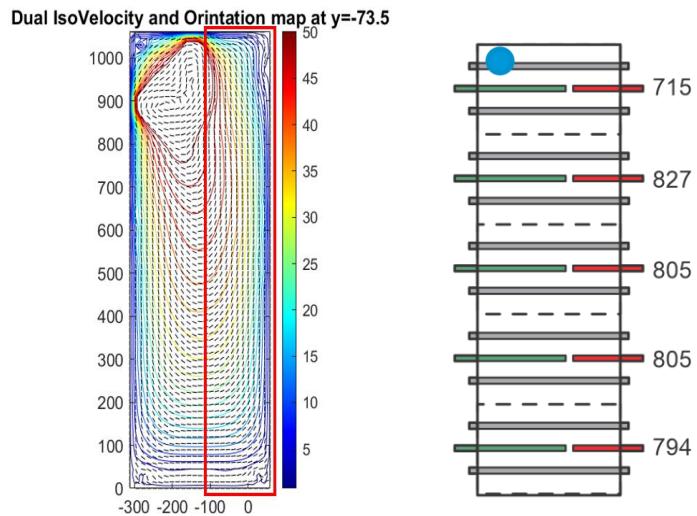


Figure 4-14 Orientation des fibres dans le bloc HBS

Les résultats sont similaires dans les blocs HTC et HTS avec la mise en place d'une plaque dans les coffrages lors de la coulée. Le bloc HTC comprend une zone où les fibres sont particulièrement mal orientées comme le montre la figure. Cette zone correspond au spécimen HTC 1 qui présente des performances moindres par rapport au reste du bloc d'après les résultats expérimentaux (une capacité maximale $f_{s,max} = 615$ MPa).

La zone du bloc HTS avec l'orientation la plus défavorable d'après la simulation et visible à la Figure 4-16 correspond à la zone de laquelle est issu le spécimen HTS 1. En effet, les fibres sont

orientées de façon parallèle aux barres d'armatures, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux pour lesquels le spécimen HTS 1 a sous-performé ($f_{s,max} = 424 \text{ MPa}$).

Globalement, la modélisation numérique des blocs horizontaux donne des résultats cohérents avec les résultats expérimentaux, avec une orientation des fibres traduisant des zones de faiblesses dans les zones où les spécimens ont le moins performé.

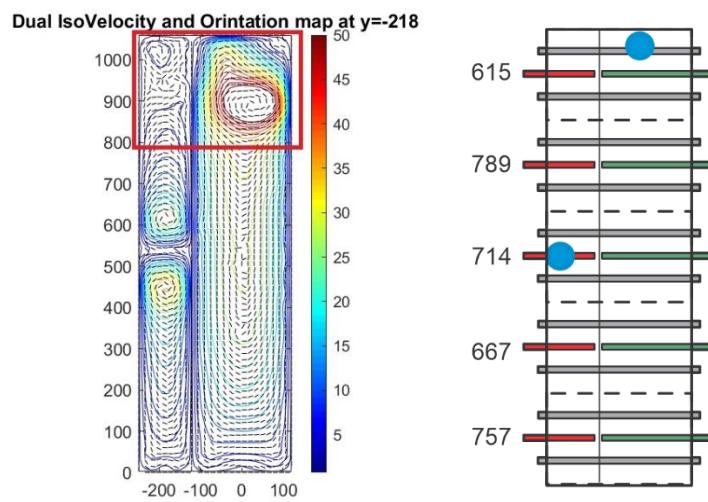


Figure 4-15 Orientation des fibres dans le bloc HTC

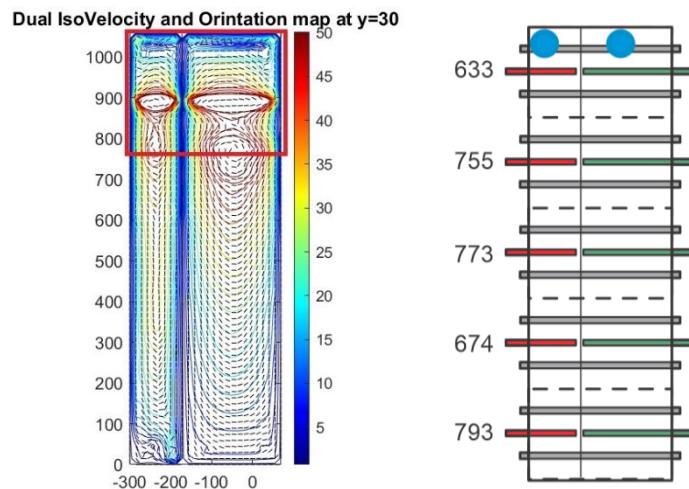


Figure 4-16 Orientation des fibres dans le bloc HTS

Les résultats de la modélisation des blocs VBC et VTC ne permettent pas de rendre compte pleinement des essais expérimentaux. En effet, la modélisation traduit parfaitement l'effet de symétrie entre les spécimens issus de ces blocs (l'orientation des fibres est identique de part et d'autre du point de coulée), ce qui est cohérent lorsque l'on considère le profil des capacités développé par les spécimens issus de ces blocs. Toutefois, comme le montrent les Figures 4-17 et 4-18, l'orientation des fibres est contraire aux résultats obtenus expérimentalement. Les zones où les fibres sont le mieux orientées vis-à-vis de la barre d'armature testée correspondent aux zones des spécimens avec la plus faible capacité développée.

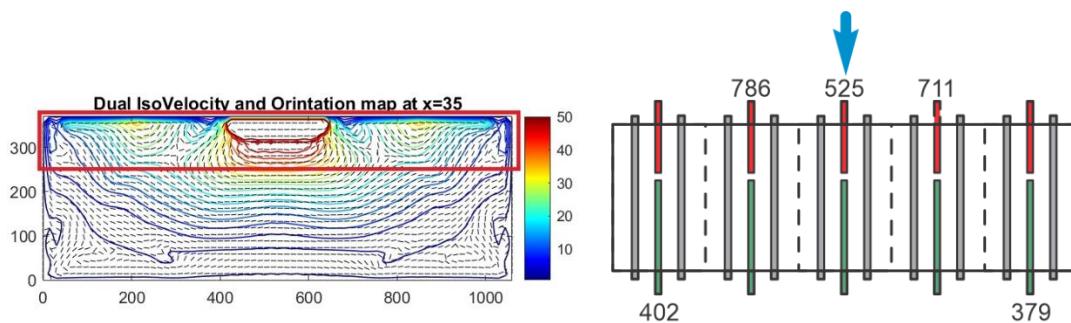


Figure 4-17 Orientation des fibres dans le bloc VTC

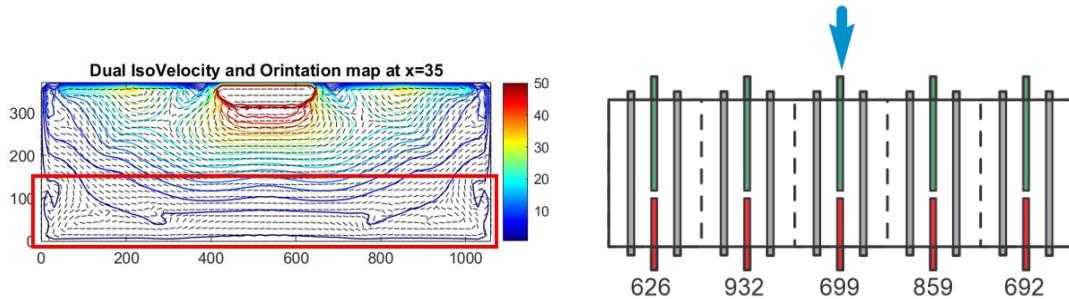


Figure 4-18 Orientation des fibres dans le bloc VBC

Ainsi, les zones où les fibres sont orientées de façon préférentielle selon la modélisation numérique correspondent aux zones des spécimens VBC A et VTC A, ayant pour capacités maximales respectives $f_{s,max} = 699 \text{ MPa}$ et $f_{s,max} = 525 \text{ MPa}$. À noter toutefois que les zones extrêmes des coffrages sont assez représentatives de la réalité avec une orientation peu favorable donnant lieu à des spécimens sous-performants lors de la campagne expérimentale.

La zone du bloc VTS avec l'orientation la plus défavorable d'après la simulation et visible à la figure correspond à la zone de laquelle est issu le spécimen VTS 5. En effet, les fibres sont orientées de façon aléatoire par rapport aux aux barres d'armatures, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux pour lesquels le spécimen VTS 5 a sous performé ($f_{s,max} = 475 \text{ MPa}$).

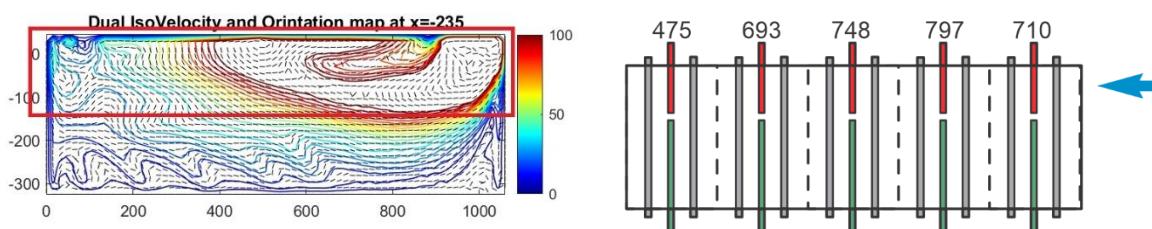


Figure 4-19 Orientation des fibres dans le bloc VTS

Ainsi, même si les modélisations ne concordent pas totalement avec les résultats de la campagne expérimentale pour les spécimens horizontaux, la majeure partie des modélisations sont exploitables avec des résultats assez probants.

4.1.5 Limites et pertinence du modèle

Le modèle numérique présenté dans cette étude repose sur plusieurs simplifications et hypothèses qui peuvent influencer les résultats obtenus. Par exemple, le comportement du BFUP est modélisé comme un fluide newtonien, une simplification qui ne rend pas entièrement compte de la complexité de l'écoulement réel du matériau. Les géométries et les conditions aux limites des modèles ont été ajustées pour faciliter la simulation. Ces ajustements, bien que nécessaires pour éviter des erreurs de simulation, peuvent introduire des divergences par rapport aux conditions réelles. De plus, les paramètres de matériau utilisés dans les simulations, comme la viscosité dynamique, sont basés sur des ordres de grandeur tirés de la littérature. Les variations possibles de ces paramètres dans des conditions réelles ne sont pas entièrement prises en compte, ce qui peut aussi affecter la précision des résultats.

Aussi, les différences observées entre les modèles réels et les blocs verticaux peuvent être dues à une difficulté du logiciel ABAQUS de considérer les effets de la gravité sur les fibres et leurs orientations, beaucoup plus présents dans ces configurations que sur celles horizontales.

La limite la plus évidente pour cette modélisation est l'absence de modélisation des barres d'armatures. En effet, une modélisation a été tentée avec des barres d'armatures carrées d'aire équivalente aux armatures réelles pour faciliter le maillage et visible sur la Figure 4-20.

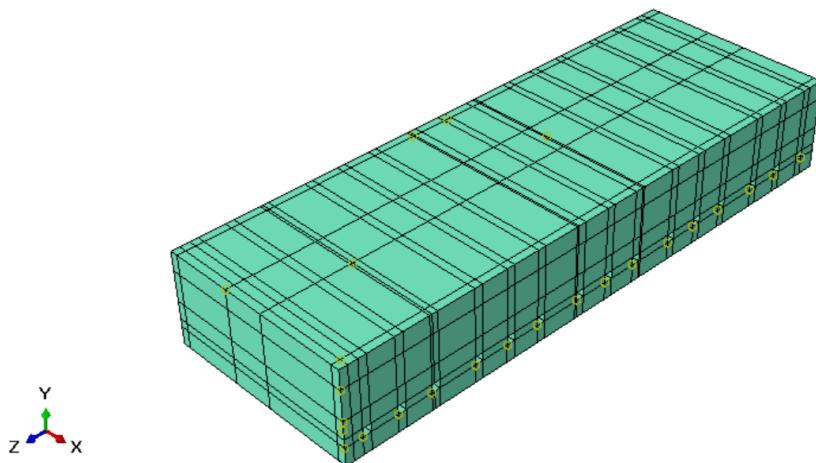


Figure 4-20 Modèle HBS avec barres d'armatures

Toutefois, les résultats du post-traitement n'étaient pas exploitables. Cela est dû à la proximité des barres d'armatures entre elles qui empêchaient une analyse permettant des conclusions. En effet, comme le montre la Figure 4-21, les barres d'armatures imposaient une orientation des fibres parallèles à celles-ci tout le long du bloc, et ce, bien que la coupe soit un niveau au-dessus des aciers d'armatures.

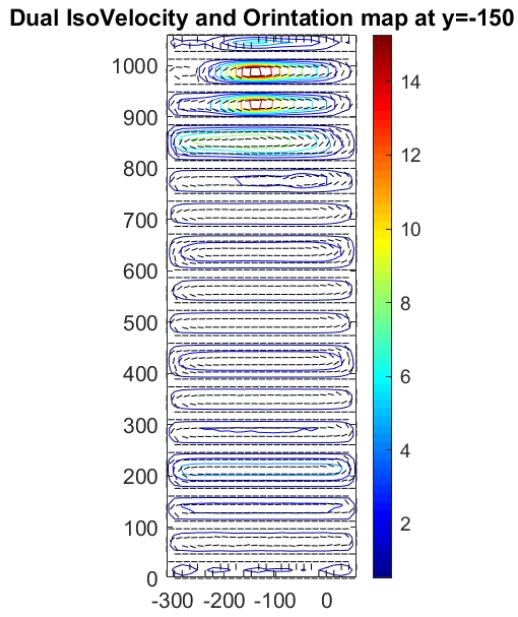


Figure 4-21 Orientation des fibres dans le bloc HBS avec barres d'armatures

Cependant, malgré ces limites, le modèle permet de prévoir de manière raisonnable l'orientation des fibres dans les spécimens de BFUP, ce qui est crucial pour comprendre et optimiser les propriétés mécaniques des structures en BFUP. Les simulations permettent d'identifier les zones où les fibres sont mal orientées, correspondant souvent à des performances mécaniques réduites observées expérimentalement. Cette capacité à identifier les points faibles est essentielle pour améliorer les techniques de mise en œuvre et de conception. En pratique, le modèle peut être utilisé pour optimiser les processus de fabrication et de mise en œuvre du BFUP. Par exemple, en ajustant les géométries de coffrage ou les méthodes de coulée, il est possible de favoriser une orientation plus optimale des fibres, améliorant ainsi les performances des structures en BFUP.

Le modèle numérique ne permet pas de prédire la densité des fibres, se limitant à prédire leur orientation. Néanmoins, il est pourrait être possible d'évaluer les propriétés dans des directions

orthogonales à partir de l'orientation des fibres obtenues des analyses. Cela excède toutefois la portée de ce mémoire.

En conclusion, bien que le modèle numérique présente certaines limites liées aux simplifications et aux hypothèses nécessaires pour la simulation, sa pertinence réside dans sa capacité à fournir des analyses prédictives utiles, à identifier des zones de faiblesse et à servir de base pour des améliorations futures dans la conception et la mise en œuvre des structures en BFUP. La comparaison entre les résultats de simulation et les données expérimentales permettent d'identifier les écarts et de cibler des améliorations spécifiques dans les modèles. Cette approche itérative est bénéfique pour développer des modèles numériques de plus en plus précis et fiables.

4.2 Analyse numérique des spécimens ATD

4.2.1 Introduction

La modélisation par éléments finis des spécimens ATD s'inscrit dans la continuité de la campagne expérimentale. Le principal objectif est de développer un modèle calibré qui reproduit fidèlement le comportement observé lors des essais réels. Les modèles numériques concernent uniquement les spécimens de référence (série dite Standard), dans la mesure où l'orientation des fibres dans ces spécimens est censée être connue. Cette démarche a pour objectif final de développer un modèle permettant de faire varier de nombreux paramètres et d'analyser leur impact sur l'ancre des armatures dans le BFUP. Cela est particulièrement utile pour la modélisation numérique des joints de chevauchement dans des situations réelles.

4.2.2 Stratégie de modélisation

4.2.2.1 Modélisation à l'échelle de la crénelure

Des modèles à l'échelle de la crénelure similaires à ceux développés par Lagier (2015) seront utilisés pour l'ensemble des simulations. La modélisation numérique sera réalisée avec le logiciel d'éléments finis ABAQUS 6.14. Les étapes de prétraitement et de post-traitement des modèles seront réalisées à l'aide de scripts Python, basés sur ceux créés par Zahedi (2021). En particulier, le module ABAQUS/*Explicit* sera employé pour adopter une stratégie de résolution explicite quasi

statique. Afin d'assurer le caractère quasi statique de chaque simulation, deux critères basés sur le rapport entre l'énergie cinétique (E_k) et l'énergie de déformation (E_{int}) seront vérifiés, comme illustré à la Figure 4-22 :

- le rapport E_k/E_{int} doit rester inférieur à 5 % au début de la macrofissure principale et pendant le mode de défaillance correspondant à la force maximale appliquée ;
- le rapport E_k/E_{int} doit rester inférieur à 10 % entre le mode de défaillance et après avoir atteint 80 % de la force maximale appliquée.

