POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Comportement de joints de chevauchement en BFUP

FLORIAN JACQUES JEAN DIAS ALVES

Département des génies civil, géologique et des mines

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

Génie civil

Avril 2024

© Florian Dias Alves, 2024.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

Comportement de joints de chevauchement en BFUP

présenté par **Florian Jacques Jean DIAS ALVES**

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

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

Mahdi BEN FTIMA, président

Bruno MASSICOTTE, membre et directeur de recherche

Fabien LAGIER, membre

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d’abord à remercier M. Bruno Massicotte, mon directeur de recherche, pour sa supervision éclairée et son soutien constant. Son expertise, ses conseils judicieux et sa disponibilité ont été déterminants dans l'avancement de ce projet de recherche.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance envers les techniciens, David, Manar et Mathieu, dont l'apport précieux a été essentiel lors de la phase expérimentale de mon projet.

Mes remerciements vont également à William, Youcef et Youssef pour leur contribution déterminante tout au long du projet, de la fabrication à la réalisation des essais des spécimens.

Un remerciement spécial est adressé au Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG) et au Centre de recherche des infrastructures en béton (CRIB) pour leur soutien financier.

Je tiens également à remercier l'entreprise SIKA pour la fourniture des matériaux nécessaires à la coulée du BFUP, ainsi que CMC pour la fourniture des barres hautes résistances. Leur collaboration a été déterminante pour la qualité et la réussite des expérimentations menées.

RÉSUMÉ

Face aux défis croissants de la construction de ponts, la Construction Accélérée de Ponts (CAP) émerge comme une solution prometteuse. Cette approche innovante repose sur la préfabrication en usine des éléments structuraux du pont, suivie d'un assemblage sur site. La CAP offre de multiples avantages : réduction des délais de construction, meilleure qualité et durabilité des ouvrages, meilleure maîtrise des coûts. Un élément clé de la CAP réside dans l'utilisation de matériaux de pointe tels que le Béton Fibré à Ultra-hautes Performances (BFUP). Ce matériau offre des propriétés remarquables en termes de résistance et de durabilité. Cependant, pour être utilisé couramment dans la construction d'ouvrages, il est nécessaire de développer de nouveaux critères de conception pour les connexions en BFUP pour le chevauchement des armatures entre ces 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 divers paramètres sur le comportement d'ancrage. 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 première série d'essais constituée de huit spécimens d'essai d'Ancrage à Traction Direct (ATD) a été réalisée avec des barres d'armature A1035 No. 10 visant à étudier les variables d'enrobage extérieur et intérieur, ainsi que l'effet des armatures transversales. Une deuxième série d'essais constituée de six spécimens de plus petites dimensions a été réalisée avec des barres A1035 No. 5 et 15M 400W visant à étudier, la longueur d'ancrage, l'effet d'échelle ainsi que l'effet de la plastification de la barre ancrée sur la capacité d'ancrage. La plupart des spécimens ont présenté des ruptures par fendage perpendiculaire aux barres. Des contraintes en traction supérieures à 600 MPa ont été atteintes dans la plupart des configurations. La contrainte maximale augmente avec l'augmentation de l'enrobage extérieur et la diminution de l'espacement entre les barres. La présence d'armatures transversales accroît significativement la contrainte maximale (environ 25% d'augmentation). Pour les spécimens de plus petite taille, la capacité maximale augmente avec la longueur d'ancrage. L'effet de la plastification des armatures est à prendre en compte, les performances des spécimens avec des barres 400W étant inférieures. Un effet d'échelle a été observé, favorisant les spécimens de petites dimensions.

En complément de l'étude expérimentale, une analyse numérique a été menée afin d'approfondir la compréhension du comportement d'ancrage des barres d'armature dans le BFUP. Cette étude s'est basée sur 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 les modèles numériques ATD, des bandes faibles ont été introduites dans les zones où l'orientation des fibres était défavorable aux efforts de traction exercés. Le modèle a été calibré en s'appuyant sur les résultats d'un spécimen issu du programme expérimental. La validation a ensuite été effectuée en comparant les prédictions du modèle aux résultats obtenus pour l'ensemble des autres spécimens ATD. Pour les spécimens avec des barres A1035, le modèle a reproduit avec une remarquable précision le comportement observé expérimentalement. En revanche, des divergences significatives ont été mises en évidence entre les prédictions du modèle numérique et les résultats expérimentaux pour les spécimens avec des barres 400W. Ces observations indiquent les limites du modèle actuel pour reproduire fidèlement le comportement de ces barres dans le BFUP après plastification.

En supplément des études expérimentales et numériques à l'échelle de la crénelure des spécimens ATD, une analyse numérique a été menée sur des modèles d'éléments structuraux. L'objectif était d'évaluer le comportement de joints continus en traction directe ainsi que des joints de chevauchement pour des poutres en flexion. Les modèles numériques sont basés sur les résultats des études d'ancrage des barres A1035 à l'échelle de la crénelure des modèles ATD. La comparaison entre les joints continus et les spécimens ATD de configurations géométriques similaires a révélé l'absence de corrélation directe entre les performances des essais ATD et celles des joints continus. En effet, les résultats ont montré que selon la configuration testée, l'essai ATD peut être conservateur ou pénalisant par rapport aux performances du joint continu équivalent, en particulier parce que les modes de rupture diffèrent. Le comportement de modèles numériques de poutres en flexion avec des joints de chevauchement a été étudié, mettant en évidence l'impact de la longueur d'ancrage sur leur capacité de charge. Les résultats montrent une augmentation significative de la charge maximale admissible avec l'augmentation de la longueur d'ancrage. En plus de cela, il y a un lien direct entre la capacité maximale en traction du BFUP, caractérisée par $f_{t,u}$ et la charge maximale admissible. Les modèles de poutres présentent tous le même mode de fissuration fragile au niveau de la zone de chevauchement. L'analyse de la plastification des armatures indique que l'ancrage à $8d_b$ serait le plus efficace pour exploiter pleinement le potentiel des barres d’armatures 400W.

ABSTRACT

In response to the increasing challenges in bridge construction, Accelerated Bridge Construction (ABC) is emerging as a promising solution. This innovative approach is based on the prefabrication of bridge structural elements in factories, followed by assembly on site. ABC offers multiple advantages: reduced construction times, improved quality and durability of structures, better cost control. A key element of ABC lies in the use of advanced materials like as Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC or UHPC). This material offers remarkable properties in terms of strength and durability. However, for widespread use in construction projects, it is necessary to develop new design criteria for UHPFRC connections of reinforcing bars between these prefabricated elements.

This research project focuses on the anchorage properties of reinforcing bars in UHPFRC. An experimental campaign was conducted to evaluate the influence of various parameters on anchorage behaviour. To observe the tensile failure mechanisms in UHPFRC, A1035 high strength steel was used for most rebars, only available in American sizes. The first series of tests consisting of eight specimens of Direct Tensile Bond (DTB) test with A1035 grade No. 10 rebars aimed to study the variables of outer and inner cover, as well as the effect of transverse reinforcement. A second series of tests consisting of six smaller specimens were tested with A1035 grade No. 5 and 15M 400W rebars to study anchorage length, scale effect, and the effect of bar yielding on anchorage capacity. Most specimens exhibited failures by splitting perpendicular to the bars. Tensile stresses exceeding 600 MPa were achieved in most configurations. The maximum stress increases with increasing outer cover and decreasing bar spacing. The presence of transverse reinforcement significantly increases the maximum stress (about 25% increase). For smaller specimens, the maximum capacity increases with anchorage length. The effect of bar yielding must be considered, with the performance of specimens with 400W bars being lower. A scale effect favouring smaller specimens was observed.

In addition to the experimental study, a numerical analysis was conducted to further understand the anchorage behaviour of rebars in UHPFRC. This numerical study was carried out at the rib scale and was performed using *Abaqus/Explicit* software and the *EPM3D* constitutive model. Fibre orientation was considered in DTB models using weak bands introduced in areas where fibre orientation was known to be detrimental to the tensile strength of UHPFRC. The model was

calibrated based on the results of a specimen from the experimental program. Validation was then performed by comparing the model predictions with the results obtained for all other DTB specimens. For specimens with A1035 bars, the model reproduced the observed experimental behaviour with remarkable accuracy. However, significant differences were found between the predictions of the numerical model and experimental results for specimens with 400W bars. These observations indicate the limitations of the current model in accurately reproducing the behaviour of these bars in UHPFRC after yielding.

In addition to the experimental and numerical studies at the rib scale of DTB, a numerical analysis was conducted on structural element models. The aim was to evaluate the behaviour of continuous direct tension joints and lap splice joints in the case of flexural beams. The numerical models are based on the results of A1035 bar anchorage studies at the rib scale of DTB models. Comparison between continuous joints and similar geometric configuration of DTB specimens revealed the absence of a direct correlation between the performance of DTB tests and that of continuous joints. Indeed, the results showed that depending on the tested configuration, the DTB test can be conservative or penalizing when compared to the performance of the equivalent continuous joint, mostly because the failure mechanisms are not identical. The behaviour of numerical models of beams in bending with rebar lap splices has been studied, highlighting the impact of anchorage length on their load capacity. The results show a significant increase in the maximum allowable load with increasing anchorage length. In addition to that, there is a direct link between the maximum tensile capacity of the BFUP, characterized by $f_{t,u}$, and the maximum allowable load. All beam models exhibit the same brittle cracking mode at the overlapping zone. Analysis of reinforcement yielding indicates that anchoring at $8d_b$ would be most effective in fully exploiting the potential of 400W reinforcing bars.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS III

RÉSUMÉ IV

ABSTRACT III

LISTE DES TABLEAUX III

LISTE DES FIGURES V

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS III

LISTE DES ANNEXES VI

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 7

1.1 Contexte général 7

1.2 Problématique 8

1.3 Objectifs et portée du projet de recherche 9

1.4 Méthodologie et organisation du mémoire 9

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 11

2.1 Béton Fibré à Ultra-hautes Performances (BFUP) 11

2.1.1 Formulation 11

2.1.2 Propriétés mécaniques 12

2.2 Modèles numériques d'analyses non linéaires 15

2.2.1 Modèle constitutif EPM3D pour le BFUP 15

2.2.2 Modélisation à l'échelle de la crénelure 17

2.3 Liaison armature béton 19

2.3.1 Définitions 19

2.3.2 Mécanismes d'interaction armature – béton 19

2.3.3 Joint de chevauchement 22

2.3.4 Facteurs affectant la performance d'un joint de chevauchement en BFUP 26
2.3.5 Recherche faite à Polytechnique sur l'interaction entre l'armature BFUP 31
CHAPITRE 3 CAMPAGNE EXPÉRIMENTALE 38
3.1 Introduction 38
3.2 Programme expérimental 38
3.2.1 Géométrie des spécimens 38
3.2.2 Choix des barres 39
3.2.3 Barres transversales 40
3.2.4 Orientation des fibres 40
3.2.5 Détails des spécimens et paramètres d'études 41
3.3 Fabrication des spécimens 43
3.3.1 Coffrage 43
3.3.2 Coulée 44
3.4 Matériaux 46
3.4.1 Acier d'armatures 46
3.4.2 BFUP 49
3.5 Montage expérimental 52
3.5.1 Principe 52
3.5.2 Mise en place des spécimens 53
3.5.3 Chargement 53
3.5.4 Instrumentation 54
3.6 Résultats et discussions 57
3.6.1 Résumé général 57
3.6.2 Modes de fissuration 58