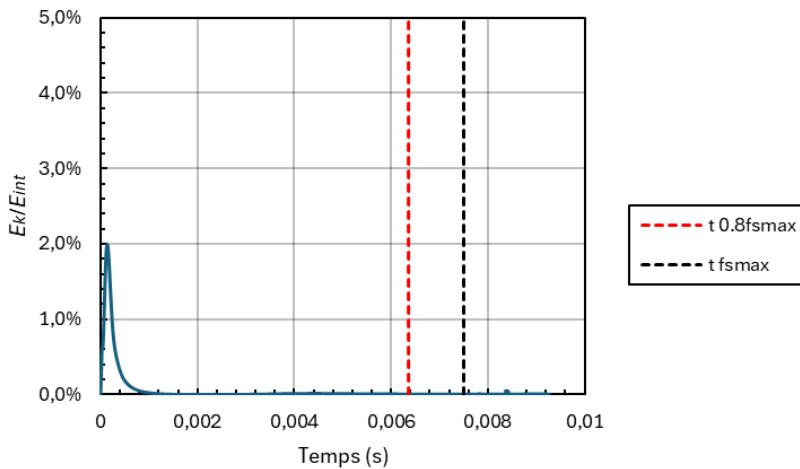


Figure 4-22 Courbe du rapport E_k/E_{int} typique dans le cas d'une simulation quasi statique

4.2.2.2 Éléments composant le modèle

Les sous-ensembles composant le modèle sont illustrés à la Figure 4-23. Cette modélisation, composée de quatre sous-ensembles, comprend trois types de barres d'armatures et un bloc de béton. La modélisation se concentre spécifiquement sur la représentation des crénelures transversales, dont les détails sont présentés à la Figure 4-24. Les mesures ont été réalisées manuellement au pied à coulisse au laboratoire de Structures sur les barres utilisées. Cette méthode permet ainsi de représenter précisément la surface de contact entre les barres d'armatures et le béton. Le bloc de béton présente des zones extrudées correspondant aux volumes occupés par les barres qui y sont ancrées.

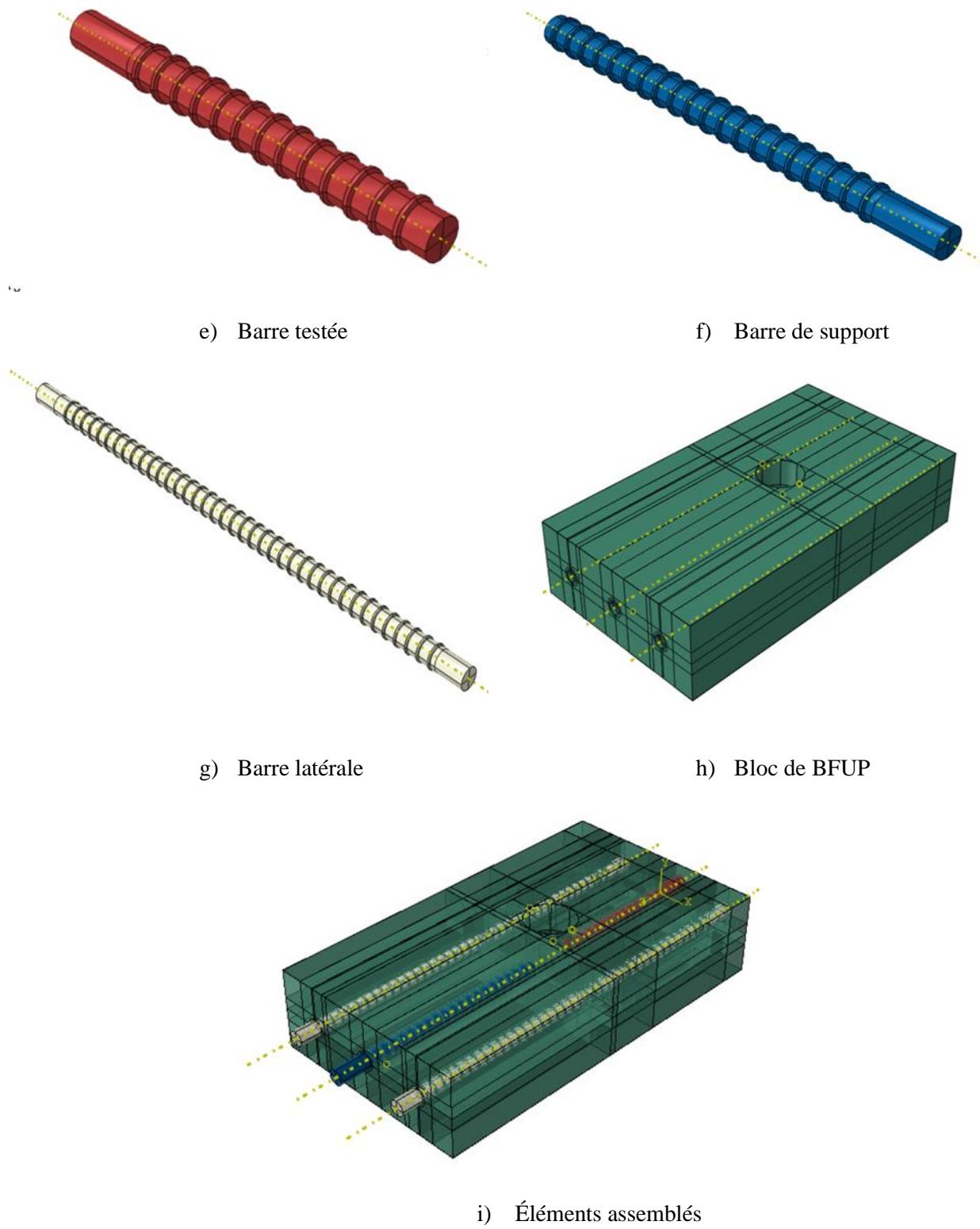


Figure 4-23 Modélisation des éléments structuraux

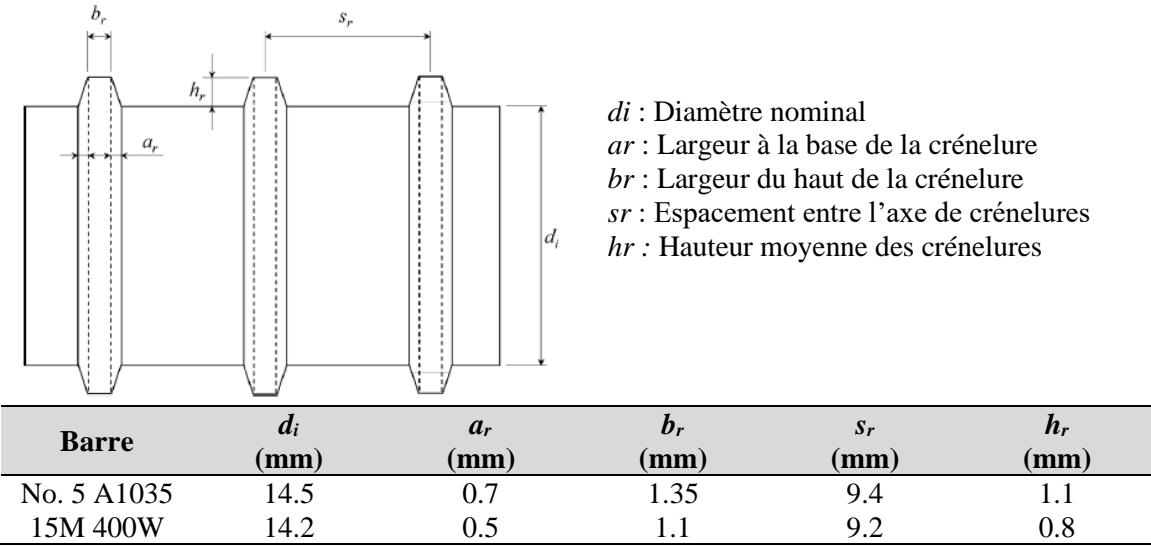


Figure 4-24 Géométries des crénelures de barres utilisées

Les éléments utilisés pour ces modélisations sont des éléments hexaédriques explicites à intégration réduite (C3D8R) avec un contrôle de déformation « *Hourglass* » défini par le mode *Relax Stiffness*, qui permet d'ajouter de la rigidité aux éléments pour éviter l'apparition de modes de déformation non physiques. Comme mentionné dans la section 2.4, la convergence des résultats dépend directement de la taille moyenne du maillage, elle-même déterminée par les dimensions des crénelures des barres utilisées. Par conséquent, la taille moyenne des éléments pour les spécimens ATD 16, présentés à la Figure 4-25, est fixée à 2 mm.

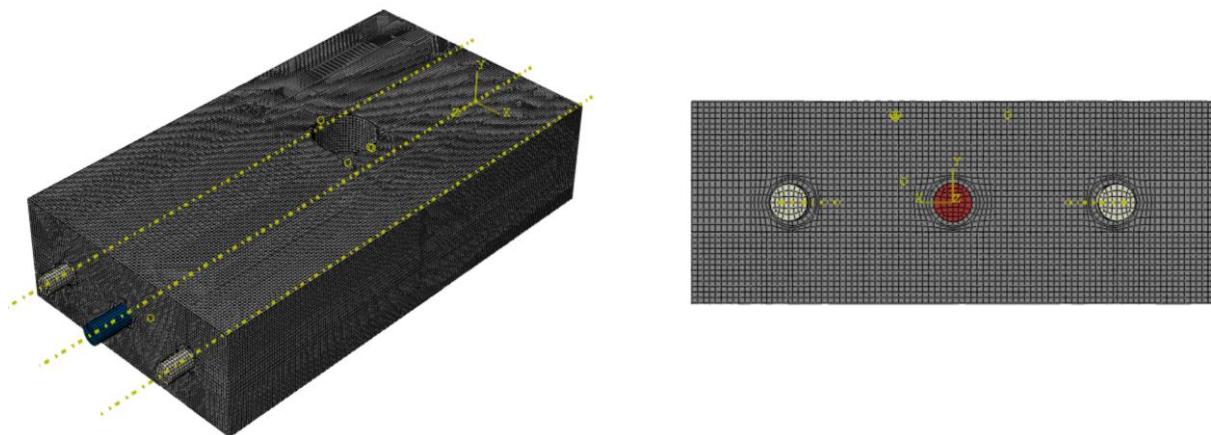


Figure 4-25 Modèle numérique assemblé et maillé

4.2.3 Matériaux

Aacier

Les aciers utilisés pour les barres d'armature sont modélisés comme des matériaux élastoplastiques. La phase élastique linéaire de leur comportement est définie en intégrant le module d'élasticité de l'acier dans la loi constitutive du matériau. Quant à la phase plastique, elle est modélisée à partir de points moyens issus des courbes de caractérisation des barres, présentées en détail dans la section 3.4.1. La Figure 4-26 illustre le comportement adopté pour chaque type de barre d'armature dans la modélisation.

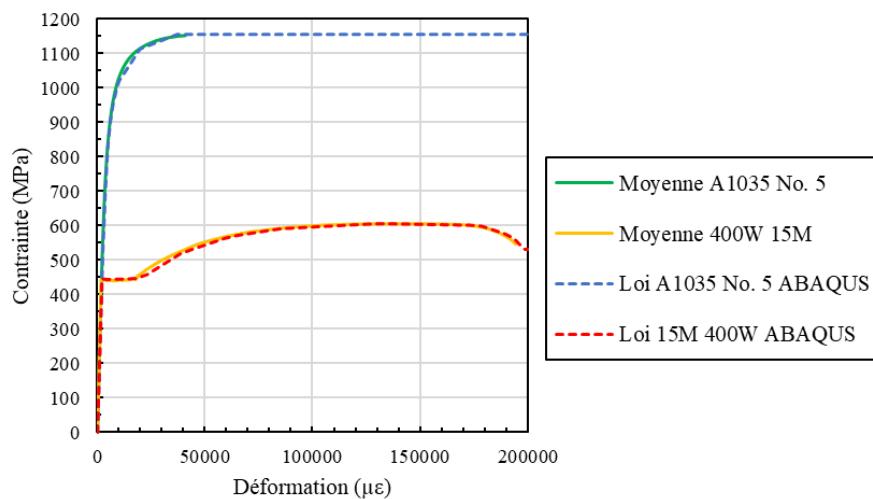


Figure 4-26 Comportement et propriétés de l'acier modélisé dans ABAQUS

BFUP

Le comportement du BFUP est décrit à l'aide du modèle constitutif EPM3D (Massicotte et Ben Ftima, 2017) comme spécifié à la section 2.2.2. Toutefois, le modèle se situe au niveau d'une modélisation macroscopique du comportement du béton avec une modélisation diffuse de la fissuration et ne permet pas de prendre en compte les propriétés orthotropes du BFUP. Les spécimens de la série dite de référence présentés dans le cadre de ce mémoire sont coulés de manière à ce que les fibres soient principalement orientées dans la direction transversale à l'axe des barres et parallèle au plan des spécimens. L'utilisation d'un modèle d'éléments finis considérant des propriétés isotropes en traction du BFUP correspondant à celles associées à la direction de la coulée amène inévitablement à surestimer la résistance du BFUP dans les directions perpendiculaires au sens de l'écoulement et à occulter différents modes de fissuration observables

expérimentalement. Zahedi (2021) propose une solution consistant à intégrer des zones de faiblesse dans le spécimen. Ces zones confèrent au BFUP des propriétés différencierées en fonction de leur emplacement, afin de représenter les régions où l'orientation des fibres est défavorable par rapport aux efforts appliqués dans les spécimens ATD.

Ainsi, il est possible de définir une première zone dite d'orientation préférentielle (OPF), où les fibres sont perpendiculaires au plan principal de fissuration anticipé et participent activement à l'adhérence entre le BFUP et les barres d'armatures. La seconde zone, constituée d'une bande faible (BF), est située dans les régions où les fibres sont orientées parallèlement au plan de fissuration anticipé et contribuent peu à la résistance en traction. Cette bande est située dans le plan des barres, avec une épaisseur correspondant à la somme du diamètre d'une barre et de deux fois la taille d'un élément du maillage. Cela vise à caractériser le fait que les fibres ont une contribution réduite pour une fissuration dans le plan des barres.

La Figure 4-27 représente la disposition de la bande faible dans le modèle. Il est important de noter que la présence de bandes faibles n'est qu'un ajout propre aux essais ATD.

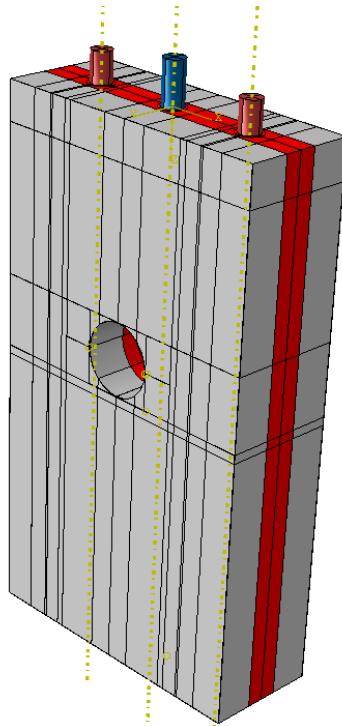


Figure 4-27 Position de la bande faible dans le modèle numérique

L'introduction d'une bande faible dans le modèle numérique est motivée par le mode de coulée utilisé pour la fabrication des spécimens ATD. En effet, en début de coulée, un premier écoulement de BFUP se forme (Figure 4-28a, Figure 3-8). Lorsque cet écoulement atteint la hauteur de la première barre d'armature, il se divise en deux, créant un second front d'écoulement dans la partie supérieure (Figure 4-28b). Les deux fronts d'écoulement subissent des frottements différents : le front inférieur est en contact avec le fond du coffrage, tandis que le front supérieur interagit avec les barres d'armature. En revanche, les parties supérieures des fronts ne rencontrent aucun obstacle avant que l'écoulement inférieur n'atteigne les barres. Cette différence de frottement génère un phénomène de roulement, dû à une vitesse plus élevée sur la partie supérieure des fronts d'écoulement. Par conséquent, il semble que les fibres aient tendance à s'orienter davantage à la verticale dans le coffrage à proximité des barres, au détriment de la résistance au fendage transversal.

Ainsi, afin de simplifier le modèle, une hypothèse a été formulée : les fibres sont censées être orientées verticalement dans les zones correspondant aux bandes faibles. Cette approche permet de mettre en évidence de manière critique les zones les plus sensibles du modèle.

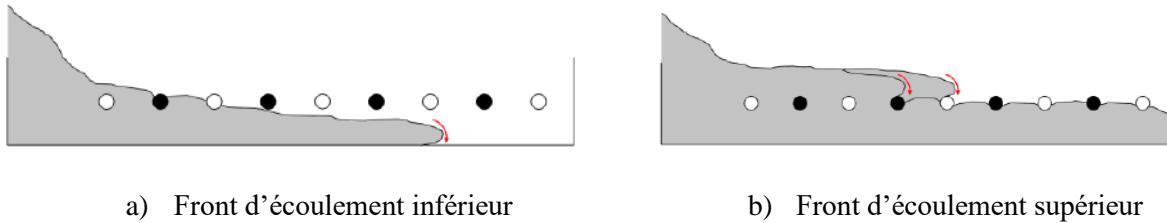


Figure 4-28- Plan de faiblesse induit par le mode de coulée du spécimen (Renaud-Laprise, 2022)

Zahedi (2021) a réalisé une étude de sensibilité sur l'impact des paramètres des courbes de traction du BFUP sur les résultats de la modélisation par éléments finis des spécimens ATD. Sur la base de ses travaux, des courbes de traction simplifiées identiques à celles définies dans son étude ont été choisies. Ainsi, une courbe adoucissante bilinéaire, illustrée à la Figure 4-29, a été adoptée. En effet, l'étude a notamment démontré que lorsque la pente de la phase adoucissante (E_{so}) est constante, les relations entre $f_{t,u}$ et les paramètres $f_{s,max}$, $f_{s,cr}$, et $w_{fs,max}$ deviennent linéaires.

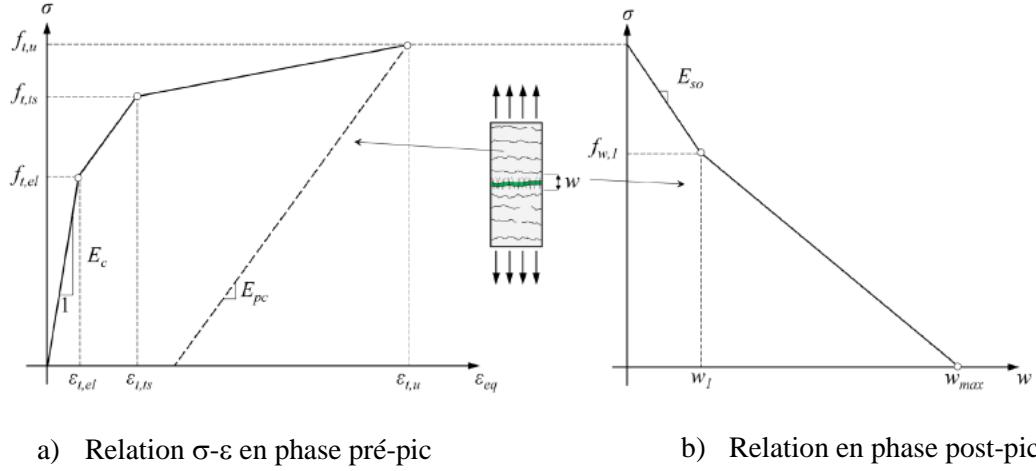


Figure 4-29 Paramètres caractéristiques des courbes de traction dans le modèle numérique avec EPM3D

Les propriétés mécaniques des lois de matériaux sont détaillées au Tableau 4-2 et au Tableau 4-3 ainsi que sur la Figure 4-30 et la Figure 4-31. Pour les bandes faibles, les propriétés mécaniques en traction sont basées sur les résultats de l'étude de Delsol (2012) pour des performances en traction de BFUP avec des orientations de fibres perpendiculairement à la direction de traction (courbe la plus critique).

Tableau 4-2 Propriétés mécanique en compression du modèle numérique

Orientation préférentielle – OPF			Bande faible – BF		
Paramètre	Valeur	Unité	Paramètre	Valeur	Unité
E_c	40 700	MPa	E_c	40 700	MPa
ν	0.201		ν	0.201	
f'_c	160	MPa	f'_c	160	MPa
ε_c	-8 000	$\mu\text{m}/\text{m}$	ε_c	-8 000	$\mu\text{m}/\text{m}$

Tableau 4-3 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique

Zone	$f_{t,el}$ (MPa)	$f_{t,ts}$ (MPa)	$f_{t,u}$ (MPa)	E_{pc} (MPa)	$\varepsilon_{t,el}$ ($\mu\epsilon$)	$\varepsilon_{t,ts}$ ($\mu\epsilon$)	$\varepsilon_{t,u}$ ($\mu\epsilon$)	$f_{w,I}$ (MPa)	w_I (mm)	w_u (mm)	E_{so} (MPa)
OPF	8.0	10.7	13.0	8800	250	450	3700	4.0	1.45	5.1	-7.4
BF	6.0	6.005	6.010	40 700	140	150	160	2.4	0.9	5.1	-4.0

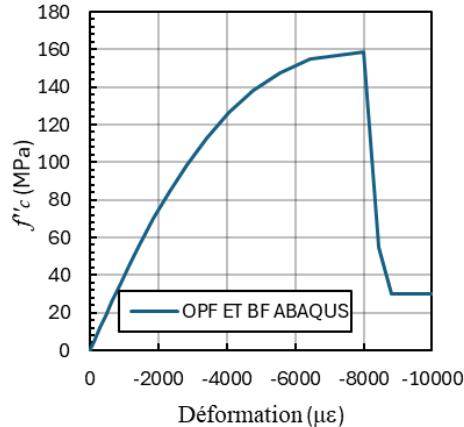


Figure 4-30 Comportement en compression de la loi du BFUP du modèle numérique

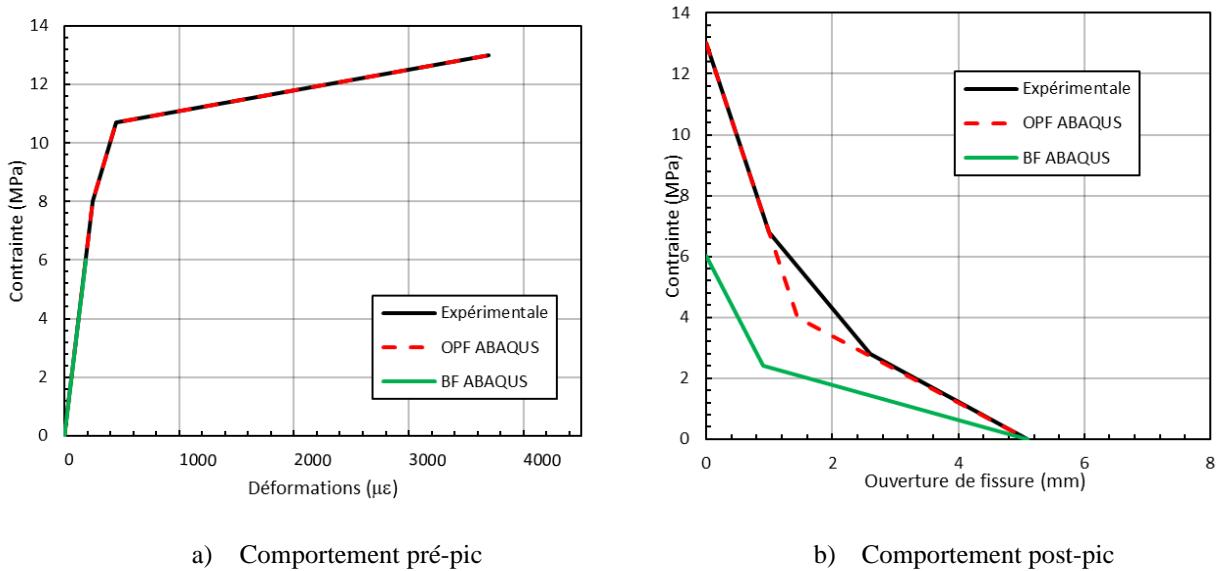


Figure 4-31 Comportements en traction des lois du BFUP en modèle numérique

4.2.4 Contact acier-béton

Pour prédire le comportement de la liaison entre l'armature et le BFUP, l'enjeu principal consiste à modéliser numériquement les mécanismes de transfert d'effort de la barre vers le béton, de manière à ce que l'analyse numérique reproduise le mode de rupture et le glissement relatif de la barre dans le BFUP. L'algorithme de contact employé utilise une loi de contact normal rigide (*Hard contact*), associée à une méthode de pénalité pour assouplir les interactions (*Penalty method*). Cette approche permet de prendre en compte à la fois les composantes normales et tangentielles de la liaison. Le contact entre le BFUP et les barres d'armature est modélisé par un contact normal sur la face avant

des crénélures, permettant ainsi à la face arrière de se séparer librement en l'absence de pression de contact. Le long de l'interface entre deux crénélures adjacentes, une loi de frottement de Mohr-Coulomb est adoptée, permettant un décollement normal, comme illustré dans la Figure 4-32.

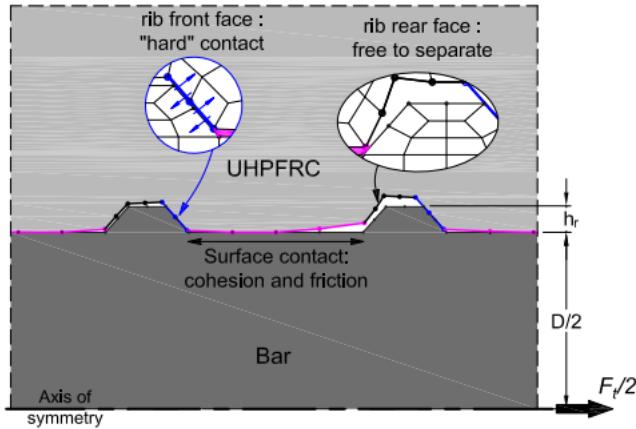


Figure 4-32 Propriétés d'interaction de surface à l'interface acier béton (Lagier et al., 2016a)

Entre deux crénélures, un élément cohésif à épaisseur nulle et avec frottement est défini, basé sur le modèle de frottement de Mohr-Coulomb comme illustré à la Figure 4-33. La décohésion de l'interface se produit lorsque la résistance normale de l'élément cohésif est atteinte. Dans la direction parallèle à la charge, le cisaillement est pris en compte par le frottement induit par le glissement, selon les propriétés spécifiées dans le Tableau 4-4. Les surfaces de béton situées à l'arrière des crénélures sont entièrement libres de se séparer. Des informations supplémentaires sur la définition des propriétés d'interface sont disponibles dans (Lagier et al., 2016).

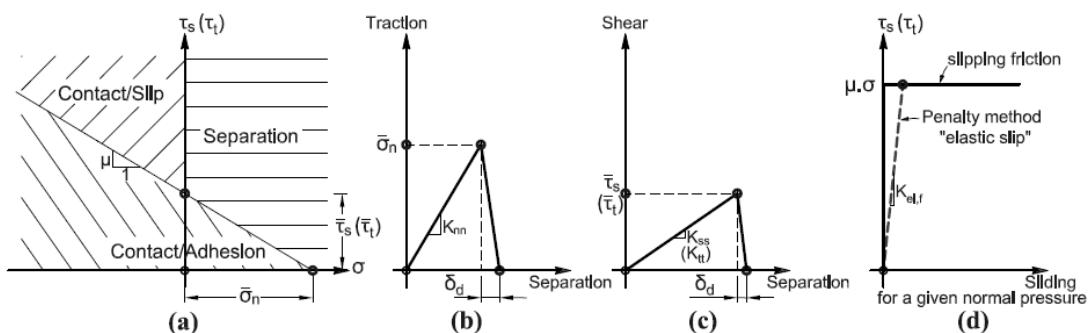


Figure 4-33 Modèle constitutif de l'interface acier-béton : (a) États de l'interface sur la surface de Mohr-Coulomb; loi de séparation des contacts à l'interface (b) direction normale (c) direction de cisaillement ; (d) méthode de pénalité à l'interface (Lagier et al., 2016a)

Tableau 4-4 Paramètres de l'interface entre le BFUP et l'armature employée

Loi de traction et de décollement							Loi de frottement	
$\bar{\sigma}_n$ (MPa)	$\bar{\tau}_n$ (MPa)	$\bar{\tau}_s$ (MPa)	K_{nn} (N/mm ³)	K_{tt} (N/mm ³)	K_{ss} (N/mm ³)	δ_d (μm)	μ	$K_{el,f}$ (N/mm)
2.0	1.2	1.2	100	20.0	20.0	5.0	0.6	80.0

4.2.5 Charges appliquées et conditions aux limites

Le retrait endogène important du BFUP, limité par la présence d'armatures, engendre des contraintes internes de traction dans le béton pouvant conduire à l'apparition de fissures, ce qui peut affecter le comportement de l'ancrage. Pour simuler ce retrait, une étape préalable au chargement a été intégrée au modèle. La valeur cible de retrait est de $-480 \mu\epsilon$, conformément aux travaux de Lagier (2015). Ce retrait est modélisé par une réduction uniforme de la température appliquée uniquement au volume de béton, avec une température de -40°C définie à l'aide d'une fonction d'interpolation régulière (*Smooth Step*) et un coefficient de dilatation thermique de $12 \times 10^{-6}^{\circ}\text{C}^{-1}$.

Le chargement du spécimen est ensuite appliqué à l'extrémité de la barre ancrée, également selon une fonction d'interpolation de déplacement régulière (*Smooth Step*). La restriction du déplacement longitudinal est imposée sur la face inférieure de la barre de support. Pour la barre ancrée et la barre de support, les déplacements dans les deux directions perpendiculaires à l'axe longitudinal des barres sont bloqués au niveau de l'intersection avec le béton, comme illustré à la Figure 4-34.

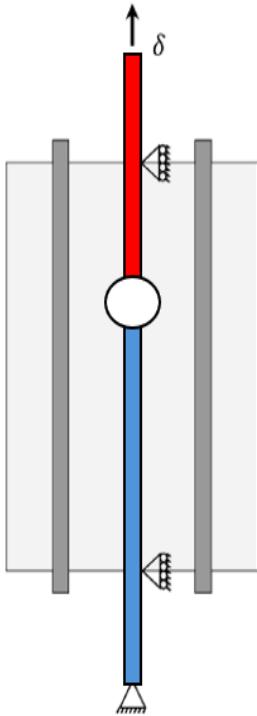


Figure 4-34 Conditions aux limites appliquées au modèle

4.3 Calibration du modèle avec les résultats expérimentaux

4.3.1 Processus de calibration

Les essais de caractérisation en traction du BFUP ne montrent pas exactement les mêmes propriétés mécaniques que celles observées dans les spécimens ATD. Bien qu'un procédé d'orientation préférentielle des fibres ait été mis en place lors de la fabrication des spécimens de la série de référence comme discuté au paragraphe 3.3.2.2, les perturbations dans l'écoulement du BFUP et la présence des barres d'armature ont empêché une orientation parfaitement perpendiculaire à l'axe de ces barres. Ces phénomènes doivent donc être pris en compte dans la calibration du modèle numérique, en appliquant un facteur de réduction aux performances en traction du BFUP. Dans cette étude, le spécimen STD 1 a été choisi comme modèle de référence pour la calibration et l'analyse du modèle, étant le spécimen ayant le mieux performé.

4.3.2 Vérification du modèle

La vérification du modèle numérique a pour but de s'assurer que la simulation est implémentée correctement dans le logiciel Abaqus et respecte les hypothèses théoriques ainsi que les propriétés matérielles. Cette étape est essentielle pour garantir la fiabilité des résultats avant d'appliquer le modèle sur des structures plus complexes. Cette étape a été appliquée avant et après la calibration, et ce, au BFUP comme aux différents aciers d'armatures.

4.3.2.1 Description du modèle simplifié

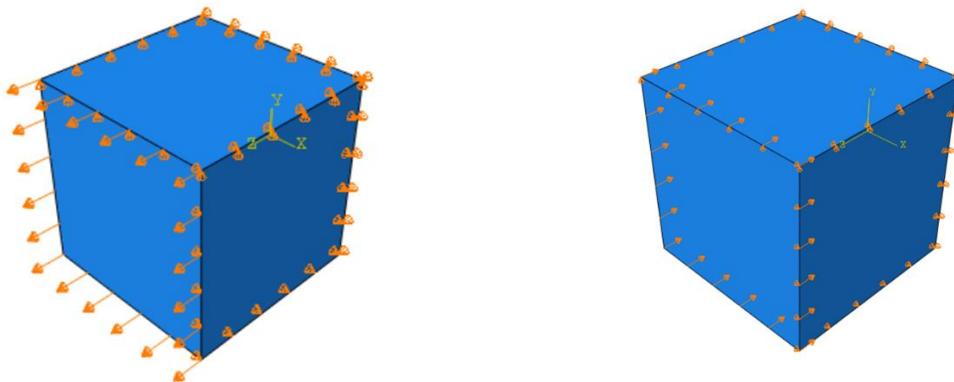
Afin de réaliser cette vérification, un modèle simplifié constitué d'un élément typique du maillage, soit un cube de $0.2 \times 0.2 \times 0.2$ m a été créé dans Abaqus. Ce cube est destiné à reproduire les propriétés des matériaux utilisés dans le modèle final, dans un cadre où les géométries et conditions aux limites sont simplifiées pour permettre une analyse directe et rapide des paramètres fondamentaux.

L'analyse est de type dynamique explicite. Le temps d'analyse imposé est choisi de manière à obtenir des ratios d'énergie cinétique vs énergie interne inférieurs à 5 %, ce qui permet de supposer une analyse quasi statique.

4.3.2.2 Paramètres matériels et conditions aux limites

Les propriétés matérielles spécifiques appliquées au cube sont identiques à celles du modèle final, avec dans un premier temps les paramètres de la loi de comportement du BFUP comme défini dans le paragraphe 4.2.3. Pour la vérification, des conditions aux limites simples ont été appliquées, avec un déplacement imposé dans une direction donnée, selon que la loi de comportement du BFUP en traction ou en compression est vérifiée.

Au niveau des conditions frontières, les déplacements transversaux sont bloqués en x, y et z sur les faces correspondantes afin d'empêcher les mouvements de corps libre dans l'espace.



a) Déplacement de 15 mm imposé sur le cube dans la direction z

b) Déplacement de -15 mm imposé sur le cube dans la direction z

Figure 4-35 Conditions aux limites pour la vérification en traction et en compression du modèle

4.3.2.3 Analyse des résultats de la vérification

Les résultats numériques des analyses de la vérification du modèle sont visibles à la Figure 4-39 et la Figure 4-40. Les allures de courbes sont celles attendues pour la loi de comportement du BFUP en traction et en compression.

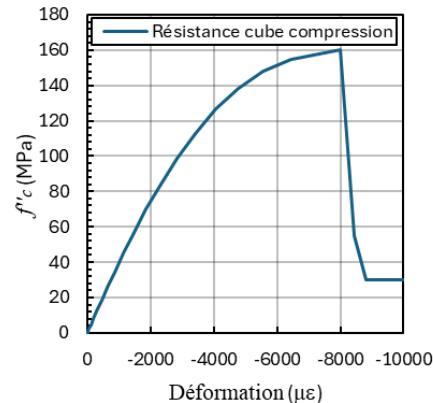


Figure 4-36 Vérification de la loi de comportement du BFUP en compression

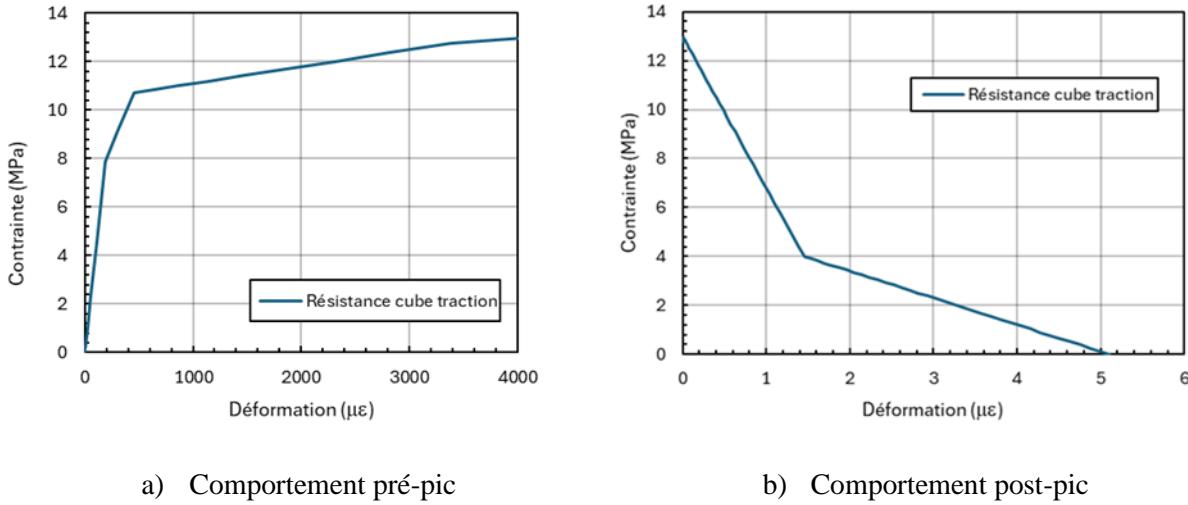


Figure 4-37 Vérification de la loi de comportement du BFUP en traction

Les intrants sont identiques aux paramètres définis dans la loi de comportement du BFUP en traction et en compression avec une compression maximale d'environ 160 MPa et une résistance à la traction à l'ultime $f_{t,u}$ de 13 MPa. La même démarche a été effectuée avec les aciers d'armatures et les courbes obtenues sont décrites dans le paragraphe 4.2.3.