3.6.3 Glissement de la barre ancrée....62
3.6.4 Déformations et ouverture de fissure....64
3.6.5 Influence de c_{so}....66
3.6.6 Influence de c_{si}....68
3.6.7 Influence de la présence d'armature transversale....70
3.6.8 Influence de la partie inférieure du BFUP....72
3.6.9 Comparaison avec la campagne de Bastide (2020)....74
3.6.10 Confinement des spécimens....75
3.6.11 Influence de la longueur d'ancrage....77
3.6.12 Barres d'armatures 15M 400W et A1035 No. 5....82
3.6.13 Influence de la taille du spécimen....84
3.7 Sommaire des résultats expérimentaux....86
CHAPITRE 4 ÉQUATION PARAMÉTRIQUE DE LA LONGUEUR D'ANCRAGE DES SPÉCIMENS ATD....89
4.1 Développement de l'équation paramétrique....89
4.1.1 Méthodologie pour l'élaboration de l'équation....89
4.1.2 Formulation de l'équation paramétrique....89
4.2 Validation de l'équation....92
4.2.1 Tests de validation de l'équation proposée....92
4.2.2 Limitations et portée de l'équation....95
CHAPITRE 5 ANALYSE NUMÉRIQUE DES SPÉCIMENS ATD....96
5.1 Introduction....96
5.2 Stratégie de modélisation....96
5.2.1 Modélisation à l'échelle de la crénelure....96
5.2.2 Éléments composant le modèle....97

5.2.3 Matériaux 99
5.2.4 Contact acier béton 104
5.2.5 Charges appliquées et conditions limites 106
5.2.6 Paramètres de comparaison entre les simulations et les essais 107
5.3 Calibration du modèle avec les résultats expérimentaux 109
5.3.1 Processus de calibration 109
5.3.2 Résultat préliminaire et calibration de la loi de matériaux 109
5.3.3 Vérification du modèle 112
5.4 Validation du modèle et comparaison 114
5.4.1 Mode de fissuration 114
5.4.2 Validation des ATD avec les barres A1035 No. 5 et No. 10 117
5.4.3 Validation des ATD 16 avec les barres 15M 400W 125
5.4.4 Pertinence du modèle 128
5.4.5 Étude additionnelle du modèle éléments finis 130
CHAPITRE 6 MODÉLISATIONS NUMÉRIQUE D'ÉLÉMENTS STRUCTURAUX 144
6.1 Introduction 144
6.2 Joints continus en BFUP 144
6.2.1 Géométrie des spécimens 144
6.2.2 Éléments composant le modèle 145
6.2.3 Matériaux 146
6.2.4 Contact acier béton 147
6.2.5 Charges appliquées et conditions limites 147
6.3 Résultats et discussions 148
6.3.1 Tableau résumé général 148

6.3.2 Mode de fissuration 148
6.3.3 Influence de c_{si} 150
6.3.4 Influence de c_{so} 150
6.3.5 Influence des barres transversales 151
6.3.6 Relation entre les performances des joints continus et les ATD 152
6.4 Poutre avec joint en BFUP 153
6.4.1 Géométrie des spécimens 153
6.4.2 Éléments composant le modèle 154
6.4.3 Matériaux 156
6.4.4 Joint de chevauchement 158
6.4.5 Charges appliquées, conditions limites et interactions 158
6.4.6 Résultats et discussions 160
6.5 Modèles numériques structuraux : synthèse 166
CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS 167
7.1 Rappel des objectifs 167
7.2 Conclusions du projet de recherche 167
7.2.1 Campagne expérimentale sur les spécimens ATD 167
7.2.2 Analyse numérique par éléments finis des ATD 170
7.2.3 Équation paramétrique de la longueur d'ancrage des ATD 171
7.2.4 Modélisation numérique par éléments finis d'éléments structuraux 171
7.2.5 Conclusion générale pour le développement de règles de conception 173
7.3 Recommandations 173
RÉFÉRENCES 174
ANNEXES 178

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 Composition des catégories de béton adapté de Charron et Desmesttre (2015) 12

Tableau 2.2 Propriétés des catégories de béton adapté de Charron et Desmesttre (2015)..... 12

Tableau 3.1 Définition des paramètres d'ancrage des barres 39

Tableau 3.2 Caractéristiques des spécimens ATD 32 41

Tableau 3.3 Caractéristiques des spécimens ATD 16 42

Tableau 3.4 Séries d'essai de la campagne expérimentale 42

Tableau 3.5 Organisation des coulées pour la fabrication des spécimens 44

Tableau 3.6 Caractéristiques mécaniques acier A1035 46

Tableau 3.7 Caractéristiques mécaniques acier de nuance 400W 48

Tableau 3.8 Propriétés des fibres 49

Tableau 3.9 Formulation du BFUP 49

Tableau 3.10 Propriétés mécaniques en compression du BFUP 50

Tableau 3.11 Propriétés en traction du BFUP – déformation et ouverture de fissure..... 52

Tableau 3.12 Pression des mâchoires hydraulique de la presse Instron utilisée 53

Tableau 3.13 Résultat de la campagne expérimentale des spécimens ATD 32 57

Tableau 3.14 Résultat de la campagne expérimentale des spécimens ATD 16 58

Tableau 4.1 Longueur d'ancrage théorique par rapport à la longueur d'ancrage réel 94

Tableau 5.1 Propriétés mécaniques en compression du modèle numérique 102

Tableau 5.2 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique 103

Tableau 5.3 Paramètres de l'interface entre le BFUP et l'armature employée 105

Tableau 5.4 Détails de l'obtention des valeurs de sortie du modèle..... 108

Tableau 5.5 Résultats principaux du modèle numérique préliminaire..... 110

Tableau 5.6 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique calibré 111

Tableau 5.7 Résultats principaux du modèle numérique calibré 112

Tableau 5.8 Comparaison des réponses des spécimens A1035 No. 5 et No. 10 123

Tableau 5.9 Comparaison des réponses des spécimens 15M 400W 128

Tableau 5.10 Évolution de la contrainte maximale développée dans la barre en fonction du nombre d'armatures transversales pour différents enrobages extérieurs 131

Tableau 5.11 Géométrie des crénelures pour l'étude du diamètre des barres avec aires relatives égales 134

Tableau 5.12 Évolution de la contrainte développée par la barre d'armature en fonction du diamètre de la barre avec une aire relative de crénelure constante ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $\ell_d = 8d_b$) .. 135

Tableau 5.13 Propriétés mécaniques en traction des modèles numériques isotropes 141

Tableau 5.14 Résultat des modèles numériques ATD isotropes 141

Tableau 6.1 Géométrie des spécimens 144

Tableau 6.2 Résultat des modèles numériques de joints continus 148

Tableau 6.3 Dimensions de la section de la zone de chevauchement 154

Tableau 6.4 Dimensions des crénelures utilisée dans la zone de chevauchement 154

Tableau 6.5 Propriétés du béton ordinaire des modèles numériques de poutre 157

Tableau 6.6 Détails de l'obtention des valeurs de sortie du modèle 161

Tableau 6.7 Capacité de chargement maximale des différentes configurations de chevauchement 162

Tableau 6.8 Contraintes tangentielle dans les armatures à l'extrémité de la zone de chevauchement pour les modèles de poutre en flexion. 165

Tableau C. 1 Comparaison des réponses des spécimens A1035 No. 5 et No. 10 issus des deux calibration du modèle numérique 199

Tableau C. 2 Comparaison des réponses des spécimens 15M 400W issus des deux calibration du modèle numérique 199

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Pourcentage de la valeur du parc de structures par décennie de construction sur le réseau routier du Ministère des Transports du Québec (2022)..... 7

Figure 2.1 Comportement en traction des BFUP adaptée de Naaman (2003) 13

Figure 2.2 Couture des fissures à l'aide des fibres adaptée de Charron et Desmesttre (2015)..... 13

Figure 2.3 Comportement du BFUP en traction directe pour différentes orientations de fibres Delsol (2012) 14

Figure 2.4 Courbe contrainte-déformation typique du béton en compression adaptée de Massicotte et Ben Ftima (2017)..... 15

Figure 2.5 Comportement typique du BFUP en traction adaptée de Massicotte et Ben Ftima (2017) 16

Figure 2.6 Modélisation de l'armature en fonction de l'échelle d'analyse adaptée de Cox et Herrmann (1998) 17

Figure 2.7 Maillage de la barre d'armature à géométrie simplifiée Lagier et al. (2016a) 18

Figure 2.8 Représentation schématique des contraintes tangentielles-glissement d'un essai adaptée de Redaelli (2009) 20

Figure 2.9 Mécanisme de butée des crénelures adaptée de Redaelli (2009)..... 20

Figure 2.10 Modes de rupture adaptée de Lettow (2006) 21

Figure 2.11 Mécanisme de transfert d'efforts dans un joint de chevauchement en contact adaptée de Spieth (2002) 22

Figure 2.12 Fissures primaires de flexion et fissures longitudinales de fendage en zone de chevauchement en contact adaptée de Lagier (2015)..... 23

Figure 2.13 Orientation des fissures de fendage pour un chevauchement en contact adaptée de Eligehausen (1979)..... 23

Figure 2.14 Bielles de compression entre barres pour un joint de chevauchement sans contact adaptée de Yuan et Graybeal (2015) 24

Figure 2.15 Modes de défaillance du béton adaptée de Fehling et al. (2012)..... 25

Figure 2.16 Définition de l'aire relative des crénelures adaptée de l'ACI Committee (2003)..... 28

Figure 2.17 Configurations d'essais d'ancrage : (a) Essai de traction standard; (b) Essai d'extrémité de poutre; (c) Essai de chevauchement sans contact; (d) Essai de chevauchement sans contact; (e) Essai de traction direct; (f) Essai de traction direct modifié (Tsiotsias & Pantazopoulou, 2021)..... 30

Figure 2.18 Modèle d'éléments finis de l'ancrage à l'échelle de la crénelure Lagier (2015)..... 31

Figure 2.19 Schéma d'une section longue considérée pour l'étude paramétrique de Rosini (2018) 32

Figure 2.20 Spécimen ATD Bastide (2020)..... 33

Figure 2.21 Bandes faibles introduites dans le modèle numérique du spécimen ATD Zahedi (2021) 35

Figure 2.22 Méthodes de mise en place des barres d'armature Renaud-Laprise (2022)..... 36

Figure 2.23 Mise en œuvre du BFUP des différents blocs ATD de Moussous (2024)..... 37

Figure 3.1 Paramètres géométriques des spécimens ATD..... 38

Figure 3.2 Position des barres transversales..... 40

Figure 3.3 Schéma d'orientation des fibres..... 41

Figure 3.4 Coffrage des spécimens ATD..... 43

Figure 3.5 Réservoir de coulée..... 45

Figure 3.6 Méthode de coulée par écoulement libre pour un spécimen ATD 32 45

Figure 3.7 Comparaison des courbes de comportement des barres d'armature A1035..... 47

Figure 3.8 Comparaison des courbes de comportement des barres d'armature de nuance 400W. 48

Figure 3.9 Évolution de la résistance en compression du BFUP dans le temps 50

Figure 3.10 Comportement en traction des BFUP utilisés dans les spécimens ATD..... 51

Figure 3.11 Montage expérimental dans la presse Instron des spécimens ATD..... 52

Figure 3.12 Instrumentation des spécimens ATD 54

Figure 3.13 Dispositif de mesure du glissement des spécimens ATD 55

Figure 3.14 Préparation des spécimens pour l'utilisation du SIC 55

Figure 3.15 Exemple de positionnement du LVDT numérique et des résultats du champ de déformation obtenu par le SIC 56

Figure 3.16 Identification des fissures 58

Figure 3.17 Fissuration typique d'un spécimen ATD (ATD n°103) 59

Figure 3.18 ATD n°106 lors de la rupture (vue de face du spécimen) 59

Figure 3.19 ATD n°206 lors de la rupture de la barre 60

Figure 3.20 Longueur de développement de fissure ATD 32 61

Figure 3.21 Longueur de développement de fissure ATD 16 61

Figure 3.22 Contrainte en fonction du glissement pour tous les spécimens testés 62

Figure 3.23 Capacité maximale en fonction du glissement pour tous les spécimens 63

Figure 3.24 Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure pour tous les spécimens ... 64

Figure 3.25 Rapport de la contrainte maximale développée lors de la première fissuration sur la contrainte maximale pour les ATD 32 65

Figure 3.26 Influence générale du paramètre c_{so} ($c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$) 66

Figure 3.27 Influence de c_{so} sur le comportement à la fissuration ($c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$) 67