4.3.3 Résultat préliminaire et calibration de la loi de matériaux

Les résultats préliminaires des analyses du modèle numérique sont présentés aux Figures 4-38 et 4-39 ainsi qu'au Tableau 4-5. Globalement, le tableau ainsi que les figures montrent que le comportement du modèle numérique se rapproche fortement des courbes expérimentales, traduisant une assez bonne de la modélisation. De plus, la Figure 4-38 illustrant la contrainte tangentielle en fonction du glissement permet d'illustrer la précision avec laquelle la première phase du mécanisme d'ancrage est représentée par le modèle. En effet, cette phase caractérisée par la mise en butée des crénellures de la barre d'armature contre le BFUP ne dépend que des propriétés en compression de celui-ci. La seconde phase est toutefois beaucoup moins précise, les capteurs de glissement ayant probablement dysfonctionné lors de l'essai.

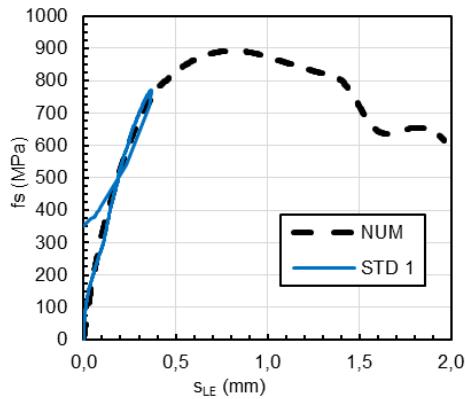


Figure 4-38 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen STD 1 et le modèle numérique préliminaire

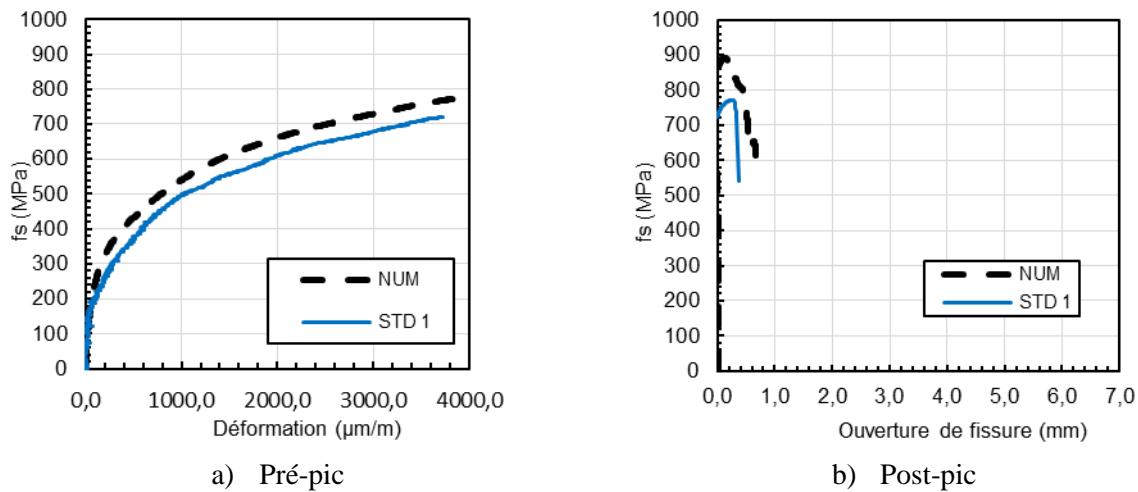


Figure 4-39 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen STD 1 et le modèle numérique préliminaire

Tableau 4-5 Résultats principaux du modèle numérique préliminaire

Spécimen STD 1										
	$f_{s,cr}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,max}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,cr}/f_{s,max}$	exp/num	$\frac{SLE}{f_{s,max}}$ (mm)	exp/num	$wf_{s,max}$ (mm)	exp/num
NUM	776	0.93	892	0.86	0.87 0.94	1.08	0.80 0.36	0.45	0.18 0.28	1.55
EXP	722		771							

EXP : Résultats expérimentaux

NUM : Résultats numériques

La comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques montre une différence d'environ 14 % (Tableau 4-5) lorsque la loi de comportement en traction du BFUP est utilisée, suggérant ainsi l'application d'un facteur de réduction de 0.86 pour refléter avec précision l'efficacité globale réelle des fibres. Comme démontré par Zahedi (2021), la pente initiale de la phase adoucissante a un impact significatif sur l'amplitude de la contrainte à la rupture, tandis que la modification de la phase d'écrouissage influence peu cette amplitude.

Ainsi, ce facteur de réduction de 0.86 est appliqué uniquement à la résistance à la traction du BFUP, permettant à la pente post-pic de rester constante dans la phase adoucissante. La déformation ultime demeure inchangée dans la loi de matériaux calibrée, tout comme les caractéristiques mécaniques en traction de la bande faible. Les propriétés mécaniques du modèle calibré sont présentées dans le Tableau 4-6 et la Figure 4-37.

Tableau 4-6 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique calibré

	$f_{t,el}$ (MPa)	$f_{t,ts}$ (MPa)	$f_{t,u}$ (MPa)	E_{pc} (MPa)	$\varepsilon_{t,el}$ ($\mu\epsilon$)	$\varepsilon_{t,ts}$ ($\mu\epsilon$)	$\varepsilon_{t,u}$ ($\mu\epsilon$)	$f_{w,I}$ (MPa)	w_I (mm)	w_u (mm)	E_{so} (MPa)
OPF	6.88	9.20	11.18	8800	250	450	3700	3.44	1.25	5.1	-7.4
BF	6.0	6.005	6.010	40 700	140	150	160	2.40	0.9	5.1	-4

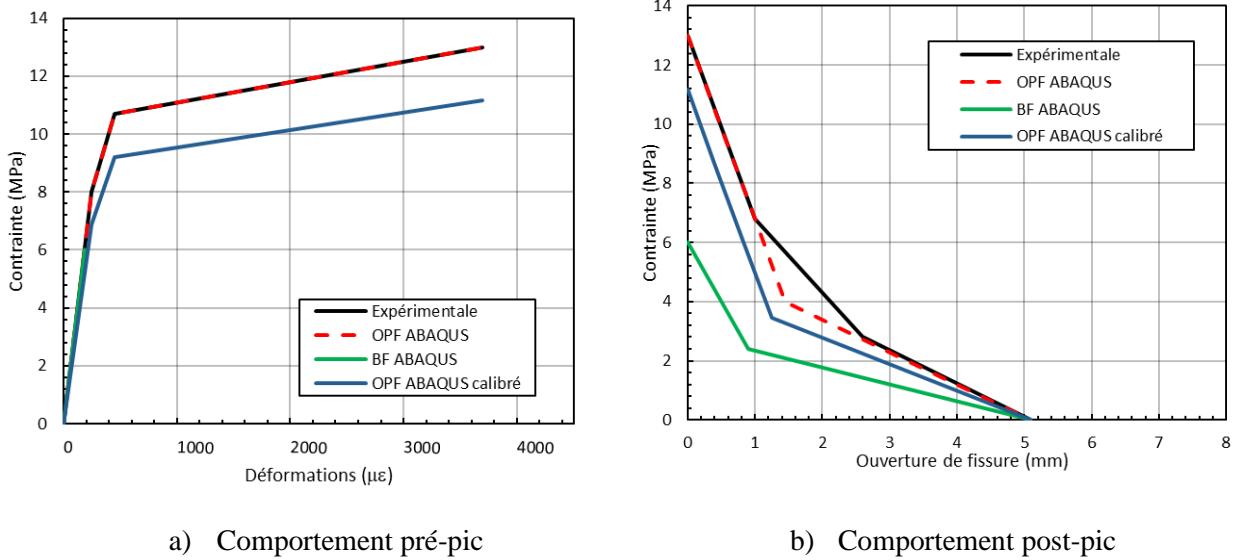


Figure 4-40 Comportements en tractions des lois du BFUP du modèle numérique calibré

4.4 Validation du modèle et comparaison

La validation du modèle numérique après calibration est cruciale pour confirmer sa fiabilité et sa précision dans la simulation de conditions réelles. Elle repose sur une comparaison entre les résultats du modèle numérique et ceux obtenus lors des essais expérimentaux de la campagne de référence. Cette démarche vise à vérifier si le modèle calibré peut reproduire avec fidélité les résultats expérimentaux, une exigence indispensable pour garantir sa pertinence dans des analyses étendues ou des applications concrètes. La stratégie de modélisation utilisée suivra celle décrite précédemment dans la section 4.2.2

4.4.1 Tableau de résumé général.

Le Tableau 4-7, qui présente les résultats de la modélisation après calibration du modèle numérique, montre une correspondance globale avec les données expérimentales. Cette concordance se reflète tant dans le comportement général du modèle que dans les valeurs spécifiques des paramètres suivis, tant au moment de l'atteinte de la contrainte maximale que lors de la rupture du spécimen.

Tableau 4-7 Résultats principaux du modèle numérique calibré

Spécimen STD 1										
	$f_{s,cr}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,max}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,cr}/f_{s,max}$	exp/num	$\frac{SLE}{f_{s,max}}$ (mm)	exp/num	$wf_{s,max}$ (mm)	exp/num
NUM	702	1.02	772	1.0	0.87	1.08	0.45	0.8	0.42	0.7
EXP	722		771		0.94		0.36		0.28	

4.4.2 Mode de fissuration

L'ensemble des spécimens de la série de référence testés au cours de la campagne expérimentale a présenté un mode de fissuration par fendage perpendiculaire au plan des barres, comme détaillé dans le Tableau 3-7. Comme on peut le voir sur la Figure 4-41, le mode de défaillance numérique est en accord avec les observations expérimentales. Le modèle numérique est donc capable de reproduire fidèlement les modes de fissurations observées expérimentalement avec les spécimens possédant des barres d'armatures No. 5 A1035.

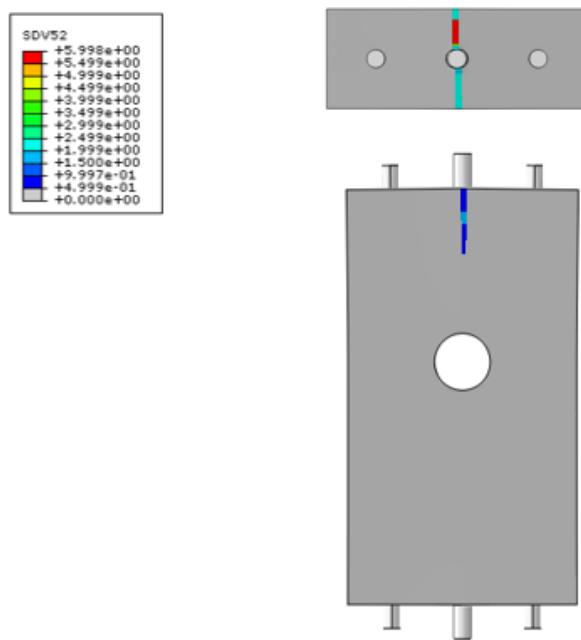


Figure 4-41 Mode de défaillance du modèle numérique STD 1

4.4.3 Glissement de la barre ancrée

La Figure 4-42 montre une comparaison entre la courbe de glissement en fonction de la contrainte de la barre entre le modèle numérique et la courbe expérimentale. Globalement, le modèle numérique concorde relativement bien avec la courbe expérimentale, notamment lors de la phase linéaire de la courbe.

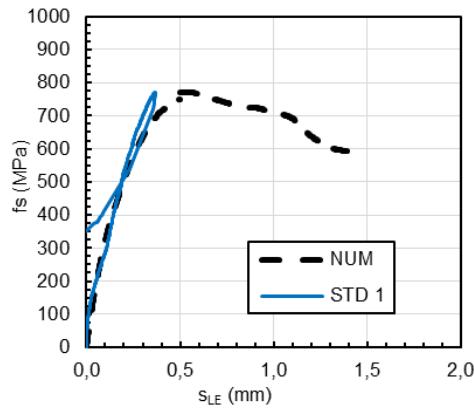


Figure 4-42 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre du spécimen STD 1

4.4.4 Déformations et ouverture de fissure

La Figure 4-43 illustre une concordance relativement bonne entre les courbes de contrainte en fonction de la déformation sur la face du spécimen entre les modèles numériques et les données expérimentales. Cette correspondance valide ainsi la précision et la fiabilité du modèle numérique dans la reproduction des comportements pré-pic sur la face du spécimen observé expérimentalement.

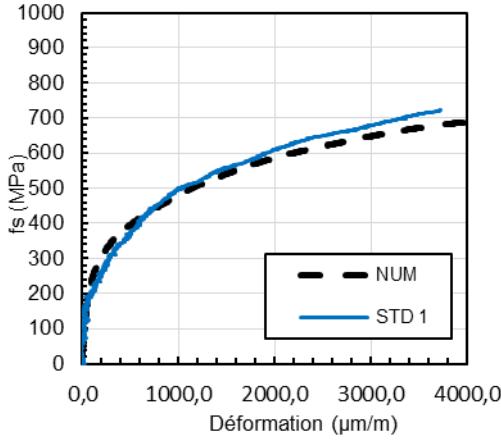


Figure 4-43 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face du spécimen STD 1

En ce qui concerne la réponse globale de l'ouverture de fissure sur la face du spécimen STD 1, illustrée à la Figure 4-44, le modèle numérique calibré présente une allure cohérente avec les résultats expérimentaux. Les différences viennent principalement de l'hypothèse faite pour le traitement des données expérimentales concernant l'initiation de la fissure de fendage perpendiculaire. Expérimentalement, il est supposé que l'ouverture de fissure s'amorce lorsque la déformation égale à $\varepsilon_{t,u}$ est mesurée par le LVDT du SIC. Alors que le début de la fissure de fendage perpendiculaire dépend de la géométrie de chaque modèle numérique et est déterminé précisément par le modèle numérique, d'où ces différences entre les courbes.

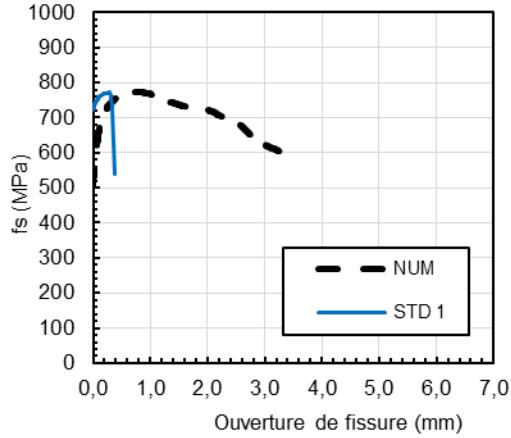


Figure 4-44 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face du spécimen STD 1

Par ailleurs, le modèle numérique indique une valeur maximale d'ouverture de fissure pour le spécimen bien supérieure à la valeur expérimentale. Il convient de souligner que les déformations mesurées lors des essais de traction directe sont obtenues sur une longueur de mesure de 300 mm dans laquelle plusieurs fissures se forment. La déformation mesurée autour de la fissure qui localise lors de l'essai de traction conduit à des déformations plus grandes lorsque la longueur de mesure est plus petite. Les observations faites avec le SIC présentées au chapitre 3 montrent que la zone tendue est plus courte lors de l'essai ATD, ce qui laisse supposer que les propriétés obtenues avec une longueur de référence moindre devraient conduire à une déformation pour le matériau supérieure à celle retenue ici en phase pré-pic, avec possiblement une ouverture de fissure moindre. Toutefois, cet écart n'est pas critique, car la modélisation des structures ne vise pas à représenter des fissurations de telles amplitudes.

4.4.5 Pertinence du modèle

La validation du modèle numérique a montré une performance acceptable pour le spécimen de référence avec une barre No.5 A1035, où le modèle a fidèlement reproduit le mode de fissuration, les déformations et ouvertures de fissures ainsi que les valeurs de contraintes observées expérimentalement. Cela confirme l'efficacité du modèle numérique pour simuler le comportement de l'ancrage de barre No.5 A1035 dans le BFUP, avec une bonne corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux.

En revanche, des différences ont été observées avec le calcul du glissement lorsque la phase linéaire est finie. Aussi, le modèle numérique a tendance à surestimer les ouvertures de fissures.

4.5 Conclusion des analyses numériques

Ce chapitre a abordé en premier lieu la modélisation des écoulements de BFUP dans les coffrages, avec l'objectif de prédire l'orientation des fibres au moment du coulage et de comprendre l'influence de cette orientation sur les performances mécaniques des spécimens. La modélisation des écoulements permet de visualiser les trajectoires du BFUP et d'estimer l'orientation des fibres dans les différentes zones des spécimens, un paramètre clé pour anticiper les variations de résistance locales.

Les résultats principaux montrent que l'orientation des fibres est largement influencée par des facteurs comme la géométrie des coffrages, la viscosité du BFUP, la présence d'acières d'armatures et la vitesse de coulage. Cette modélisation a révélé des zones spécifiques où les fibres s'orientent parallèlement aux parois des coffrages, pouvant engendrer des faiblesses en traction perpendiculaire dans ces régions. Les prédictions numériques ont montré une bonne correspondance avec les observations de la campagne expérimentale, ce qui valide le modèle dans sa capacité à saisir les mécanismes d'orientation des fibres.

Cependant, certaines limites ont été identifiées. La simplification du BFUP en fluide newtonien ne capture pas toute la complexité de son comportement réel, ce qui pourrait impacter la précision de l'orientation des fibres simulée. De plus, l'absence de modélisation détaillée des barres d'armature réduit la capacité du modèle à représenter fidèlement l'influence de ces armatures sur l'écoulement du BFUP et l'alignement des fibres dans leur voisinage immédiat.

Pour surmonter ces limites, il est recommandé de modéliser le BFUP avec un comportement rhéologique plus réaliste, en intégrant des propriétés viscoplastiques afin de mieux reproduire les effets de cisaillement. Une modélisation explicite des barres d'armature permettrait également de mieux comprendre leur impact sur l'orientation des fibres. Enfin, une étude de sensibilité portant sur la viscosité et la vitesse de coulage aiderait à affiner les prédictions pour divers coffrages et conditions de mise en œuvre.

Ainsi, malgré les simplifications, cette modélisation des écoulements fournit des informations précieuses pour optimiser les processus de mise en œuvre du BFUP, avec des pistes pour améliorer

la résistance et la durabilité des structures en ajustant les conditions de coulage et la conception des coffrages.

La seconde partie du chapitre a porté sur le développement et la calibration d'un modèle numérique pour simuler le comportement mécanique des spécimens ATD. Les modèles réalisés par Zahedi (2021) ont servi de base aux simulations. L'objectif était d'obtenir un modèle prédictif fiable capable de reproduire les comportements en traction et les modes de fissuration observés lors des essais expérimentaux, et de servir de base pour l'analyse des structures.

Les résultats montrent une concordance satisfaisante entre les simulations et les données expérimentales, tant pour les comportements globaux que pour des paramètres spécifiques comme l'ouverture de fissure et la contrainte maximale. Le modèle numérique reproduit fidèlement les modes de fissuration expérimentaux et permet une prédiction fiable des déformations (bien que moins fiable pour les ouvertures de fissures), confirmant ainsi son aptitude à capturer les phénomènes structuraux essentiels.

Néanmoins, le modèle présente certaines limites. Il tend à surestimer les ouvertures de fissures, probablement en raison des propriétés en déformation du BFUP obtenues avec une longueur de référence beaucoup plus longue que celle associée à la zone tendue lors d'un essai ATD. Des divergences ont également été observées dans la phase post-linéaire de la courbe de glissement. Ces écarts peuvent être réduits en affinant les paramètres de calibration. Une étude de sensibilité sur la géométrie des coffrages et la disposition des armatures permettrait également d'affiner la représentation des conditions réelles.

En conclusion, bien que certaines limites subsistent, le modèle numérique développé constitue un outil fiable pour la prédiction des performances des structures en BFUP. Il fournit une base solide pour des analyses futures et pour optimiser la conception et la mise en œuvre des structures, en vue d'améliorer leur durabilité et leur capacité portante.

CHAPITRE 5 CONCLUSION

5.1 Rappel des objectifs

Ce projet adopte une approche locale portant sur l'ancrage d'une barre et s'inscrit dans d'une stratégie de recherche plus globale visant à développer des règles de calcul des joints en BFUP. Ce projet d'envergure s'appuie sur les recherches effectuées dans le cadre de plusieurs mémoires de maîtrise à Polytechnique. À cette fin, les objectifs suivants ont été définis :

1. comparer les mesures des propriétés d'essais ATD normalisés à ceux de joints similaires mis en place dans différentes configurations, verticaux et horizontaux;
2. déterminer les propriétés d'ancrage du BFUP à partir de l'essai ATD;
3. déterminer les propriétés d'ancrage du BFUP pour différentes configurations de chevauchements d'armatures.

5.2 Conclusions du projet de recherche

5.2.1 Campagne expérimentale sur les spécimens ATD

Afin d'étudier le comportement de l'ancrage de barres de petit diamètre (16 mm) dans du BFUP ainsi que l'influence du mode de mise en place, une série de 34 tests ATD (Ancre en Traction Directe) a été réalisée. Un résumé des principales conclusions de cette étude expérimentale est présenté ci-dessous.

- **Capacité d'ancrage et variabilité** : Pour une longueur d'ancrage de $8 d_b$ et un enrobage de $2 d_b$, la capacité moyenne d'ancrage est de 707 MPa avec une large variation (de 379 MPa à 932 MPa). La capacité varie considérablement entre les blocs, avec des coefficients de variation allant de 5.5% à 32.5%. Une technique de coulage en deux étapes (Bastide, 2020) semble améliorer la distribution uniforme des fibres dans le BFUP, limitant ainsi les perturbations liées aux barres d'armature et serait donc préférable d'un point de vue de la performance. Cette méthode est toutefois plus exigeante lors de la confection des spécimens, et donc moins bien adaptée à une utilisation hors d'un milieu de recherche. Par

ailleurs, l'orientation des fibres perpendiculairement aux barres s'est avérée cruciale, une orientation défavorable pouvant réduire la capacité d'ancrage jusqu'à 50 %.

- **Mode de rupture :** La majorité des ruptures se fait par fendage perpendiculaire, avec une fissure atteignant environ 2/3 de la longueur d'ancrage au pic de charge. Des ruptures par fendage parallèle sont observées pour les blocs verticaux, probablement dues aux zones de faiblesse créées par la rencontre entre le BFUP et les barres d'armature lors du remplissage vertical. De plus, les coffrages horizontaux ont montré une capacité à produire une orientation plus uniforme des fibres, réduisant les zones critiques de faiblesse. Ainsi, il existe un enjeu plus fort concernant les coulées verticales.
- **Influence de la courbe de traction du BFUP :** La capacité maximale d'ancrage dépend de la phase post-pic de la courbe de traction du BFUP, car celui-ci entre dans cette phase avant l'atteinte de la capacité maximale d'ancrage. Le glissement dépend également de l'orientation des fibres, entraînant des glissements quasi identiques dans les blocs verticaux. Cela met en lumière l'importance d'une distribution homogène des fibres pour limiter les variations après le pic de charge.
- **Effet de la mise en place continue et du carottage :** L'utilisation d'une barre continue suivie d'un carottage a peu d'effet sur la capacité maximale et le comportement pré-pic par rapport à la mise en place bout à bout. Toutefois, le comportement post-pic varie davantage. Cette méthode est recommandée pour sa fiabilité et pour éviter les problèmes d'alignement.
- **Rupture des spécimens VTC C1 et C2 :** Ces spécimens présentent une rupture par fendage sur la plus longue portion de barre ancrée, indiquant une répartition non uniforme des contraintes le long de la barre. Cela est attribué au processus de coulée, ce qui suggère une orientation non optimale des fibres dans la partie supérieure du coffrage. Ces observations confirment également que la géométrie des coffrages et les méthodes de mise en œuvre influencent fortement l'orientation des fibres et, par conséquent, les performances d'ancrage.

Ces conclusions offrent des indications sur les méthodes de mise en place optimales et les comportements observés, en soulignant l'importance des propriétés du matériau et de l'orientation des fibres dans le BFUP pour la performance de l'ancrage.

5.2.2 Analyse numérique par éléments finis des spécimens ATD

5.2.2.1 Modélisation de l'écoulement du BFUP

Afin de prédire l'orientation des fibres de béton fibré ultra-performant (BFUP) au moment du coulage et de comprendre son impact sur les performances mécaniques des spécimens, une modélisation des écoulements a été réalisée dans les coffrages. Les principales conclusions issues de cette modélisation sont résumées ci-dessous.

Influence de la géométrie du coffrage et des conditions de coulage : L'orientation des fibres varie en fonction de la géométrie des coffrages, de la viscosité du BFUP, et de la vitesse de coulage. Les simulations montrent que les fibres tendent à s'aligner parallèlement aux parois du coffrage à proximité de ceux-ci, ce qui peut créer des zones de faiblesse en traction perpendiculaire dans ces régions.

Validation des prédictions numériques : Les résultats numériques montrent une bonne correspondance avec les observations de la campagne expérimentale, confirmant que le modèle est capable de saisir les principaux mécanismes d'orientation des fibres. Cette concordance permet de valider la pertinence des hypothèses adoptées pour la simulation des écoulements.

Limites de la modélisation : La modélisation considère le BFUP comme un fluide newtonien, simplification qui ne capture pas complètement la complexité de son comportement réel. De plus, l'absence de modélisation explicite des barres d'armature limite la capacité du modèle à reproduire l'impact des armatures sur le mode d'écoulement du BFUP et l'alignement des fibres autour de ces barres.

Ces conclusions fournissent des indications précieuses pour optimiser le processus de mise en œuvre du BFUP, notamment par des ajustements de la géométrie des coffrages et des techniques de coulage, en vue d'améliorer la résistance et la durabilité des structures.

5.2.2.2 Modélisation du Comportement des Spécimens

Dans la seconde partie de ce chapitre, une modélisation numérique des spécimens de BFUP, notamment les spécimens ATD, a été développée et calibrée pour simuler fidèlement le comportement mécanique, en particulier les fissurations et glissements d'armatures. Voici un résumé des principales conclusions.

Concordance avec les essais expérimentaux : Le modèle numérique montre une correspondance satisfaisante avec les données expérimentales, tant dans le comportement global que dans les paramètres spécifiques tels que les déformations et la contrainte maximale. Les modes de fissuration observés expérimentalement sont bien reproduits par le modèle.

Limites du modèle : Le modèle surestime légèrement les ouvertures de fissures, une conséquence probable des simplifications adoptées, notamment l'hypothèse d'une traction isotrope pour le BFUP. Des écarts apparaissent également dans la phase post-linéaire de la courbe de glissement. Ces conclusions montrent que, malgré certaines limites, le modèle numérique développé est un outil fiable pour analyser les performances des structures en BFUP et constitue une base solide pour optimiser la conception et la mise en œuvre de ces matériaux avancés.

5.3 Recommandations

Pour améliorer la précision et la représentativité des modèles, les recommandations suivantes sont proposées.

- **Modélisation de l'écoulement :** Afin de mieux représenter le comportement du BFUP en conditions réelles, il est recommandé d'intégrer des propriétés viscoplastiques pour mieux rendre compte des effets de cisaillement. En parallèle, une modélisation explicite des barres d'armature permettrait d'analyser leur impact sur l'écoulement du BFUP et sur l'orientation des fibres.
- **Modélisation du comportement :** Pour augmenter la précision du modèle de comportement, il est conseillé d'intégrer des propriétés de traction orthotropes pour mieux représenter l'orientation des fibres. En complément, une étude de sensibilité sur la géométrie des coffrages et la disposition des armatures permettraient d'affiner la représentation des conditions réelles.
- **Étude des paramètres de mise en œuvre :** Une analyse de sensibilité sur la viscosité et la vitesse de coulage pourrait être bénéfique pour affiner les prédictions et optimiser les conditions de mise en œuvre.

5.4 Poursuite des travaux de recherche

Dans le cadre de futures études, plusieurs pistes de recherche complémentaires sont proposées.

- **Études expérimentales supplémentaires** : Réaliser des essais supplémentaires pour évaluer l'impact de différentes configurations de coffrages et de disposition des armatures sur l'orientation des fibres et la capacité d'ancre du BFUP.
- **Développement de nouveaux standards de conception** : Poursuivre le développement de normes spécifiques pour le BFUP, en particulier pour les joints et connexions dans les structures préfabriquées, en se basant sur les résultats expérimentaux et numériques obtenus.
- **Optimisation des modèles de simulation** : Développer des modèles numériques plus avancés en intégrant les recommandations ci-dessus et en tenant compte des avancées en matière de modélisation des matériaux fibrés.

Ces recommandations et orientations futures visent à améliorer la performance et la durabilité des structures en BFUP, contribuant ainsi à la formulation de règles de conception plus adaptées et efficaces pour les infrastructures modernes.

RÉFÉRENCES

- Abaqus (Version 6.14) [Logiciel]. (2014). Retrieved from <http://130.149.89.49:2080/v6.14/>
- Azizinamini, A., Stark, M., Roller, J. J., & Ghosh, S. K. (1993). Bond Performance of Reinforcing Bars Embedded in High-Strength Concrete. *ACI Structural Journal*, 90(5). doi:10.14359/3951
- Bastide, R. (2020). *Comportement de joints de chevauchement en BFUP pour la construction de culées préfabriquées* [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal].
- Barnett, S. J., Lataste, J. F., Parry, T., Millard, S. G., & Soutsos, M. N. (2010). Assessment of fibre orientation in ultra-high performance fibre reinforced concrete and its effect on flexural strength. *Materials and Structures*, 43, 1009-1023.
- Boucher-Proulx, G. (2008). *Réhabilitation sismique des piliers de ponts rectangulaires à l'aide de chemise en BRF et BFUP*. (Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal, Montreal).
- Boulekbache, B., Hamrat, M., Chemrouk, M., & Amziane, S. (2010). Flowability of fibre-reinforced concrete and its effect on the mechanical properties of the material. *Construction and Building Materials*, 24(9), 1664-1671.
- Cairns, J., & Plizzari, G. (2003). Towards a harmonised European bond test. *Materials and Structures*, 36, 498-506. doi:10.1007/BF02480826
- Canbay, E., & Frosch, R. J. (2005). Bond Strength of Lap-Spliced Bars. *ACI Structural Journal*, 102(4). doi:10.14359/14565
- Charron, J.-P. (2020). cours de techniques du béton CIV6505 offert à Polytechnique Montréal.
- Charron, J. P., & Desmettre, C. (2015). Intérêt de l'utilisation des bétons renforcés de fibres pour la construction d'ouvrages d'art durables (Rapport no SR15-01). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.
- Charron, J. P., Denarié, E., & Brühwiler, E. (2008). Transport properties of water and glycol in an ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC) under high tensile deformation. *Cement and Concrete Research*, 38(5), 689-698.
- Cheung, A., & Leung, C. (2011). Effective Joining of Pre-cast Concrete Slabs with Self-compacting HSFRCC. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 9, 1-9. doi:10.3151/jact.9.41
- CSA 2019. (2019). *CAN/CSA-S6-19 - Code canadien sur le calcul des ponts routiers*. Toronto, Canada:
- Darveau, P. (2018). *Développement de piles de ponts préfabriquées résistant aux séismes*. (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Université de Montréal).
- Darwin, D. (2005). Tension development length and lap splice design for reinforced concrete members. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 7(4), 210-225. <https://doi.org/10.1002/pse.206>

- Darwin, D., Lutz, L. A., & Zuo, J. (2005). Recommended provisions and commentary on development and lap splice lengths for deformed reinforcing bars in tension. *ACI Structural Journal*, 102(6), 892-900.
- Delsol, S. (2012). *Évaluation du coefficient d'orientation dans les bétons renforcés de fibres métalliques*. (Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal, Montréal).
- Eligehausen, R. (1979). *Übergreifungsstöße zubeanspruchter Rippenstäbe mit geraden Stabenden (Lapped splices of ribbed bars with straight ends)*. (PhD Thesis, Schriftenreihe DAfStb).
- Fehling, E., Lorenz, P., & Leutbecher, T. (2012). *Experimental Investigations on Anchorage of Rebars in UHPC*.
- Ferrara, L., Ozyurt, N., & Di Prisco, M. (2011). High mechanical performance of fibre reinforced cementitious composites: the role of "casting-flow induced" fiber orientation. **Materials and Structures**, 44(1), 109-128.
- Haber, Z. B., & Graybeal, B. A. (2018). Lap spliced rebar connections with UHPC closures. *ASCE Journal of Bridge Engineering*, 23(04018028), 1-12. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)BE.1943-5592.0001239](https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001239)
- Hamad, B., & Mansour, M. Y. (1996). Bond strength of noncontact tension lap splices. 93, 316-326.
- Harajli, M., Hamad, B., & Karam, K. (2002). Bond-slip Response of Reinforcing Bars Embedded in Plain and Fibre Concrete. 14(6), 503-511. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2002)14:6(503)
- Hwang, H.-J., Park, H.-G., & Yi, W.-J. (2017). Development length of standard hooked bar based on non-uniform bond stress distribution. *ACI Structural Journal*, 114(6).
- Kang, S. T., Kim, J. K., Kim, Y. Y., & Song, H. S. (2010). Flexural characteristics of high performance hybrid fibre reinforced cementitious composites with different macro fibers. **Construction and Building Materials**, 24(2), 196-202.
- Kazemi, M. T., & Lubell, A. S. (2012). Influence of specimen size and fiber content on mechanical properties of ultra-high performance fiber reinforced concrete. **Construction and Building Materials**, 35, 402-411.
- Lagier, F. (2015). *Étude du comportement de chevauchement d'armatures en traction directe dans du béton fibré ultra performant*. (Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, Montréal).
- Lagier, F., Massicotte, B., & Charron, J.-P. (2016b). Experimental investigation of bond stress distribution and bond strength in unconfined UHPFRC lap splices under direct tension. *Cement and Concrete Composites*, 74, 26-38. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2016.08.004>
- Lettow, S. (2006). *Ein Verbundelement für nichtlineare Finite Elemente Analysen - Anwendung auf Übergreifungsstöße (Bond Element for nonlinear Finite Element Analysis - Application to Lap Splices)*. (PhD Thesis, Kassel University, Kassel).
- Lewis, G. (2021). *Conception de piles de pont préfabriquées répondant aux exigences de performances parasismiques* [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal].