Figure 3.28 Influence générale du paramètre c_{si} ($c_{so} = 2d_b$ et $c_r = 2d_b$) 68

Figure 3.29 Influence de c_{si} sur le comportement à la fissuration ($c_{so} = 2d_b$ et $c_r = 2d_b$) 69

Figure 3.30 Influence générale de la présence d'armatures transversales ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$) 70

Figure 3.31 Influence de la présence d'armatures transversales sur le comportement à la fissuration ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$) 71

Figure 3.32 BFUP haut et bas séparé du spécimen ATD 72

Figure 3.33 Position de la plaque séparatrice dans le coffrage 72

Figure 3.34 Influence générale de la partie inférieure du BFUP (c_{so} = 2d_b, c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b). 73

Figure 3.35 Influence partie inférieure du BFUP sur le comportement à la fissuration (c_{so} = 2d_b, c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b) 73

Figure 3.36 Comparaison des performances générales des spécimens avec Bastide (2020) 74

Figure 3.37 Comparaison des contraintes maximales normalisées des spécimens avec ceux de Bastide (2020) 75

Figure 3.38 Influence générale du confinement sur les performances des ATD (c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b) 76

Figure 3.39 Influence du confinement sur le comportement à la fissuration (c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b) 76

Figure 3.40 Influence générale de la longueur d'ancrage (barres A1035 n°5; c_{so} = 2d_b, c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b) 77

Figure 3.41 Influence de la longueur d'ancrage sur le comportement à la fissuration (barres A1035 No. 5; c_{so} = 2d_b, c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b) 78

Figure 3.42 Contrainte tangentielle en fonction du glissement (barres A1035 No. 5) 79

Figure 3.43 Influence générale de la longueur d'ancrage (barres 15M 400W; c_{so} = 2d_b, c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b) 80

Figure 3.44 Influence de la longueur d'ancrage sur le comportement à la fissuration (barres 15M 400W; c_{so} = 2d_b, c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b) 81

Figure 3.45 Contrainte tangentielle en fonction du glissement (barres 15M 400W) 82

Figure 3.46 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage 83

Figure 3.47 Contrainte développée à la première fissuration en fonction de la longueur d'ancrage 84

Figure 3.48 Influence globale de la taille du spécimen 85

Figure 3.49 Influence de la taille du spécimen sur le comportement à la fissuration 85

Figure 3.50 Influence de la taille du spécimen sur la contrainte en fonction du glissement global 86

Figure 4.1 Comparaison de la longueur d'ancrage théorique et la longueur d'ancrage réelle..... 93

Figure 5.1 Courbe du ratio E_k/E_{int} issue d'une simulation quasi statique 96

Figure 5.2 Modélisation des éléments structuraux..... 97

Figure 5.3 Géométries des crénelures de barres utilisées..... 98

Figure 5.4 Exemple d'un modèle ATD 32 assemblé et maillé..... 98

Figure 5.5 Comportement et propriétés de l'acier modélisé dans ABAQUS 99

Figure 5.6 Bande faible dans le modèle numérique..... 101

Figure 5.7 Plan faiblesse induit par le mode de coulé du spécimen..... 101

Figure 5.8 Paramètres caractéristiques des courbes de traction dans le modèle numérique avec EPM3D..... 102

Figure 5.9 Comportement en compression de la loi du BFUP du modèle numérique..... 103

Figure 5.10 Comportements en traction des lois du BFUP du modèle numérique..... 103

Figure 5.11 Vue schématique des propriétés d'interaction de surface à l'interface acier-béton adaptée de Lagier et al. (2016a) 104

Figure 5.12 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 adaptée de Lagier et al. (2016a)..... 105

Figure 5.13 Conditions limites appliquées au modèle 106

Figure 5.14 Localisation des ensembles de mesures du modèle numérique ATD..... 107

Figure 5.15 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen 103 et le modèle numérique préliminaire 109

Figure 5.16 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen 103 et le modèle numérique préliminaire..... 110

Figure 5.17 Comportements en traction des lois du BFUP du modèle numérique calibré 111

Figure 5.18 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen 103 et le modèle numérique calibré 112

Figure 5.19 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen 103 et le modèle numérique calibré 113

Figure 5.20 Mode de défaillance du modèle numérique 103 113

Figure 5.21 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 32 115

Figure 5.22 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures A1035 No. 5 116

Figure 5.23 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures 15M 400W 116

Figure 5.24 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5 117

Figure 5.25 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 32 118

Figure 5.26 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5 119

Figure 5.27 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 32 120

Figure 5.28 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5 121

Figure 5.29 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 32 122

Figure 5.30 Comparaison des tendances observées pour les différents paramètres entre les données expérimentales et les modèles numériques 124

Figure 5.31 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres 15M 400W 125

Figure 5.32 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W 126

Figure 5.33 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W 127

Figure 5.34 Évolution de la contrainte maximale développée dans la barre en fonction du nombre d'armatures transversales pour différents enrobages extérieurs 130

Figure 5.35 Schémas de fissuration des modèles numériques d'étude des armatures transversales 131

Figure 5.36 Contraintes dans les armatures transversales lors de l'atteinte de la contrainte maximale dans la barre 132

Figure 5.37 Contraintes maximale développée dans la barre pour différents diamètres d'armatures transversales avec une aire équivalente 133

Figure 5.38 Contraintes dans les armatures transversales lors de l'atteinte de la contrainte maximale dans la barre pour différents diamètres avec une aire équivalente 133

Figure 5.39 Évolution de la contrainte développée par la barre d'armature en fonction du diamètre de la barre avec une aire relative de crénelure constante ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $\ell_d = 8d_b$) .. 135

Figure 5.40 Comparaison de la répartition des contraintes dans le BFUP le long de la barre à un déplacement de 2 mm de l'extrémité chargée entre les barres de 16 et 32 mm de diamètre 136

Figure 5.41 Modèle numérique du spécimen ATD carotté 137

Figure 5.42 Paramètres géométriques du spécimen ATD carotté 137

Figure 5.43 Comparaison du comportement général entre l'ATD 16 carotté et non carotté 138

Figure 5.44 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 carotté et non carotté 139

Figure 5.45 Lois de BFUP des modèles numériques isotropes 140

Figure 5.46 Modes de défaillance des modèles numériques ATD isotrope 142

Figure 5.47 Courbe contrainte en fonction du glissement des modèles numériques ATD isotropes 142

Figure 5.48 Comportement à la fissuration des modèles numériques ATD isotropes 143

Figure 6.1 Paramètres géométriques des chevauchements 145

Figure 6.2 Modélisation des éléments structuraux 146

Figure 6.3 Bande faible dans le modèle numérique 147

Figure 6.4 Modes de défaillance des modèles numériques des joints continus 149

Figure 6.5 Comparaison de l'influence de l'enrobage intérieur entre joints continus et ATD ($c_{so} = 2d_b$ et $c_r = 2d_b$) 150

Figure 6.6 Comparaison de l'influence de l'enrobage extérieur entre joints continus et ATD ($c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$) 151

Figure 6.7 Comparaison de l'influence des armatures transversales entre joints continus et ATD ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$) 151

Figure 6.8 Plan des modèles de poutres en flexion avec joints de chevauchement en BFUP 153

Figure 6.9 Modélisation des éléments structuraux avec joint de chevauchement 155

Figure 6.10 Modélisation des éléments structuraux de la poutre de référence 155

Figure 6.11 Bande faible dans le modèle numérique du joint de chevauchement de la poutre 156

Figure 6.12 Comportement du béton ordinaire en traction avec et sans raidissement 157

Figure 6.13 Zone de chevauchement des armatures 158

Figure 6.14 Conditions limites appliquées aux modèles 159

Figure 6.15 Localisation des ensembles de mesures des modèles numériques de poutre 160

Figure 6.16 Comportement en flexion des différentes poutres – Armatures No. 8 A1035 161

Figure 6.17 Modes de défaillance des modèles numériques de poutres en flexion 163

Figure 6.18 Zone des armatures plastifiées au chargement maximal 164

Figure 6.19 Contraintes tangentielle moyenne dans les armatures à l'extrémité de la zone de chevauchement pour les modèles de poutre en flexion 165

Figure 7.1 Comparaison de la performance des essais ATD 32 lors des différentes campagnes d'essais menées à Polytechnique Montréal 169

Figure 7.2 Comparaison de la performance normalisé des essais ATD lors des différentes campagnes d'essais menées à Polytechnique Montréal 169

Figure 7.3 Comparaison de la longueur d'ancrage théorique et la longueur d'ancrage réelle en fonction du diamètre de la barre 171

Figure A. 1 Rupture des spécimens sans barres d'armature latérale 178

Figure A. 2 Contrainte maximale développée pour les spécimens sans barres d'armature latérale 179

Figure B. 1 Ensemble permettant la coulée d'un tirant par l'extrémité 180

Figure B. 2 Montage en traction directe d'un tirant dans la presse Instron 181

Figure B. 3 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°2 183

Figure B. 4 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°3 183

Figure B. 5 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°4 184

Figure B. 6 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°5 184

Figure B. 7 Courbes de comportement en traction des tirants des différentes coulées 185

Figure C. 1 Comportement en traction des lois du BFUP de la seconde calibration du modèle numérique 186

Figure C. 2 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen 103 et le modèle numérique issus de la seconde calibration 187

Figure C. 3 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen 103 et le modèle numérique issus de la seconde calibration 187

Figure C. 4 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 32 issus de la seconde calibration 188

Figure C. 5 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures A1035 No. 5 issus de la seconde calibration 189

Figure C. 6 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures 15M 400W issus de la seconde calibration 189

Figure C. 7 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5 190

Figure C. 8 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 32 191

Figure C. 9 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5 192

Figure C. 10 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 32 193

Figure C. 11 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5 194

Figure C. 12 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 32 195

Figure C. 13 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres 15M 400W 196

Figure C. 14 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W 197

Figure C. 15 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W 198

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Sigles et abréviations

ATD	Ancrage en Traction Directe
BF	Bandes Faibles
BFHP	Béton Fibré à Hautes Performances
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
CRL	Camille Renaud-Laprise
DTB	Direct Tension Bond
EPM3D	Endommagement Progressif Multiaxial Tridimensionnel
EXP	Résultats expérimentaux
FDA	Florian Dias Alves
LVDT	Capteur électrique de mesure de déplacements linéaires
NUM	Résultats numériques
OPF	Orientation Préférentielle des Fibres
RB	Rémy Bastide
SIC	Système d'Imagerie Corrélative
YM	Youcef Moussous

Variables

a_r	Largeur à la base de la crénelure
A_{tr}	Aire totale de l'armature transversale qui se situe dans un espacement s et traverse une potentielle fissure de fendage dans la zone d'ancrage d'une barre d'armature
b_r	Largeur du haut de la crénelure
c^*	Confinement équivalent
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 de la barre d'armature
d_i	Diamètre nominal de la barre d'armature

E_c	Module élastique du béton
E_{int}	Énergie de déformation des simulations numériques
E_k	Énergie cinétique des simulations numériques
E_{pc}	Module de retour élastique
E_s	Module élastique de l'acier d'armature
E_{so}	Pente initiant la phase adoucissante du BFUP
f'_c	Résistance à la compression du béton
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
$f_{s,moy\text{-}max}$	Contrainte moyenne maximale dans les barres
$f_{s,max(ATD)}$	Contrainte maximale du modèle numérique ATD
$f_{s,tr,max}$	Contrainte moyenne maximale dans les barres transversales des ATD
$f_{t,el}$	Résistance à la traction de la matrice de BFUP
$f_{t,ts}$	Contrainte à partir de laquelle le BFUP entre dans une phase écrouissante stable
$f_{t,u}$	Résistance à la traction maximale du BFUP
f_u	Contrainte ultime de l'acier d'armature en traction
f_y	Limite élastique de l'acier d'armature
h_r	Hauteur des crénelures
$K_{el,f}$	Rigidité au glissement élastique
K_{nn}	Rigidité normale cohésive
K_{ss}	Rigidité en cisaillement cohésive direction tt
K_{tt}	Rigidité en cisaillement cohésive direction ss
ℓ_0	Longueur initiale du LVDT
ℓ_a	Longueur d'ancrage
ℓ_d	Longueur de support; Longueur de développement d'une armature
ℓ_e	Longueur ancrée non chevauchée
R^2	Coefficient de corrélation
R_r	Aire relative des crénelures
$s_{fs,max}$	Glissement à la capacité maximale développée dans l'armature
S_{LE}	Glissement à l'extrémité chargée de l'armature
s_r	Espacement entre deux crénelures