- Marleau, B., Massicotte, B., & Charron, J.-P. (2018). *Comportement à la fatigue de joints en béton fibré à ultra-hautes performances entre dalles préfabriquées de ponts* (Rapport n° SR18-02). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.
- Massicotte, B. (2015). *Utilisation de bétons durables pour la construction et la réparation des ouvrages d'art* (Rapport n° SR15-01). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.
- Massicotte, B. (2021). Calcul des structures en béton armé: concepts de base. 4^e édition. Éditions da Vinci.
- Mohammadzadeh Osalu, Ben Ftima, Massicotte (2024). *A Coupled Eulerian-Lagrangian Method for Predicting Fibre Orientation in Fibre Reinforced Concrete Éléments (en rédaction)*. Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.
- Naaman, A. E. (2003). Engineered Steel Fibers with Optimal Properties for Reinforcement of Cement Composites. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 1(3), 241-252. doi:10.3151/jact.1.241
- Orangun, C. O., Jirsa, J. O., & Breen, J. E. (1977). A reevaluation of test data on development length and splices. *ACI Journal*.
- Peruchini, T., Stanton, J., & Calvi, P. (2017). *Investigation of Ultra-High Performance Concrete for Longitudinal Joints in Deck Bulb Tee Bridge Girders* (Rapport n° WA-RD 869.2). Washington State Transportation Center (TRAC), University of Washington.
- Radaelli, D. (2009). *Comportement et modélisation des éléments de structure en béton fibré à ultra-hautes performances avec armatures passives* [Thèse de doctorat, École Polytechnique Fédérale de Lausanne].
- Renaud-Laprise, C. (2021). *Conception parasismique de culées préfabriquées* [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal].
- Richard, P., & Cheyrezy, M. (1995). Composition of reactive powder concretes. *Cement and Concrete Research*, 25(7), 1501-1511.
- Rossi, P. (2005). Ultra-high performance fiber reinforced concretes (UHPFRC): an overview. In *International Symposium on Ultra High Performance Concrete* (pp. 29-39).
- Roy, M., Hollmann, C., & Wille, K. (2017). Influence of volume fraction and orientation of fibers on the pullout behaviour of reinforcement bar embedded in ultra high performance concrete. *Construction and Building Materials*, 146, 582-593. doi:<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.04.081>
- Sagan, V. E., Gergely, P., & White, R. N. (1991). Behavior and Design of Noncontact Lap Splices Subjected to Repeated Inelastic tensile loading. *ACI Structural Journal*, 88(4). doi:10.14359/3037
- Spieth, H. A. (2002). *Tragverhalten und Bemessung von eingemörtelten Bewehrungsstäben*. (PhD Thesis, Fakultät Bauingenieur und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart).
- Tastani, S. P., Brokalaki, E., & Pantazopoulou, S. J. (2015). State of bond along lap splices. *Journal of Structural Engineering*, 141(10). [https://doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0001243](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0001243)

- Tastani, S. P., & Pantazopoulou, S. J. (2010). Direct tension pullout bond test: experimental results. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 136(6), 731-743. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0000159](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000159)
- Wang, H. (2009). An analytical study of bond strength associated with splitting of concrete cover. *Engineering Structures*, 31(4), 968-975. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2008.12.008>
- Wille, K., Naaman, A. E., & El-Tawil, S. (2011). Optimizing ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *Concrete International*, 33(9), 35-41.
- Yuan, J., & Graybeal, B. (2015). Bond of Reinforcement in Ultra-High-Performance Concrete. *ACI Structural Journal*, 112, 851-860. doi:10.14359/51687912
- Yuan, J., & Graybeal, B. A. (2014). *Bond Behavior of Reinforcing Steel in Ultra-High Performance Concrete* (Rapport n° FHWA-HRT-14-090). Office of Infrastructure Research & Development, Federal Highway Administration.
- Zirgulis, G., Zofka, A., & Lydon, C. (2016). Fiber orientation in UHPFRC: influence of casting method and formwork geometry. *Construction and Building Materials*, 105, 643-652.
- Zuo, J., & Darwin, D. (2000). Splice Strength of Conventional and High Relative Rib Area Bars in Normal and High-Strength Concrete. *ACI Structural Journal*, 97, 630-641.

ANNEXE A MODE DE FISSURATION DES DIFFÉRENTS BLOCS



Figure A-1 Mode de fissuration des spécimens de référence

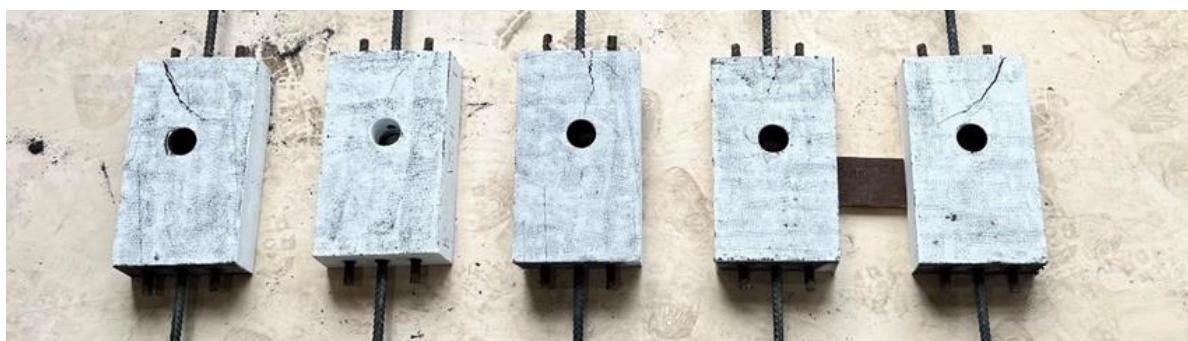


Figure A-2 Mode de fissuration du bloc Vertical Top Center (VTC)



Figure A-3 Mode de fissuration du bloc Vertical Bottom Center (VBC)



Figure A-4 Mode de fissuration du bloc Vertical Top Side (VTS)



Figure A-5 Mode de fissuration du bloc Horizontal Bottom Side (HBS)



Figure A-6 Mode de fissuration du bloc Horizontal Top Center (HTC)



Figure A-7 Mode de fissuration du bloc Horizontal Top Side (HTS)

ANNEXE B RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

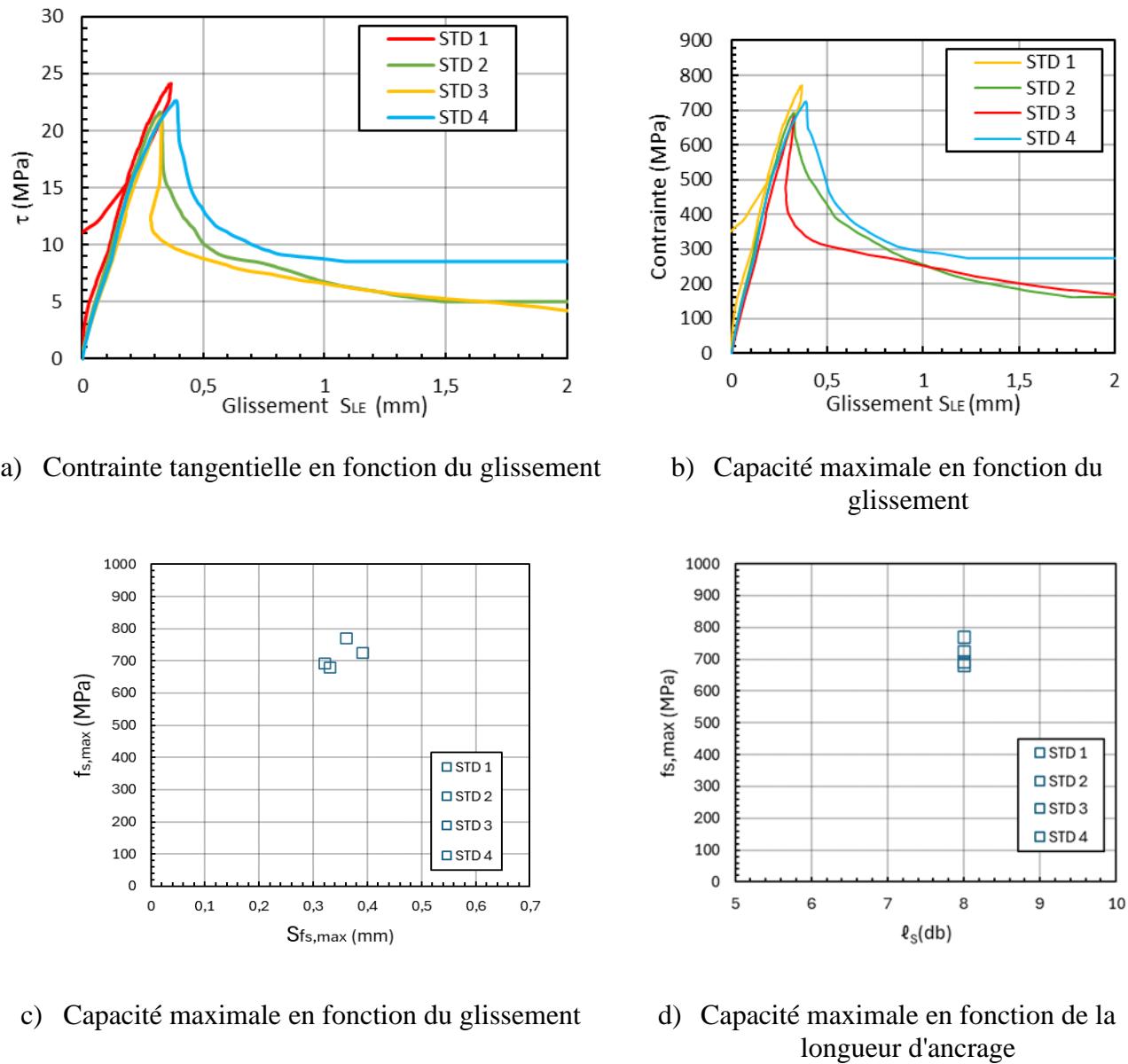
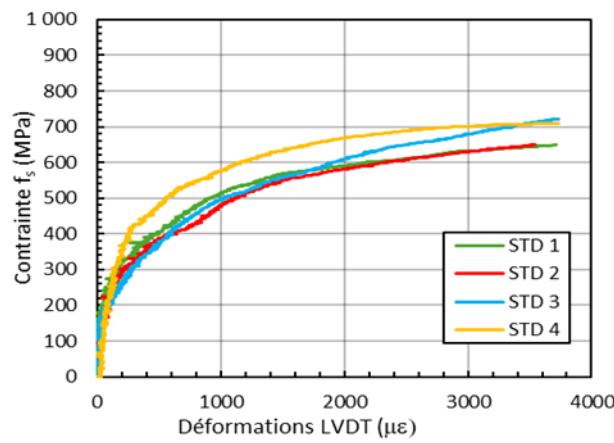
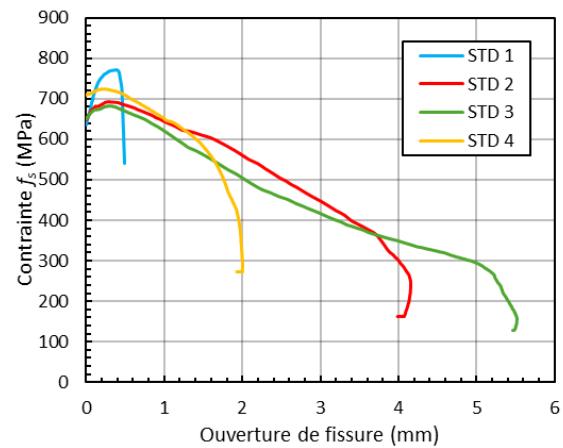


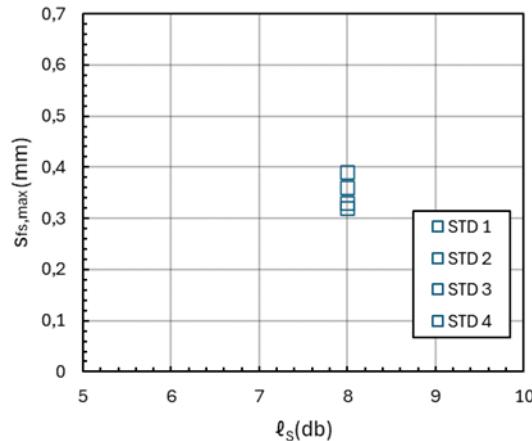
Figure B-1 Série des spécimens de référence



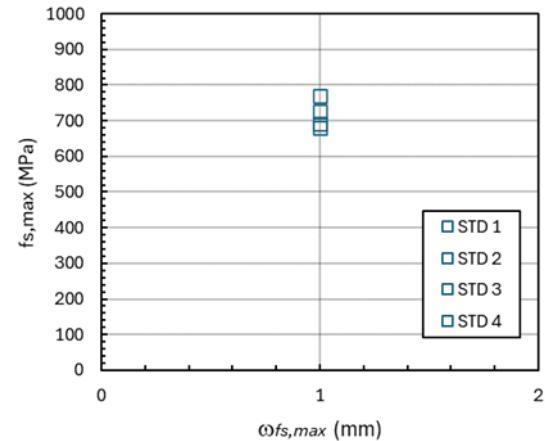
e) Contrainte en fonction de la déformation



f) Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

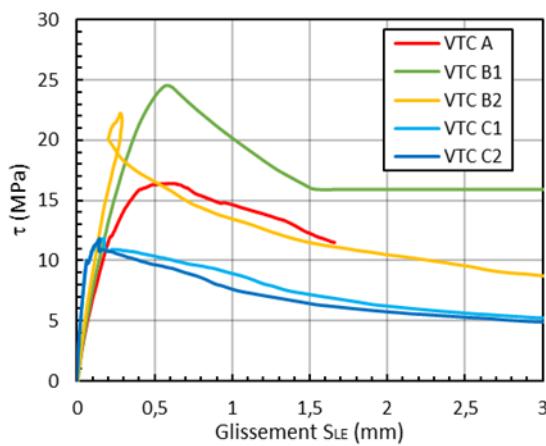


g) Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage

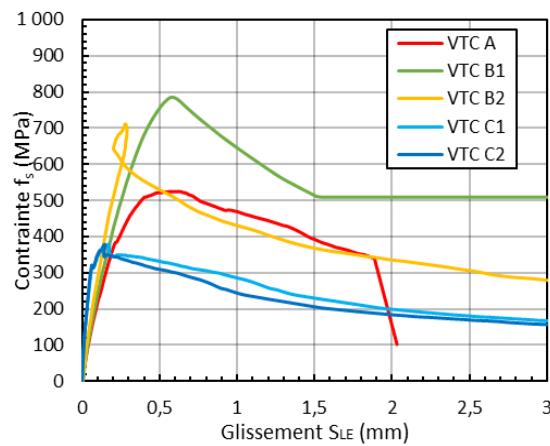


h) Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

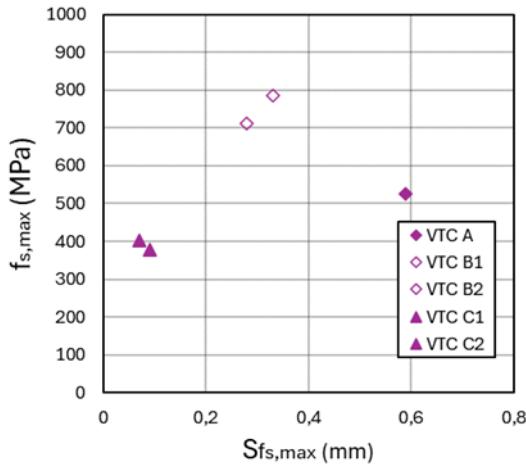
Figure B-1 Série des spécimens de référence (suite)



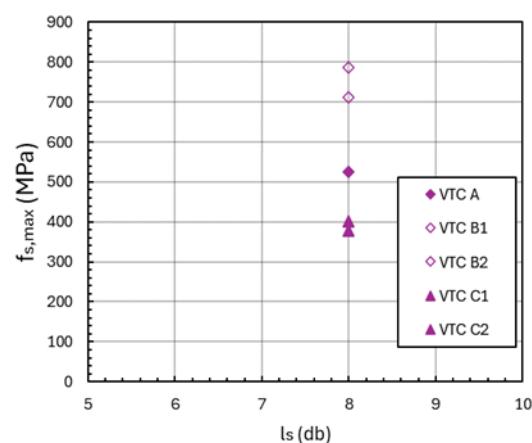
a) Contrainte tangentielle en fonction du glissement



b) Capacité maximale en fonction du glissement

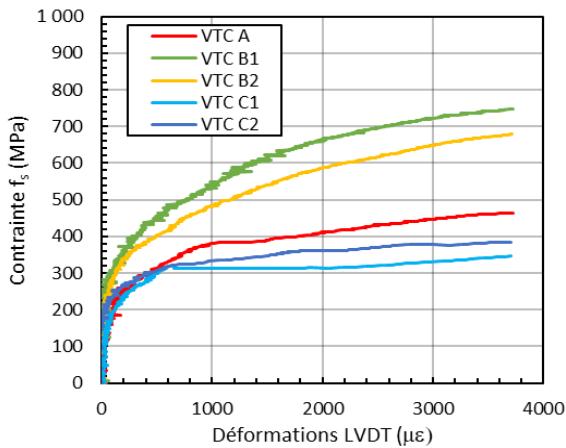


c) Capacité maximale en fonction du glissement

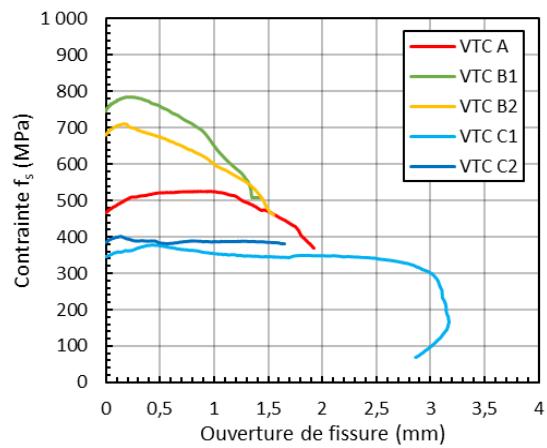


d) Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage

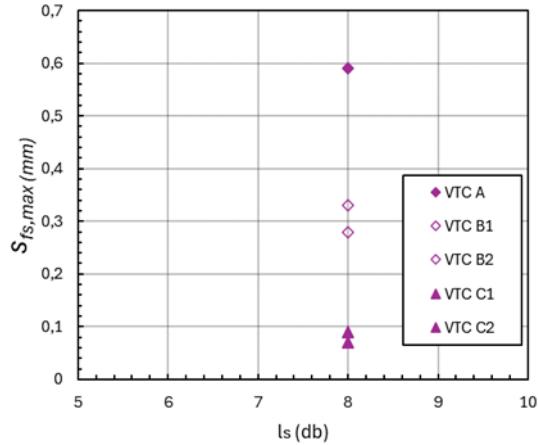
Figure B-2 Série de spécimens VTC



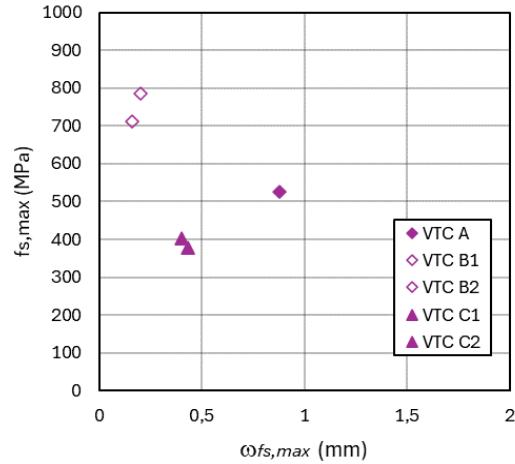
e) Contrainte en fonction de la déformation



f) Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

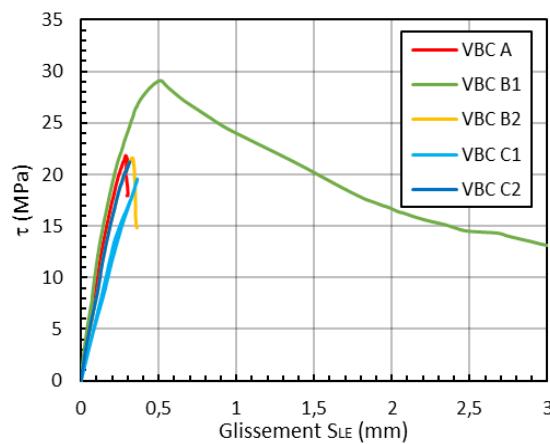


g) Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage

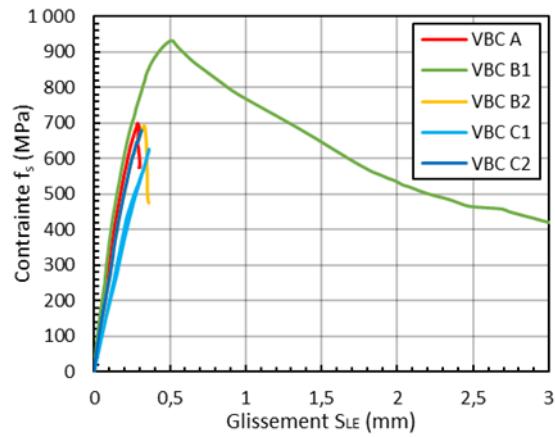


h) Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

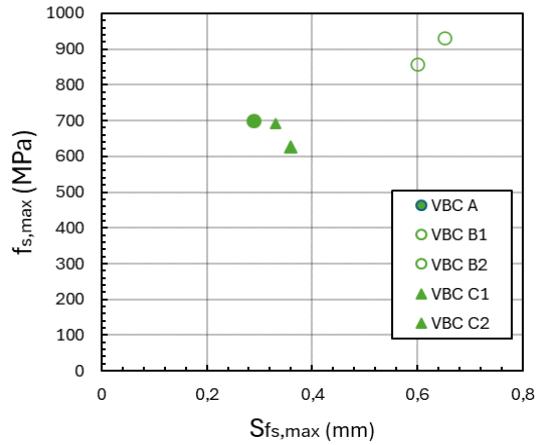
Figure B-2 Série de spécimens VTC (suite)



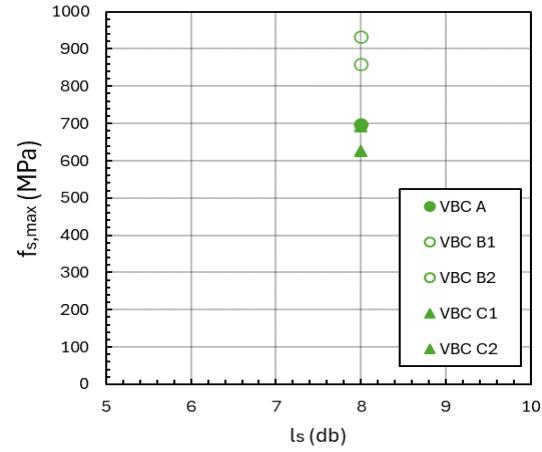
a) Contrainte tangentielle en fonction du glissement



b) Capacité maximale en fonction du glissement

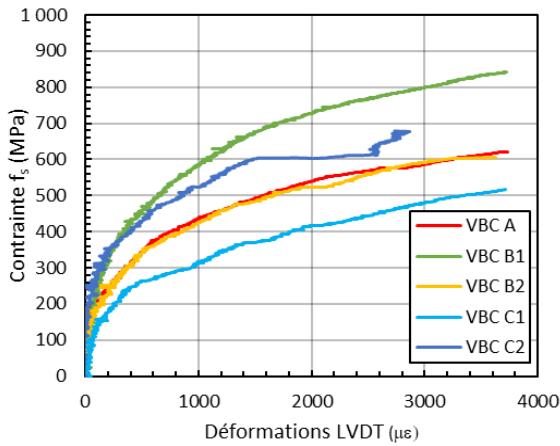


c) Capacité maximale en fonction du glissement

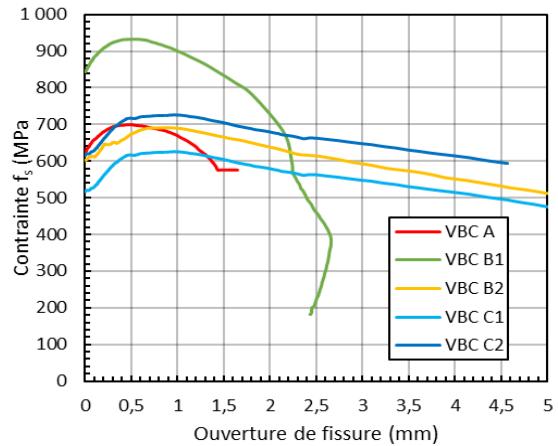


d) Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage

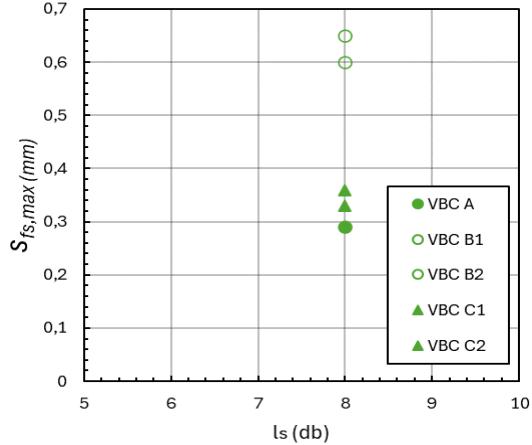
Figure B-3 Série de spécimens VBC



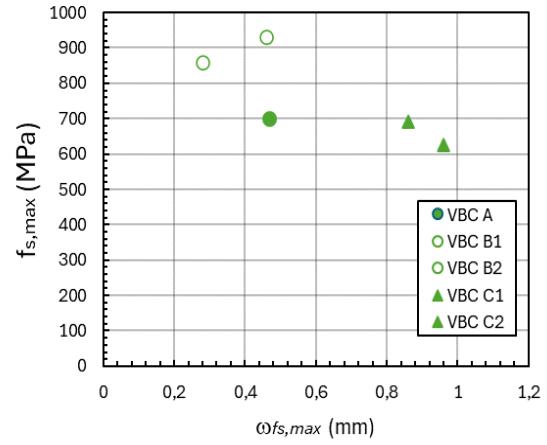
e) Contrainte en fonction de la déformation



f) Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

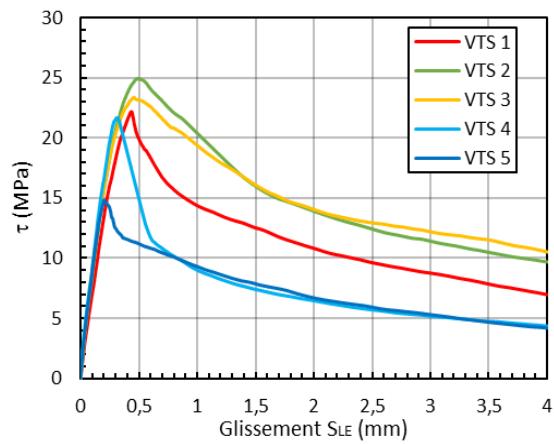


g) Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage

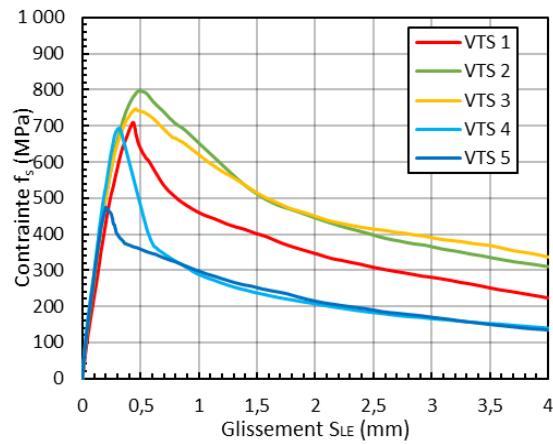


h) Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

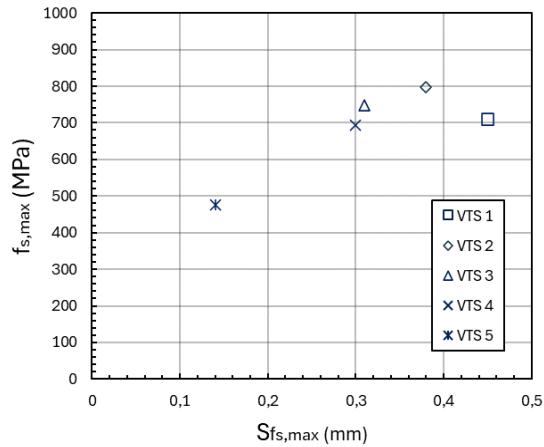
Figure B-3 Série de spécimens VBC (suite)



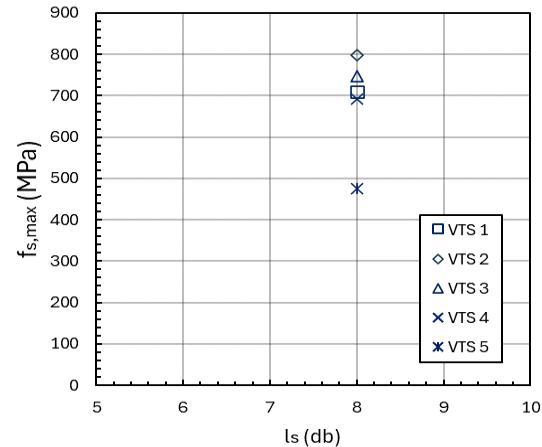
a) Contrainte tangentielle en fonction du glissement



b) Capacité maximale en fonction du glissement

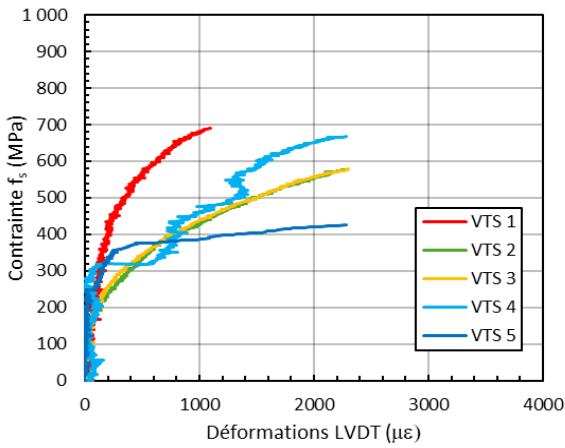


c) Capacité maximale en fonction du glissement

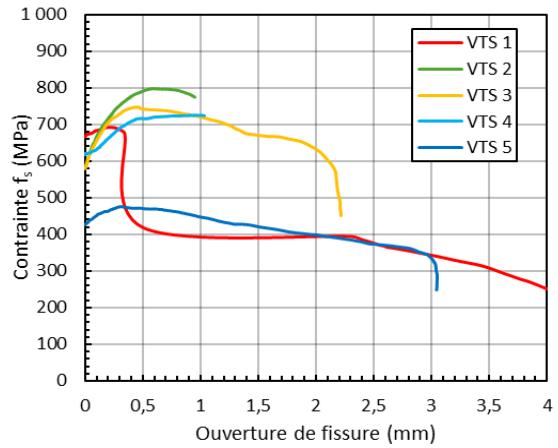


d) Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage

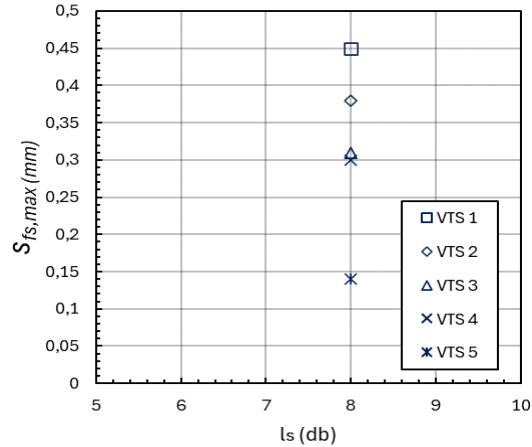
Figure B-4 Série de spécimens VTS



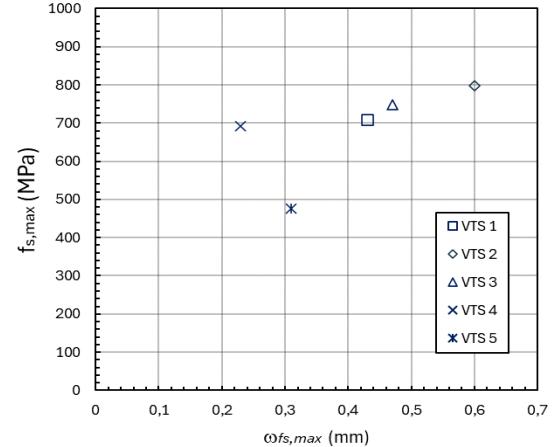
e) Contrainte en fonction de la déformation



f) Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

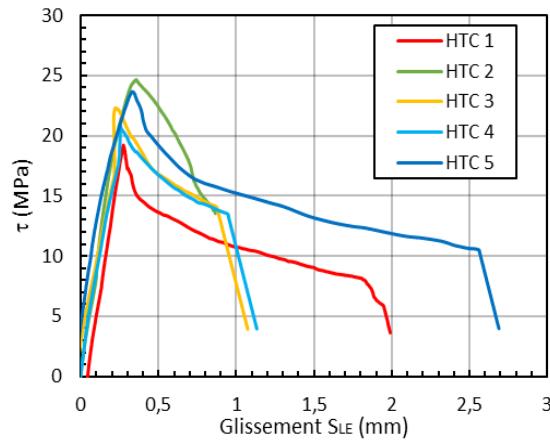


g) Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage

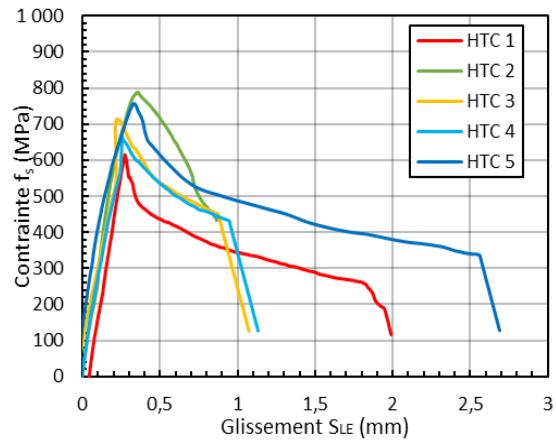


h) Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

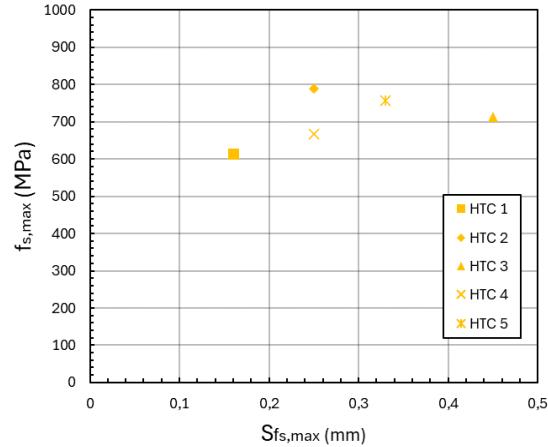
Figure B-4 Série de spécimens VTS (suite)