Variables grecques

γ_F	Facteur de réduction appliqué à la contrainte maximale en traction du BFUP
δ	Déplacement mesuré par le LVDT
δ_d	Déplacement total à la rupture
Δ_b	Espacement des barres axiales
$\varepsilon_{t,el}$	Déformation en traction de la matrice de BFUP
$\varepsilon_{t,ts}$	Déformation à la fin de la phase de transition en traction limite du BFUP
$\varepsilon_{t,u}$	Déformation en traction maximale du BFUP
ε_u	Déformation ultime de l'armature
ε_y	Déformation à la limite élastique de l'armature
λ_d	Facteur multiplicatif définissant la longueur d'ancrage de la barre testée dans le spécimen ATD
μ	Coefficient de frottement
ν	Coefficient de Poisson
$\overline{\sigma_n}$	Rigidité cohésive
σ_r	Pression radiale dans le béton issue de la traction de la barre d'armature
σ_{sd}	Contrainte maximale en traction de conception
σ_t	Pression tangentielle dans le béton issue de la traction de la barre d'armature
τ	Contrainte tangentielle de la liaison armature-béton
$\overline{\tau_n}$	Force d'adhésion normale
$\overline{\tau_s}$	Force d'adhésion en cisaillement
$\tau_{s,max}$	Contrainte tangentielle maximale de la liaison armature-béton
w	Ouverture des fissures
$w_{fs,max}$	Ouverture des fissures à la capacité maximale développée dans l'armature
w_t	Ouverture de fissure au temps t
w_u	Ouverture de fissure maximale

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A Spécimens ATD de caractérisation du flux d'écoulement 178

ANNEXE B Essais de caractérisation en traction du BFUP 180

ANNEXE C Seconde calibration du modèle numérique ATD 186

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte général

Le réseau routier québécois, reconnu pour son étendue, est aujourd'hui confronté à un défi majeur. Comme le met en lumière le Ministère des Transports du Québec, près des deux tiers des structures de ce réseau ont été construites entre 1960 et 1980 comme le montre la Figure 1.1. En prenant en compte la nécessité habituelle de travaux de réparation environ 30 ans après la construction d'un ouvrage, les besoins en entretien et en réparation ont atteint un sommet significatif, selon le Ministère des Transports du Québec (2022).

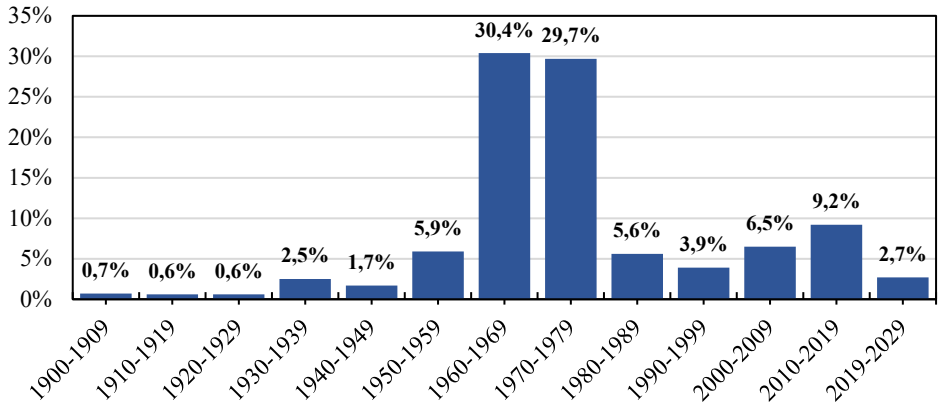


Figure 1.1 Pourcentage de la valeur du parc de structures par décennie de construction sur le réseau routier du Ministère des Transports du Québec (2022)

Ces défis sont accentués par les facteurs environnementaux et géographiques spécifiques à la région du Québec, notamment un climat hivernal rigoureux, une circulation routière en constante augmentation et des zones à risque sismique élevé dans le sud du Québec. La Construction Accélérée de Ponts (CAP), qui implique la fabrication en usine d'éléments structuraux pour les ponts, puis leur transport sur le chantier et leur assemblage, se dégage comme une stratégie prometteuse pour relever ces défis. Ainsi, en appliquant la CAP, il est possible de réduire les délais de construction, d'améliorer la qualité et la durabilité des ouvrages, tout en permettant de poursuivre les travaux, même en hiver, par la fabrication d'éléments en usine.

Un élément essentiel de cette approche est l'utilisation de matériaux innovants, tels que le béton fibré à ultra-hautes performances (BFUP). L'utilisation de BFUP dans ce processus de construction permet donc d'avoir de meilleures performances mécaniques et par conséquent d'augmenter significativement la durabilité des ouvrages.

1.2 Problématique

La méthode conventionnelle de coulée sur place pour les fondations de ponts est une procédure longue et complexe, nécessitant du temps pour l'installation du coffrage et des armatures. La CAP marque une avancée significative en éliminant bon nombre de ces étapes, notamment grâce à l'emploi d'éléments préfabriqués. Cependant, l'intégration de matériaux innovants comme le BFUP dans les connexions de ces éléments préfabriqués rencontre plusieurs défis :

- l’absence de normes spécifiques ou de directives de conception pour l'utilisation du BFUP dans les connexions par chevauchement;
- le manque d’essais standardisés pour définir les propriétés en traction du BFUP;
- la variabilité des performances du BFUP, fortement influencée par l'orientation des fibres, qui est difficile à maîtriser à l'échelle des structures;
- un manque d'expertise chez certains acteurs concernant la mise en œuvre de ce type de béton.

Ces limitations, en particulier l’absence de normes claires et l'expertise limitée, freinent l'implémentation du BFUP notamment dans les joints de chevauchement pour la construction des ponts courants au Québec. Plusieurs projets menés à Polytechnique Montréal ont montré que les joints en BFUP présentent des performances particulièrement bonnes dans le cadre de la réhabilitation sismique (Dagenais et al., 2018). Ces résultats prometteurs ont ouvert la voie à une utilisation plus large du BFUP, comme le montrent les recherches de Darveau (2019), Lewis (2021) et Long (2023) sur les piles de ponts préfabriquées avec des joints de chevauchement en BFUP.

1.3 Objectifs et portée du projet de recherche

Le projet actuel s'inscrit dans le cadre d'une recherche plus globale, avec pour objectif le développement de critères de conception des joints de chevauchement en BFUP entre éléments préfabriqués. Il s'agit d'un projet de grande envergure initié par Lagier (2015) dans le cadre de son doctorat, qui s'est poursuivi également dans le travail réalisé dans plusieurs mémoires de maîtrise à Polytechnique, notamment ceux de Rosini (2018), Bastide (2020), Zahedi (2021), Renaud-Laprise (2022) et Moussous (2024).

Les objectifs détaillés du projet sont les suivants :

1. déterminer les propriétés d'ancrage du BFUP pour différentes configurations de chevauchements d'armatures à partir de l'essai d'Ancrage en Traction Directe (ATD);
2. identifier une relation liant les configurations des spécimens ATD à leurs performances;
3. développer un modèle de comportement numérique non linéaire des spécimens ATD;
4. développer et étudier le lien entre l'essai ATD et des joints continus à l'aide de modèles numériques d'éléments structuraux impliquant l'ancrage de barres d'armature dans le BFUP.

1.4 Méthodologie et organisation du mémoire

Les étapes à réaliser pour atteindre les objectifs définis à la section précédente sont les suivantes :

1. réaliser une campagne expérimentale sur l'essai ATD complétant les paramètres étudiés dans les précédentes campagnes;
2. définir une expression reliant les paramètres caractéristiques des spécimens ATD à leurs performances et vérifier sa validité à l'aide des données des précédentes campagnes;
3. étudier à l'aide d'un modèle numérique basé sur les travaux Zahedi (2021) les spécimens ATD de la présente campagne;
4. étudier numériquement la corrélation qui pourrait exister entre des modèles d'éléments structuraux présentant des joints de chevauchement basé sur le modèle calibré des spécimens ATD et les essais ATD.

Ces étapes sont abordées dans ce mémoire à travers un total de sept chapitres. Le premier chapitre présente le contexte, la problématique et la méthodologie de l'étude. Le second chapitre présente une revue de littérature sur l'état des connaissances sur les sujets abordés dans l'étude. Le troisième chapitre aborde la campagne expérimentale réalisée sur les spécimens ATD en BFUP. Le quatrième chapitre s'intéresse à l'étude d'une expression paramétrique de la longueur d'ancrage des ATD. Le cinquième chapitre porte sur l'analyse numérique des spécimens ATD dans le but de calibrer le modèle. Le sixième chapitre présente l'étude numérique d'éléments structuraux dans le but d'établir un lien entre l'essai ATD et la configuration continue des joints de chevauchement ainsi que l'étude de poutres en flexion avec des joints de chevauchement. Finalement, le septième chapitre tire des conclusions sur le projet et suggère des recommandations pour la suite de la recherche.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Béton Fibré à Ultra-hautes Performances (BFUP)

Les Bétons Fibrés à Ultra-hautes Performances (BFUP) et les Bétons Fibrés à Hautes Performances (BFHP) se distinguent nettement des Bétons Ordinaires (BO) par leurs performances exceptionnelles dans plusieurs domaines, tels que la compression, la traction et la durabilité. Grâce à leurs propriétés mécaniques supérieures, leur utilisation dans le secteur de la construction devient de plus en plus courante. Rossi (2021) souligne l'importance de ces types de béton en déclarant : *« Les bétons de fibres constituent la troisième révolution technique, après le béton armé et le béton précontraint, dans l'art de renforcer les constructions réalisées en matériaux composites à matrice cimentaire. »* ou dit autrement selon Massicotte (2023) *« L'impact des bétons renforcés de fibres sur les ouvrages en béton pourrait être au 21ème siècle ce qu'a été la précontrainte au 20ème siècle. »*. Cette affirmation met en évidence l'importance du rôle que pourraient avoir les BFUP et les BFHP dans la construction d'infrastructures durables. De plus, selon Massicotte (2023), bien que les coûts de construction initiaux du BFUP soient similaires à ceux des solutions conventionnelles, les coûts sur le cycle de vie de ces structures sont nettement inférieurs, permettant ainsi une meilleure rentabilité des projets.

2.1.1 Formulation

Les différences en termes de composition entre le BO, le béton à hautes performances (BHP), le BFHP et le BFUP sont importantes et reflètent l'évolution dans la technologie du béton pour améliorer ses propriétés (Charron, 2021).

- Le BO représente le type de béton standard constitué principalement de ciment, d'eau, de sable et de gros granulats.
- Le BHP présente une amélioration par rapport au BO en incluant des ajouts minéraux réactifs et des superplastifiants pour réduire le rapport eau/liant.
- Le BFHP constitue une version améliorée du BHP avec une petite quantité de macrofibres, qui remplace une partie du volume des pierres, cela permet ainsi d'améliorer la résistance à la traction et sa capacité à contrôler la fissuration du béton.
- Comparé au BFHP, le BFUP présente une réduction du rapport eau/liant grâce à l'utilisation de superplastifiants, une augmentation du volume de la pâte de ciment avec des ajouts

minéraux, l'absence de gros granulats et l'ajout d'un important volume de microfibres, ce qui se traduit par des performances mécaniques supérieures, notamment en termes de ductilité et de résistance à la fissuration.

Le Tableau 2.1 présente les quantités des composants pour différents types de béton.

Tableau 2.1 Composition des catégories de béton adapté de Charron et Desmesttre (2015)

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 à 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	0,5 à 1,5% -vol	2 à 6% -vol

** : Dosage minimal en fibres de 0,5% pour réduction de la perméabilité et apport structural significatifs*

2.1.2 Propriétés mécaniques

Comme mentionné précédemment, l'avantage principal de l'utilisation du BFHP et du BFUP réside dans l'amélioration de leurs capacités en traction, bien que leurs performances en compression soient également nettement accrues, comme le démontre le Tableau 2.2.

Tableau 2.2 Propriétés des catégories de béton adapté de Charron et Desmesttre (2015)

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 $f_{t,u}$	1,5 à 2,5 MPa	3,0 à 4,5 MPa	3,0 à 4,5 MPa	7 à 15 MPa
Module élastique E_c	20 à 25 GPa	25 à 35 GPa	25 à 35 GPa	30 à 45 GPa

Le BO et le BHP présentent un comportement fragile en traction. En revanche, le BFHP offre une résistance en traction similaire au BHP, mais avec une rupture plus ductile avec une résilience significative. Le BFUP se distingue quant à lui par une phase d'écrouissage avant la fissuration et une phase adoucissante post-fissuration, comme le montre la Figure 2.1. Cette différence s'explique par le type et le volume de fibres utilisées dans chacun de ces bétons. Dans le BFHP, un pourcentage plus faible (0.5 à 1.5% par volume) de fibres longues (25 à 60 mm) est utilisé pour « coudre » les macrofissures et retarder la rupture, ce qui améliore la ductilité en traction. En

comparaison, le BFUP écrouissant contient un pourcentage élevé (2% et plus) de fibres courtes (10 à 20 mm) qui agissent sur les microfissures, retardant ainsi l'apparition de macrofissures. Cette caractéristique augmente à la fois la résistance et la ductilité en traction du BFUP, comme illustré à la Figure 2.2.

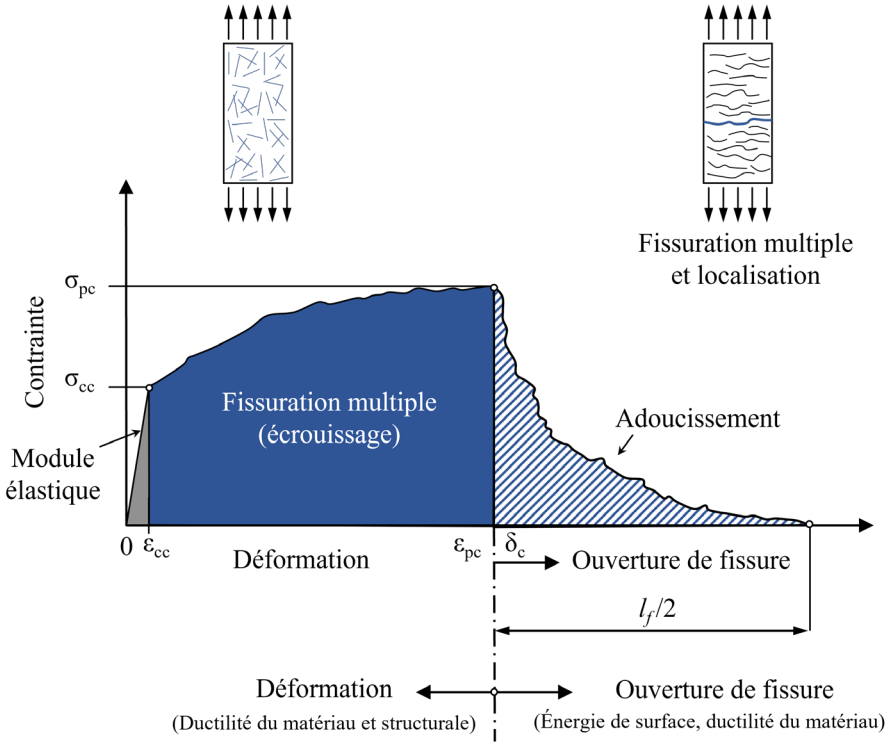


Figure 2.1 Comportement en traction des BFUP adaptée de Naaman (2003)

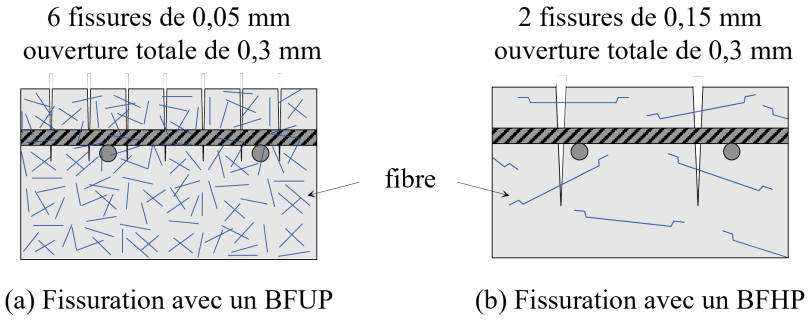
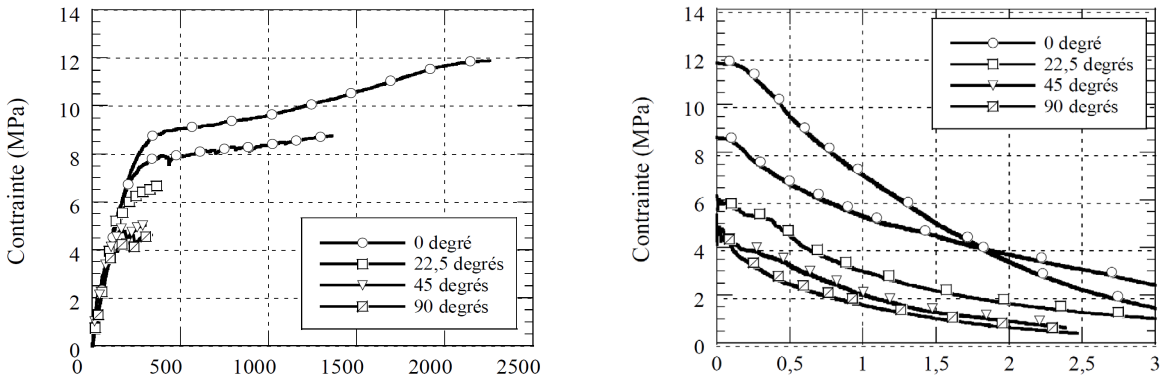


Figure 2.2 Couture des fissures à l'aide des fibres adaptée de Charron et Desmesttre (2015)

La condition illustrée à la Figure 2.2 est qualitative. Les fissures du BFUP sont en réalité des microfissures non visibles à l'œil nu. Dans les faits, les BFUP sont surtout utilisés dans les applications structurales pour leurs propriétés écrouissantes en service, sans fissures apparentes, alors que dans les mêmes conditions les autres matériaux (BFUP, BHP ou BO) seraient fissurés. À l'ultime, une seule fissure gouverne le comportement de l'élément.

Il est important de noter que les performances du BFUP dépendent grandement des fibres. L'étude de Wu et al. (2018) a notamment montré que la forme des fibres avait une grande influence sur leur ancrage dans la matrice cimentaire. Les fibres courbées et crochetées avaient des résistances au retrait bien supérieures aux fibres droites.

La performance du béton fibré à ultra-hautes performances (BFUP) dépend fortement de l'orientation des fibres dans sa matrice. Delsol (2012) a montré qu'une orientation défavorable des fibres peut entraîner une réduction jusqu'à 60 % de la résistance en traction et de 95 % de la ductilité dans la phase d'écrouissage tel qu'illustré à la Figure 2.3. Il est donc essentiel de considérer ce facteur lors de la conception des structures. Cependant, en pratique, il peut être difficile de contrôler précisément l'orientation des fibres pour optimiser les propriétés du BFUP en raison des contraintes réelles rencontrées lors de sa mise en œuvre.



(a) Déformations (µm/m) (b) Ouverture de fissure (mm)

Figure 2.3 Comportement du BFUP en traction directe pour différentes orientations de fibres Delsol (2012)

2.2 Modèles numériques d'analyses non linéaires

2.2.1 Modèle constitutif EPM3D pour le BFUP

Le modèle constitutif EPM3D Massicotte et Ben Ftima (2017) acronyme pour Endommagement Progressif Multiaxial Tridimensionnel, est utilisé pour modéliser le comportement du béton dans le cadre d'analyses non linéaires par éléments finis. Ce modèle est intégré comme une sous-routine dans ABAQUS/*Explicit* et peut servir pour des structures en béton classique ou en béton fibré.

Pour la compression, EPM3D s'appuie sur la loi uniaxiale basée sur l'approche hypoélastique développée par Bouzaiene et Massicotte (1997). Le modèle utilise un paramètre scalaire d'endommagement λ pour quantifier la dégradation du béton. Pour un comportement élastique du béton λ est égal à zéro alors qu'il est égal à 1 à la résistance maximale, permettant de décrire le comportement anisotrope du béton. Ce comportement inclut la dégradation du module élastique pendant les cycles de chargement et déchargement, ainsi que l'augmentation de volume du béton à l'approche de sa résistance maximale en compression. Une courbe typique de ce comportement en compression est illustrée dans la Figure 2.4.

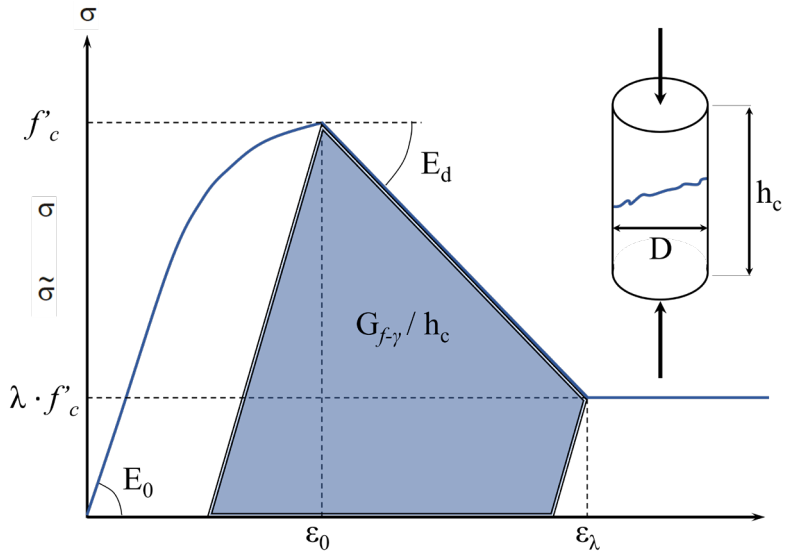
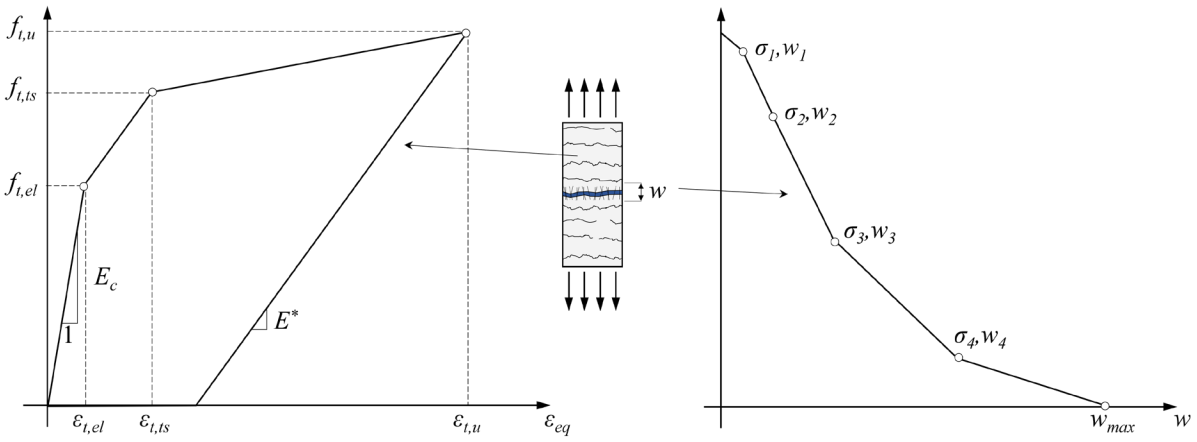


Figure 2.4 Courbe contrainte-déformation typique du béton en compression adaptée de Massicotte et Ben Ftima (2017)

Pour le comportement en traction, le modèle EPM3D initialement conçu pour modéliser le béton ordinaire a été adapté pour prendre en compte les propriétés spécifiques des bétons renforcés de fibres en général (adoucissants ou écrouissants) et en particulier du BFUP. Le comportement du béton est modélisé à l'aide de déformations équivalentes liées à chaque direction de déformation principale. Les caractéristiques du comportement du béton, telles que la fissuration en traction, l'écrasement du béton, le couplage des dommages en tension-compression, la dégradation du module élastique sous déchargement-rechargement, l'effet de confinement et le chargement non proportionnel, sont prises en compte. Pour le comportement post-fissuration en traction du béton fibré, EPM3D utilise un comportement isotrope. Ce comportement post-fissuration est considéré comme une propriété du matériau propre, définie par une réponse adoucissante de la contrainte en fonction de l'ouverture de fissure (σ-w). Une courbe de comportement typique en traction d'un BFUP est présentée à la Figure 2.5. Pour une meilleure compréhension, le lecteur est invité à se référer au manuel d'utilisation d'EPM3D de Massicotte et Ben Ftima (2017).