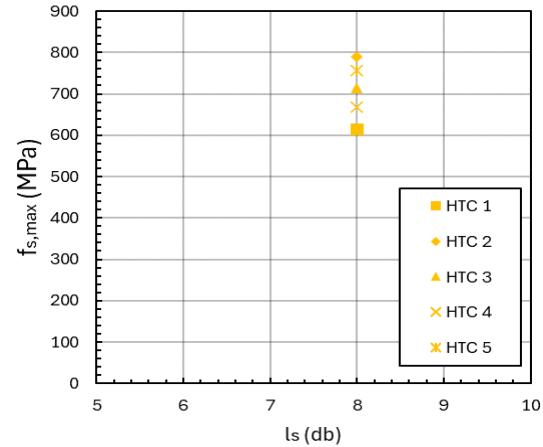
a) Contrainte tangentielle en fonction du glissement



b) Capacité maximale en fonction du glissement

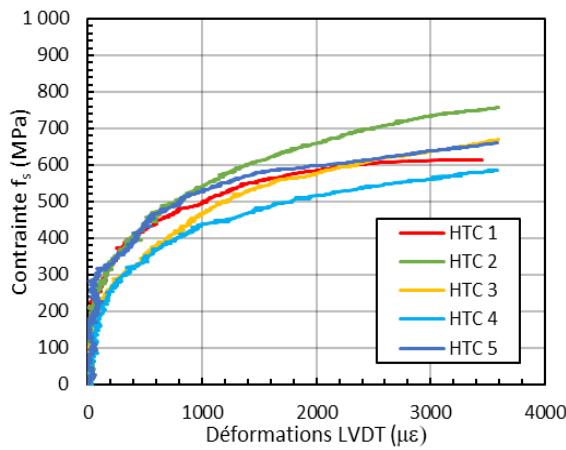


c) Capacité maximale en fonction du glissement

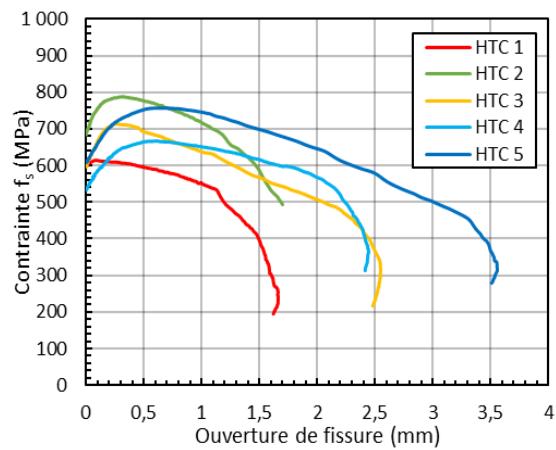


d) Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancre

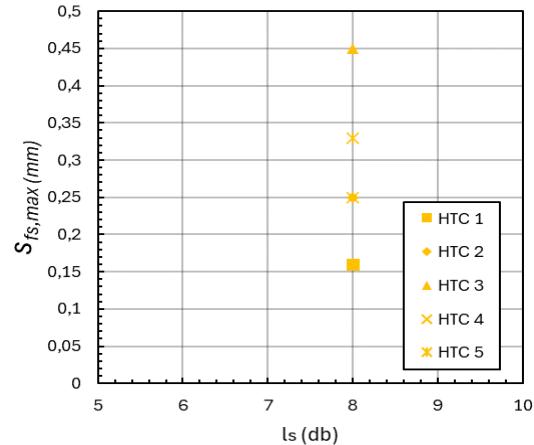
Figure B-5 Série de spécimens HTC



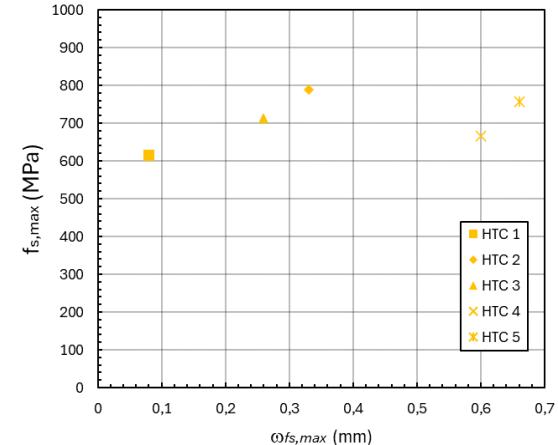
e) Contrainte en fonction de la déformation



f) Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

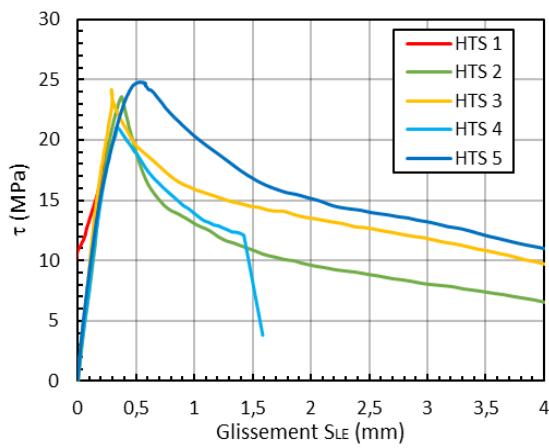


g) Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage

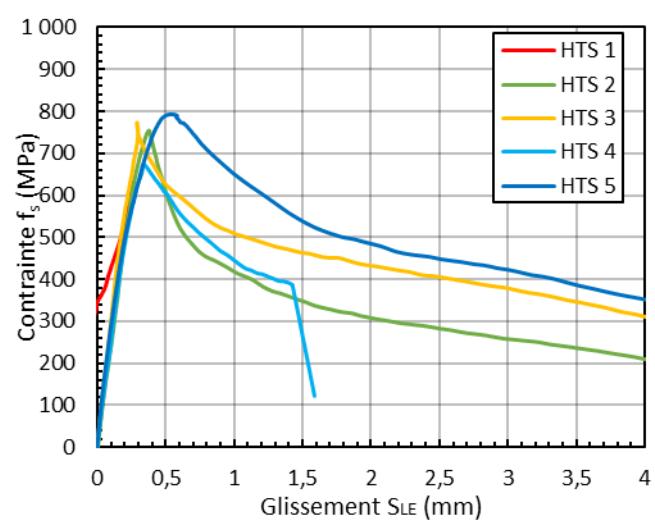


h) Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

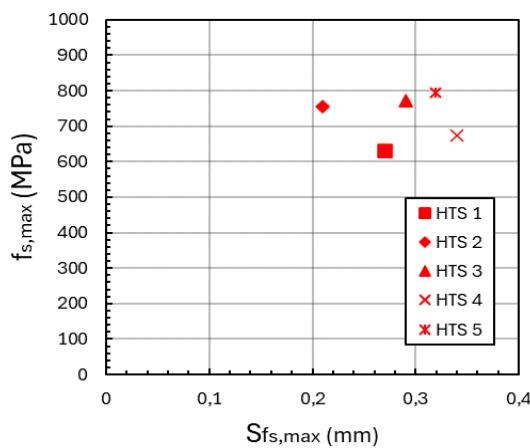
Figure B-5 Série de spécimens HTC (suite)



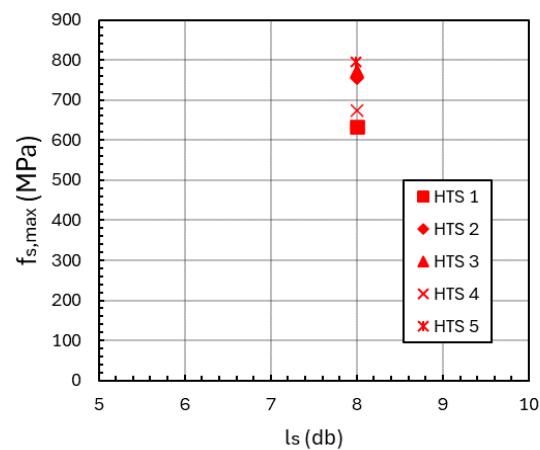
a) Contrainte tangentielle en fonction du glissement



b) Capacité maximale en fonction du glissement

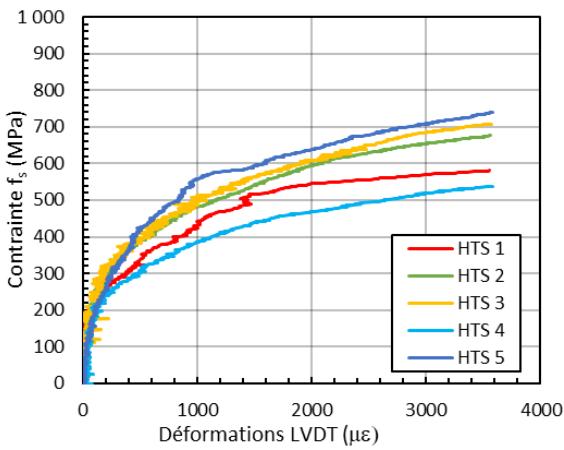


c) Capacité maximale en fonction du glissement

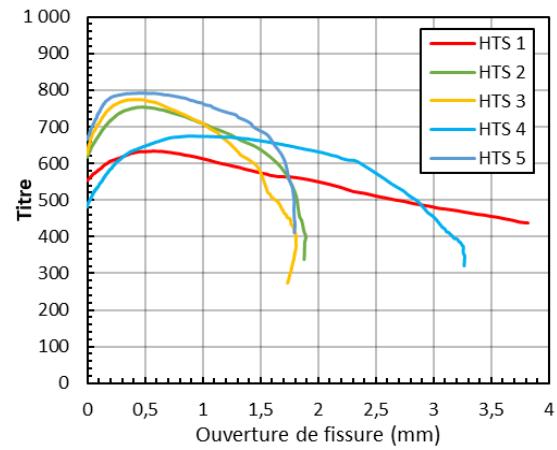


d) Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage

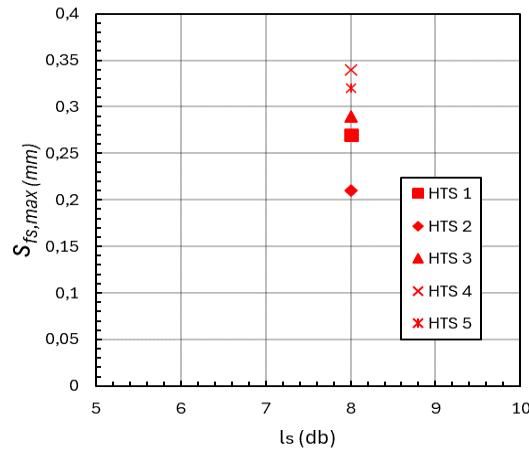
Figure B-6 Série de spécimens HTS



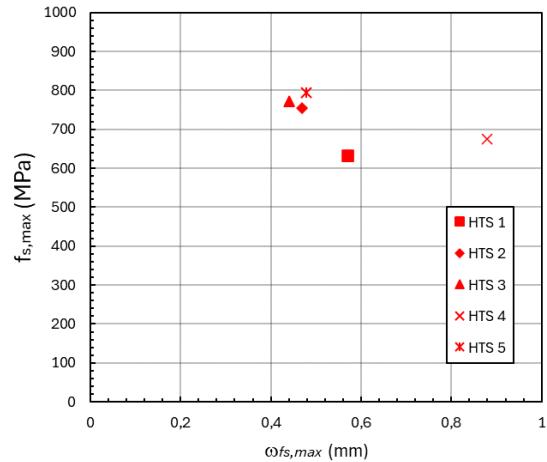
e) Contrainte en fonction de la déformation



f) Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure



g) Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage



h) Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

Figure B-6 Série de spécimens HTS (suite)

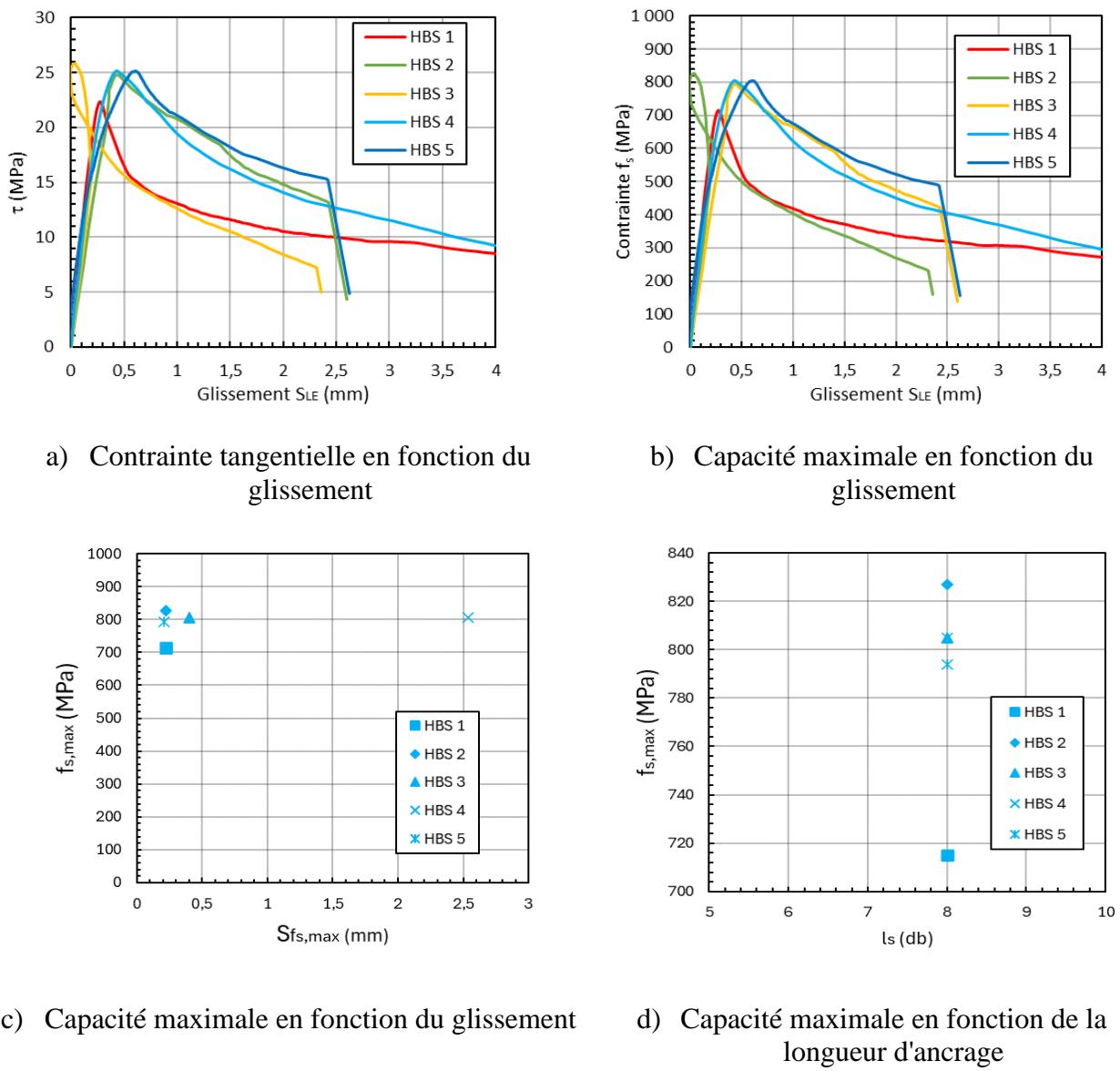
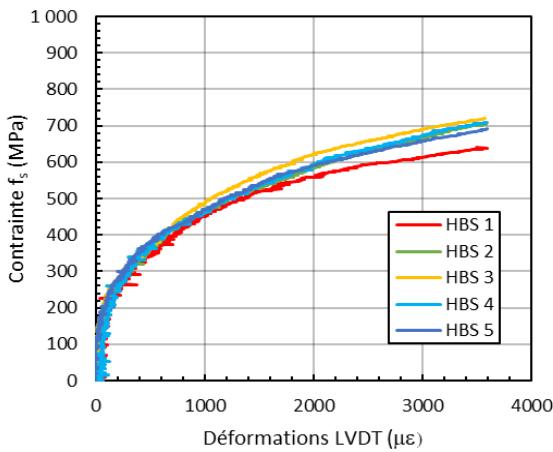
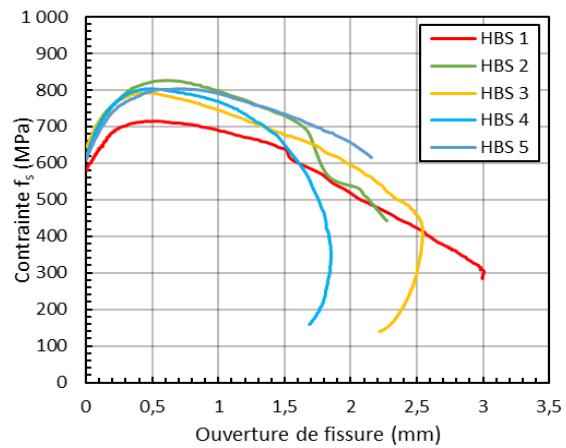


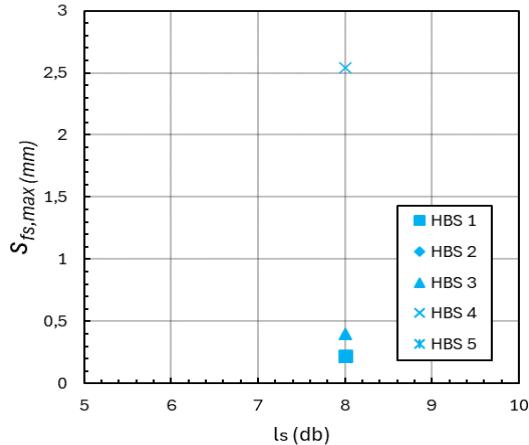
Figure B-7 Série de spécimens HBS



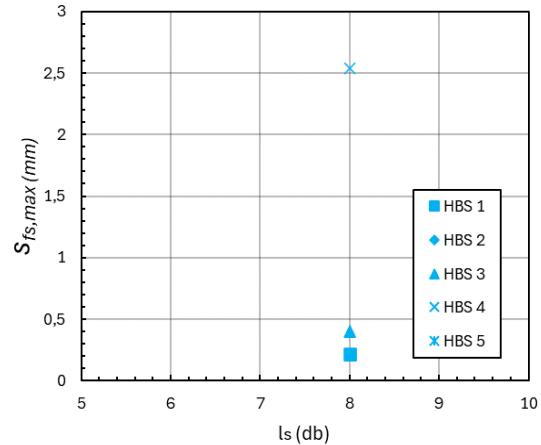
e) Contrainte en fonction de la déformation



f) Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure



g) Glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage



h) Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

Figure B-7 Série de spécimens HBS (suite)