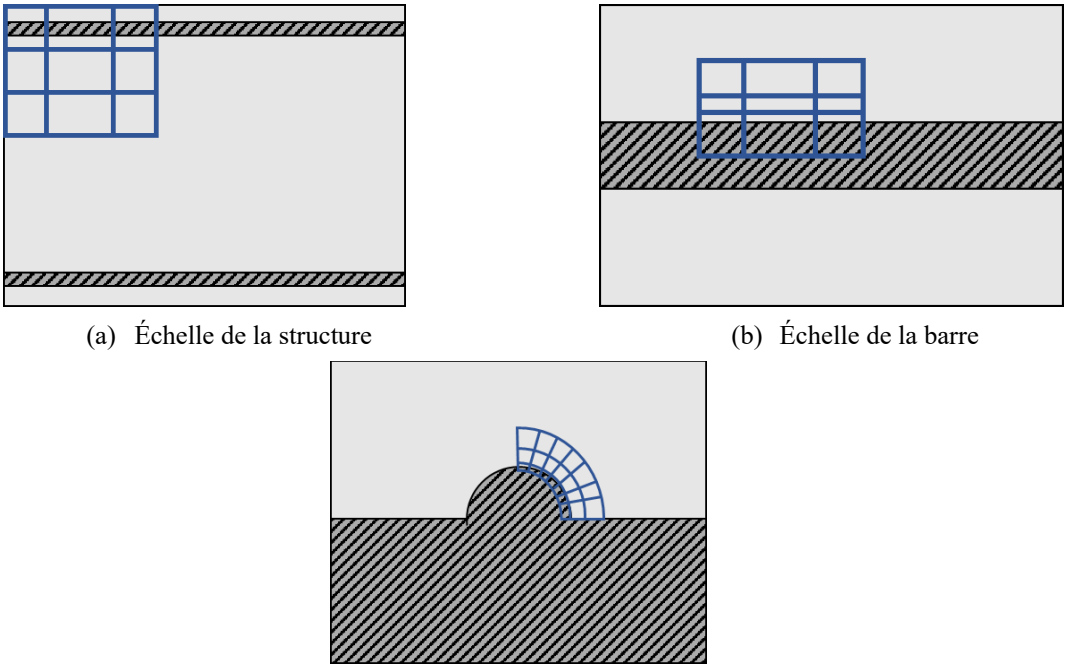
(a) Relation σ-ε en phase pré-pic (b) Relation σ-w en phase post-pic

Figure 2.5 Comportement typique du BFUP en traction adaptée de Massicotte et Ben Ftima (2017)

2.2.2 Modélisation à l'échelle de la crénelure

Il existe plusieurs échelles de modélisation de la liaison entre les barres d'armature et le béton, le choix de l'échelle de modélisation dépend de l'objectif de l'étude, qu'il s'agisse d'une compréhension des mécanismes locaux ou d'une analyse globale du comportement de la structure. Selon Cox et Herrmann (1998), il existe trois principales échelles de modélisation.

- À l'échelle de la structure (Figure 2.6a), l'armature est traitée comme un élément unidimensionnel et les lois de liaison sont simplifiées. Bien que ces modèles puissent perdre certains détails des interactions locales, ils sont utiles pour l'analyse de grandes structures et pour comprendre les réponses globales.
- À l'échelle de la barre (Figure 2.6b), où à la fois l'armature et le béton sont traités comme des éléments continus, homogénéisant l'interaction mécanique des crénelures comme un phénomène d'interface.
- À l'échelle des crénelures (Figure 2.6c), qui se concentre sur la discrétisation explicite des crénelures des barres d'armature. Ces modèles fournissent des informations détaillées sur les mécanismes de liaison. Seule cette dernière représentation sera abordée dans ce chapitre.



(a) Échelle de la structure

(b) Échelle de la barre

(c) Échelle de la crénelure

Figure 2.6 Modélisation de l'armature en fonction de l'échelle d'analyse adaptée de Cox et Herrmann (1998)

Dans leur article, Lagier et al. (2016a) présentent une modélisation plus complexe de la liaison entre les barres d'armature et le béton. Ils ont utilisé un modèle 3D non linéaire par éléments finis représentant complètement la géométrie de chaque crénelure, comme le montre la Figure 2.7. Il est important de noter que dans ce modèle :

- l'axe des crénelures est orthogonal à l'axe des barres, car l'effet de l'orientation des crénelures a été considéré comme négligeable;
- les crénelures longitudinales n'ont pas été incluses dans le modèle, car elles contribuent peu à l'ancrage;
- la face des crénelures est inclinée.

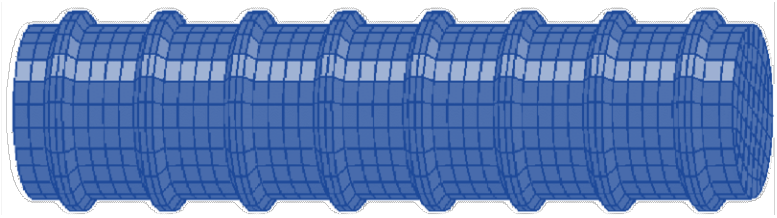


Figure 2.7 Maillage de la barre d'armature à géométrie simplifiée Lagier et al. (2016a)

L'interface entre les barres d'armature et le béton est définie par une méthode de pénalisation pour tenir compte des contraintes normales et tangentielles, ainsi que par un critère de Mohr-Coulomb. L'objectif principal de cette étude était de reproduire le comportement du transfert des efforts entre les barres d'armatures et le BFUP dans la configuration d'un joint de chevauchement en contact. Il a pu être montré que la taille du maillage optimale, permettant d'obtenir des résultats adéquats avec un temps d'analyse raisonnable, correspond à la taille des crénelures. C'est ce modèle qui sera utilisé dans le cadre de la modélisation de cette maîtrise. Les paramètres d'interaction entre l'acier et le béton identiques à ceux utilisés par Lagier et al. (2016a) sont détaillés à la section 4.2.4.

2.3 Liaison armature béton

2.3.1 Définitions

La longueur d'ancrage se définit comme la longueur nécessaire à une barre d'armature dans le béton pour atteindre sa pleine capacité de charge, généralement associée en conception à la plastification de la barre. La longueur de chevauchement désigne la distance requise pour une superposition efficace entre deux barres d'armature qui permet d'assurer une continuité mécanique et structurelle dans laquelle les efforts (de traction ou compression) transitent d'une barre à l'autre sur cette longueur.

2.3.2 Mécanismes d'interaction armature – béton

2.3.2.1 Contrainte tangentielle

Dans le domaine du béton armé, l'interaction entre le béton et les barres d'armature est primordiale pour le transfert des efforts structuraux. Selon Lutz et Gergely (1967) ainsi que Wang (2009) , cette interaction repose sur trois mécanismes fondamentaux :

- l'adhésion chimique;
- le frottement entre les surfaces rugueuses;
- la butée mécanique des crénelures des barres sur le béton avoisinant.

Au début du développement du béton armé, les armatures étaient lisses et dépourvues de crénelures, l'adhérence dépendait alors principalement de l'adhésion chimique et du frottement à l'interface. Cependant, avec l'introduction des barres crénelées vers le milieu du 20^{e} siècle, la résistance de la liaison s'est nettement améliorée grâce à l'interaction mécanique entre les crénelures et le béton.

D'après l'ACI Committee (2003), Roy et al. (2019) et Cairns (2015), bien que l'adhésion chimique et le frottement contribuent à la résistance de la liaison entre le béton et la barre d'armature, ils offrent une capacité limitée face aux contraintes tangentielles. Ainsi, la majorité des transferts mécaniques entre l'armature et le béton se font via la butée des crénelures. Cette interaction induit des contraintes de traction importantes dans le béton, ce qui peut contribuer à augmenter le risque de ruptures fragiles, caractérisées par l'ouverture soudaine de macrofissures. La performance de la liaison entre une barre d'armature et le béton peut être représentée par une courbe exprimant la contrainte tangentielle en fonction du glissement (τ-S_{LE}), comme illustrée à la Figure 2.8.

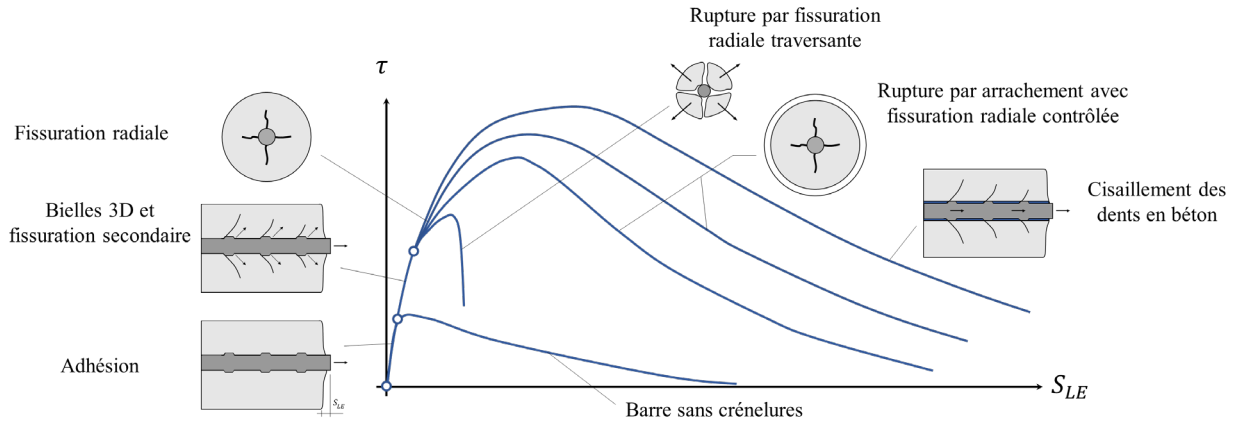


Figure 2.8 Représentation schématique des contraintes tangentielles-glissement d'un essai adaptée de Redaelli (2009)

2.3.2.2 Modes de rupture

Comme le montre la Figure 2.9, lorsque les crénelures entrent en contact avec le béton, elles contribuent au développement de bielles de compression inclinées, engendrant une pression radiale autour de l'armature et une tension circonférentielle dans le béton. Cette pression radiale σ_r, associée à la pression tangentielle σ_t, crée un anneau de tension radiale visant à équilibrer les forces en action.

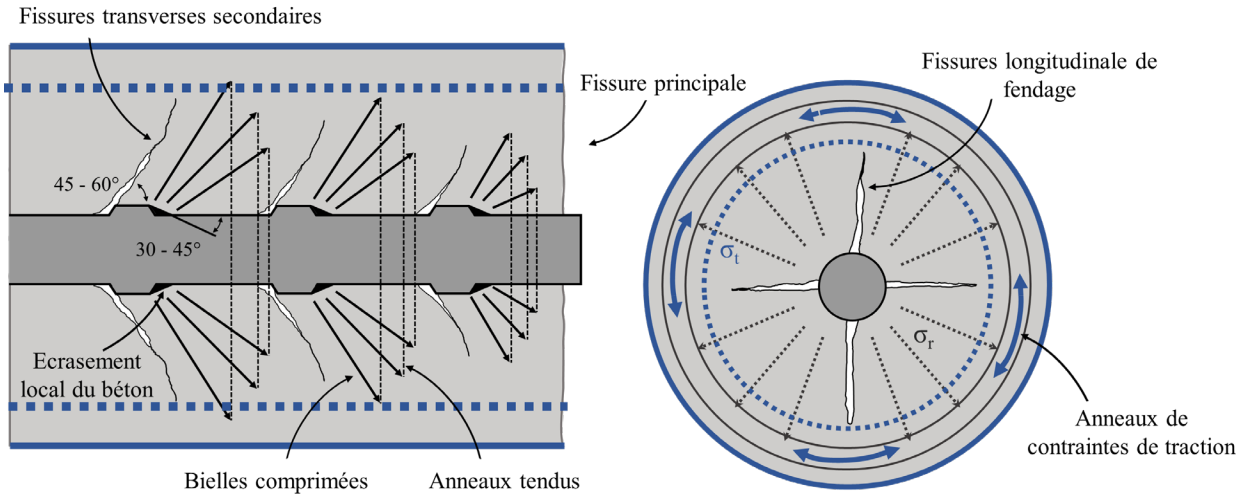
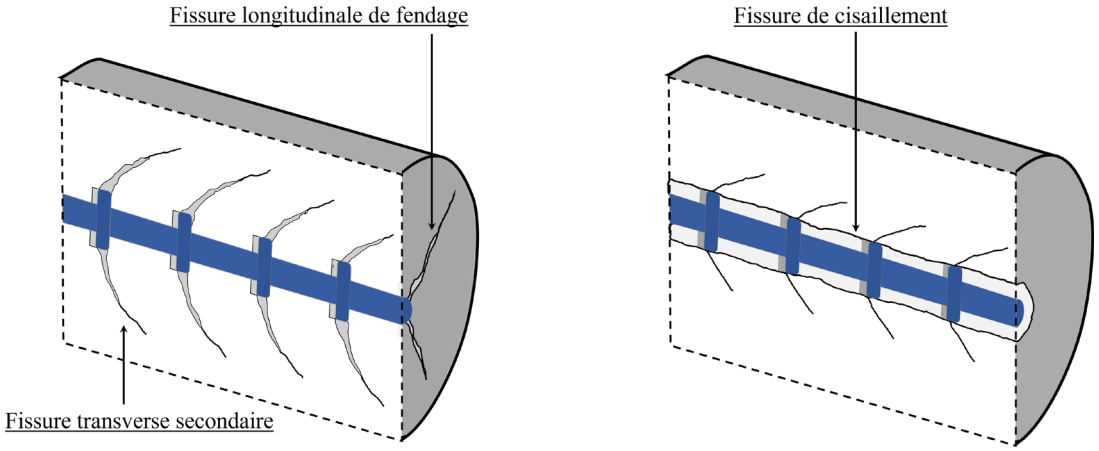


Figure 2.9 Mécanisme de butée des crénelures adaptée de Redaelli (2009)

La résistance du béton enrobant la barre est déterminante pour le mode de rupture. Une faible résistance peut conduire à une fissure de fendage longitudinale, partant de l'armature jusqu'à la surface libre du béton, comme le montre la Figure 2.10a, résultant en une rupture par fendage. Ce phénomène se produit quand le béton manque de confinement ou de résistance en traction. À l'opposé, une résistance adéquate de l'enrobage crée un plan de fissuration autour des crénelures, avec une adhérence reposant sur le frottement entre le béton, conduisant à une rupture par arrachement (Figure 2.10b). Cependant, selon Azizinamini et al. (1993), une plus grande résistance à la traction dans les BHP prévient l'écrasement du béton autour des crénelures. Ainsi, la rupture par arrachement est plus susceptible de se produire dans des bétons de résistance standard, tandis que le béton à haute résistance tend à se fissurer avant tout écrasement.



(a) Rupture par fendage (b) Rupture par arrachement

Figure 2.10 Modes de rupture adaptée de Lettow (2006)

2.3.3 Joint de chevauchement

2.3.3.1 Joint de chevauchement avec contact

Mécanisme de transfert d'efforts

Le comportement d'un joint de chevauchement en traction s'assimile à celui d'une zone d'ancrage, avec quelques nuances spécifiques. Dans les deux cas, le transfert des efforts prédominant se fait par la butée des crénelures contre le béton. Les crénelures jointées s'appuient quant à elles les unes contre les autres. Dans un joint de chevauchement, l'effort d'une barre est transmis à l'autre via le béton environnant, impliquant que les bielles de compression inclinées générées par les crénelures soient équilibrées par un anneau de contraintes en traction dans le béton environnant de la barre d'armature pour garantir la résistance du joint, comme illustré par la Figure 2.11.

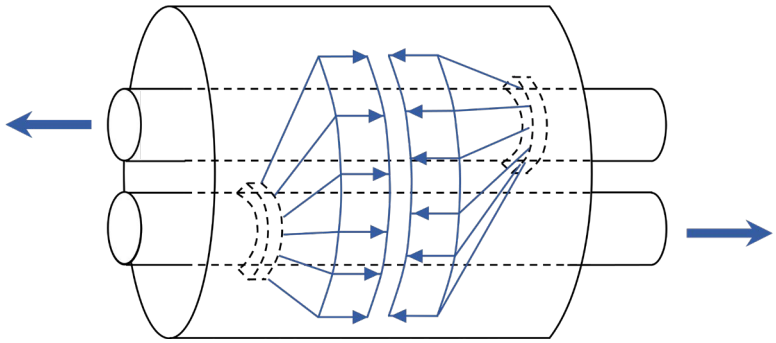


Figure 2.11 Mécanisme de transfert d'efforts dans un joint de chevauchement en contact adaptée de Spieth (2002)

Modes de rupture

Les joints de chevauchement, tout comme les barres simplement ancrées, peuvent présenter des ruptures par fendage ou par arrachement. Toutefois, la rupture par fendage, marquée par des fissures longitudinales, est plus courante dans les éléments en béton armé avec des zones de chevauchement comme illustré à la Figure 2.12. Ces fissures se développent lorsque la contrainte de traction excède la résistance limite du béton environnant. La configuration et l'ouverture des fissures dépendent de l'orientation des barres chevauchées et du confinement offert par le béton environnant. Des études menées par Eligehausen (1979), Ferguson et Briceno (1968) ainsi que par Tepfers (1973), ont mis en évidence des schémas de fissuration influencés par l'épaisseur d'enrobage et l'espacement entre les barres. Ces modèles varient entre un plan de rupture longitudinal (Figure 2.13a), un schéma en « V » (Figure 2.13b), ou une combinaison des deux (Figure 2.13c), en fonction de l'épaisseur d'enrobage horizontal et vertical et de l'espacement entre les barres.

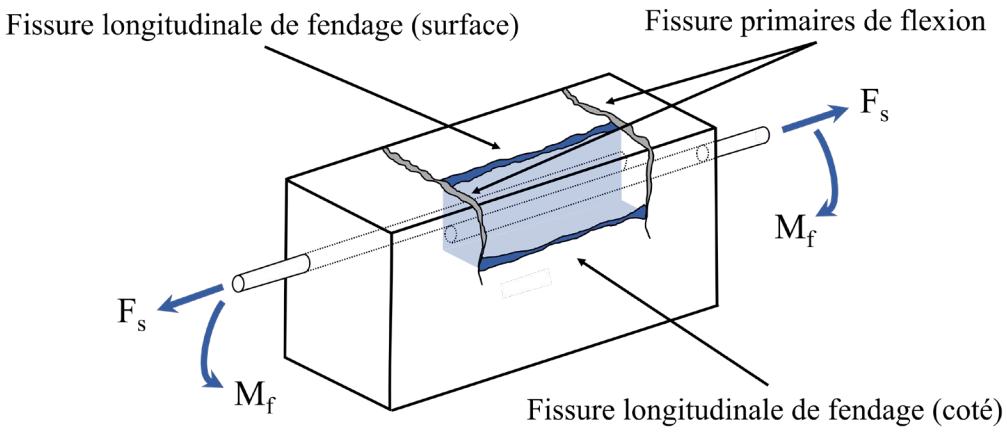


Figure 2.12 Fissures primaires de flexion et fissures longitudinales de fendage en zone de chevauchement en contact adaptée de Lagier (2015)

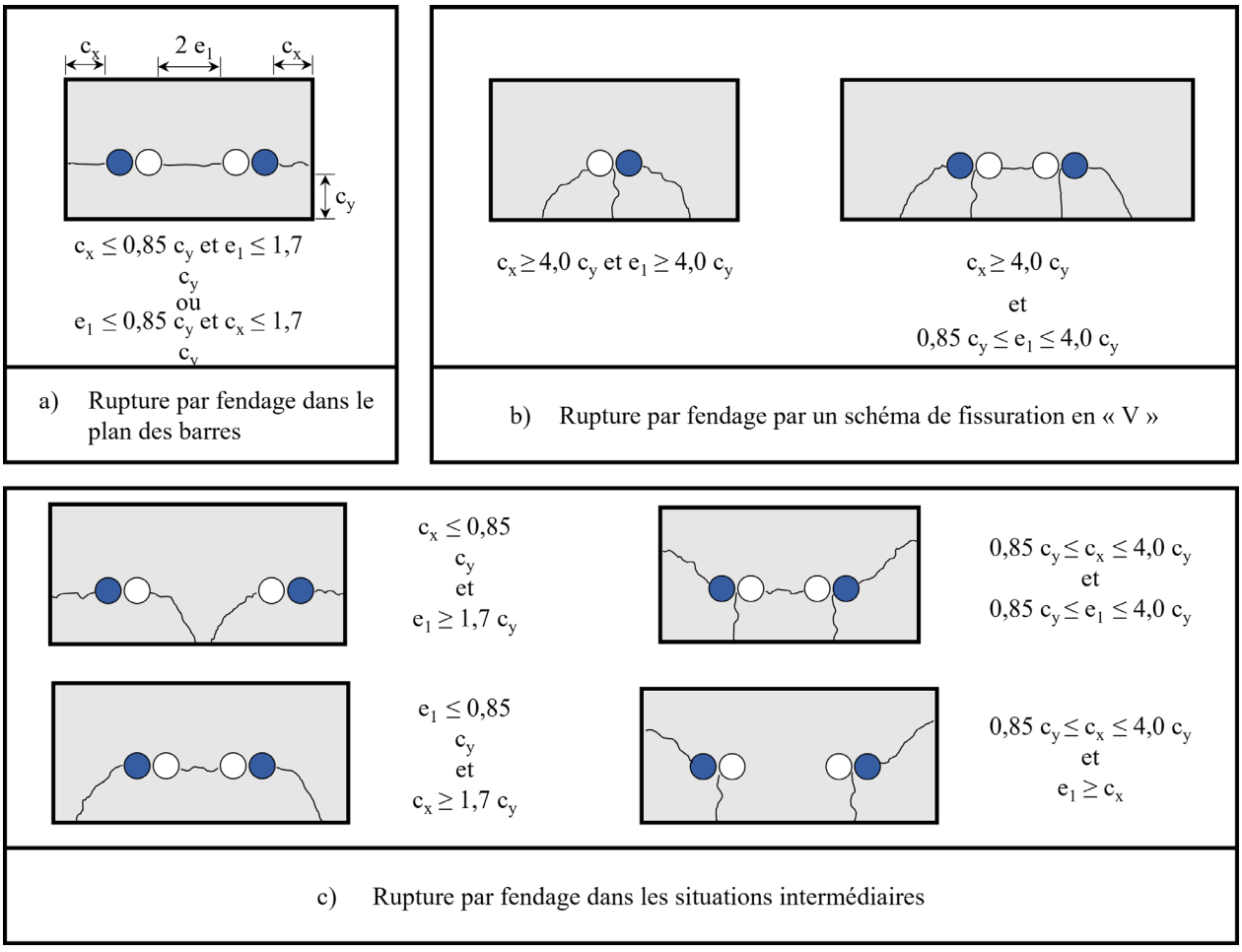


Figure 2.13 Orientation des fissures de fendage pour un chevauchement en contact adaptée de Eligehausen (1979)

2.3.3.2 Joint de chevauchement sans contact

Mécanisme de transfert d'efforts

Dans les configurations de joints de chevauchement sans contact, la transmission des efforts s'effectue par des bielles de compression, où la force de la barre sollicitée est d'abord transférée au béton environnant qui, à son tour, transfère la force aux barres d'armatures adjacentes comme présenté à la Figure 2.14. Comme pour les joints en contact, le béton environnant et les aciers transversaux permettent d' équilibrer la pression radiale.

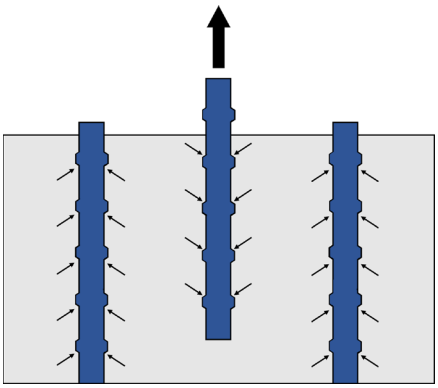


Figure 2.14 Bielles de compression entre barres pour un joint de chevauchement sans contact adaptée de Yuan et Graybeal (2015)

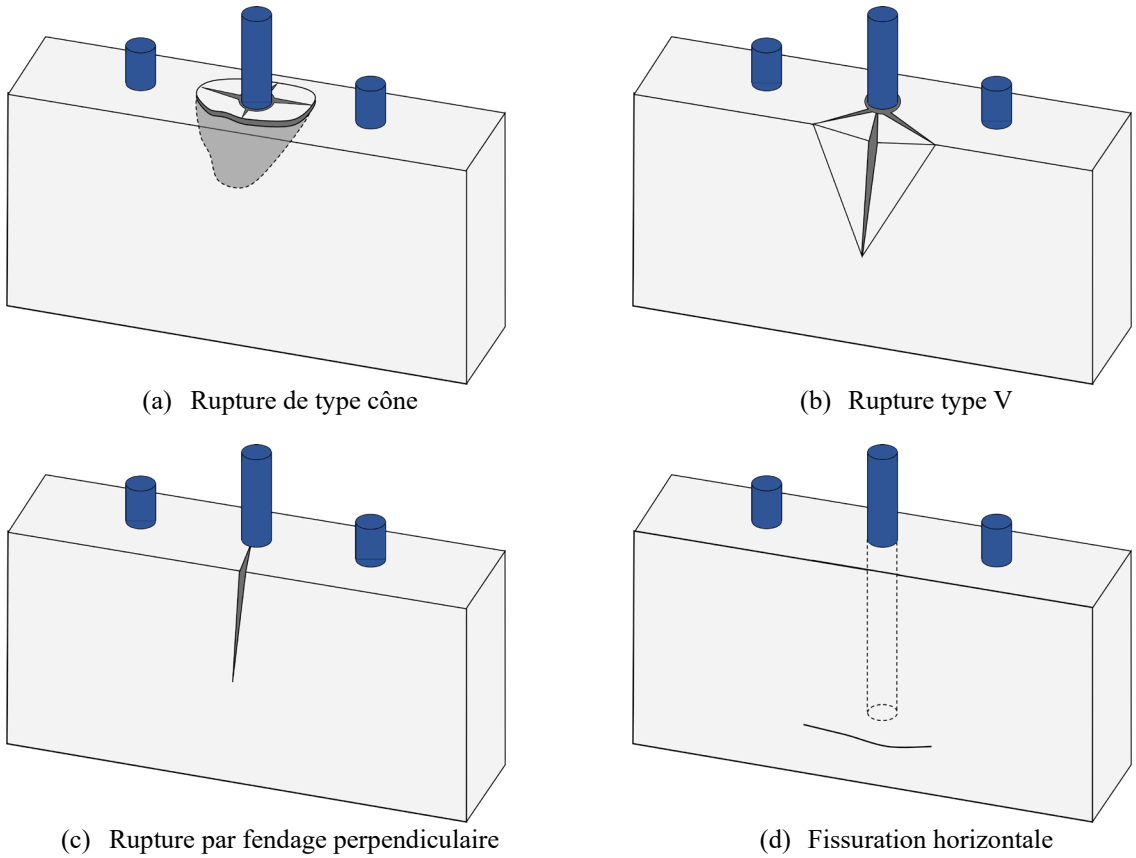
Modes de rupture

L'analyse des modes de défaillance menée dans les expérimentations de Fehling et al. (2012) sur l'ancrage des barres d'armature sans contact dans le BFUP a principalement révélé trois types de rupture entraînant la défaillance de l'ancrage.

- Rupture en cône de béton. Ce mode de défaillance se caractérise par la formation d'un cône de béton qui se brise et se détache autour de la barre d'armature. Ce phénomène se produit autour du point d'ancrage de la barre dans le béton (Figure 2.15a).
- Rupture de type « V ». Dans ce mode de défaillance, des fissures se forment en forme de « V » près du point d'application de la charge. Ce type de fissuration indique une concentration de contraintes et se produit près de la zone où la force est appliquée à la barre d'armature (Figure 2.15b).
- Fendage perpendiculaire. Ce mode de défaillance se manifeste par des fissures qui se développent sur toute la longueur de liaison de la barre d'armature dans le béton. Contrairement à la rupture de type « V », ces fissures ne se concentrent pas uniquement

près du point d'application de la charge, mais se propagent sur une plus grande étendue (Figure 2.15c).

Pour tous ces types de ruptures, une fissure transversale est apparue à l'extrémité de la barre soumise à des efforts de traction comme illustré à la Figure 2.15d. Cela indique une régularité dans le comportement du BFUP et la manière dont les contraintes sont réparties et gérées à l'extrémité de la barre chargée.



(a) Rupture de type cône

(b) Rupture type V

(c) Rupture par fendage perpendiculaire

(d) Fissuration horizontale

Figure 2.15 Modes de défaillance du béton adaptée de Fehling et al. (2012)

2.3.4 Facteurs affectant la performance d'un joint de chevauchement en BFUP

Enrobage

Deng et al. (2018) et Qi et al. (2021) ont montré dans leurs études respectives que la contrainte maximale et la rigidité de la liaison s'améliorent avec l'augmentation de l'épaisseur de l'enrobage. Deng et al. (2018) attribuent cette amélioration à un meilleur confinement des contraintes, résultant de l'effet de pontage des fibres qui se renforce avec l'épaississement de l'enrobage. Cela limite plus efficacement l'élargissement et la propagation des fissures. Néanmoins, ils ont observé que cette amélioration n'était plus significative pour des épaisseurs d'enrobage supérieures à 3,4d_b. Par ailleurs, les recherches menées par Fehling et al. (2012) et Qi et al. (2021) ont mis en évidence l'impact de l'épaisseur de l'enrobage sur le mode de rupture. Pour des enrobages faibles, des ruptures de type « V » sont constatées, menant à une défaillance prématurée du spécimen. Avec un enrobage en béton plus épais, un mode de rupture combiné de fendage perpendiculaire et de type « V » se manifeste. Au-delà de 2d_b d'enrobage, les ruptures de type V disparaissent sur la surface du béton, et le fendage perpendiculaire devient le mode de rupture dominant. Les ruptures en cône se produisent généralement avec des longueurs d'ancrage inférieures à 6d_b et avec un enrobage supérieur à 2d_b.

Fibres

Les recherches menées par Lagier et al. (2016b); Roy et al. (2019) et Ma et al. (2020) ont révélé que l'augmentation du volume des fibres dans le BFUP entraîne une nette amélioration de la résistance moyenne des joints de chevauchement. Les travaux de Haber et Graybeal (2018) ont montré que l'augmentation du dosage de fibres dans le béton n'affecte pas la pente initiale de la courbe contrainte-glissement, mais a un effet notable sur la capacité maximale atteinte ainsi que sur la dissipation d'énergie après le pic de contrainte. Roy et al. (2019) ont expliqué que cette amélioration est due à une meilleure transmission des efforts de traction à travers les fissures, ce qui accroît la capacité d'absorption d'énergie jusqu'à la rupture. Toutefois, ils ont également noté que le BFUP renforcé pourrait être sujet à une rupture fragile soudaine en raison de l'ouverture brusque d'une macrofissure unique.

Longueur d'ancrage

Yuan et Graybeal (2015) ont établi que la longueur de développement requise pour les barres d'armature peut être significativement réduite dans le BFUP par rapport à un béton ordinaire. Parallèlement, l'étude de Lagier et al. (2016b) a montré que, contrairement aux BHP où l'effet était négligeable, le doublement de la longueur de chevauchement (de $5d_b$ à $10d_b$) dans le BFUP entraîne une augmentation de la résistance de liaison, grâce à une meilleure contribution de chaque crénelure sur cette longueur. Tastani et al. (2015) ainsi que Fehling et al. (2012) ont constaté qu'une plus grande longueur d'ancrage améliore la résistance maximale de l'acier jusqu'à un certain seuil, au-delà duquel il n'y a plus d'amélioration de la capacité d'ancrage. Fehling et al. (2012) ont également noté que cette augmentation ne correspond pas forcément à une contrainte d'initiation de rupture plus élevée. Les études de Qi et al. (2021) et Fehling et al. (2012) ont mis en évidence l'impact des longueurs d'ancrage sur la résistance des joints en BFUP. Une longueur d'ancrage insuffisante peut entraîner une baisse de la résistance et des ruptures en cône de béton et en « V ». Il été mis en évidence par Qi et al. (2021) que la contrainte tangentielle augmente avec la longueur d'ancrage, mais atteint un plateau à partir d'une longueur de $4d_b$. Ce phénomène s'explique par une distribution des contraintes devenant progressivement plus uniforme et moins variable au-delà d'une longueur d'ancrage de $4d_b$.

Diamètre de la barre

L'influence du diamètre des barres d'armature sur les performances des joints de chevauchement en BFUP a été étudiée par Yuan et Graybeal (2015), Deng et al. (2018) ainsi que Qi et al. (2021), qui ont tous observé une augmentation de la contrainte maximale atteinte lorsque le diamètre de la barre ancrée diminue. Les résultats de Qi et al. (2021) indiquent que l'augmentation du diamètre des barres n'affecte pas le mode de défaillance, mais que néanmoins, il a été constaté que l'influence du diamètre de la barre était plus importante pour les petites longueurs d'ancrage. Deng et al. (2018) montrent qu'un diamètre plus petit favorise une meilleure ductilité de la pente suivant le pic de charge de la courbe de contrainte tangentielle – glissement. Hailong et al. (2015) expliquent ce phénomène du fait que les barres d'armature de plus grand diamètre nécessitent des longueurs d'ancrage plus importantes pour atteindre la même contrainte de traction maximale, en raison d'une distribution non uniforme des contraintes le long de la barre.

Géométrie des crénelures

La liaison entre le béton et les barres d'armatures est fortement influencée par la configuration des crénelures, notamment leur hauteur et leur espacement. L'ACI Committee (2003) décrit l'aire relative des crénelures comme un paramètre clé, définissant la géométrie des barres. Cette aire relative correspond au rapport entre la surface d'appui de la crénelure et la surface de cisaillement, comme illustré par la Figure 2.16.

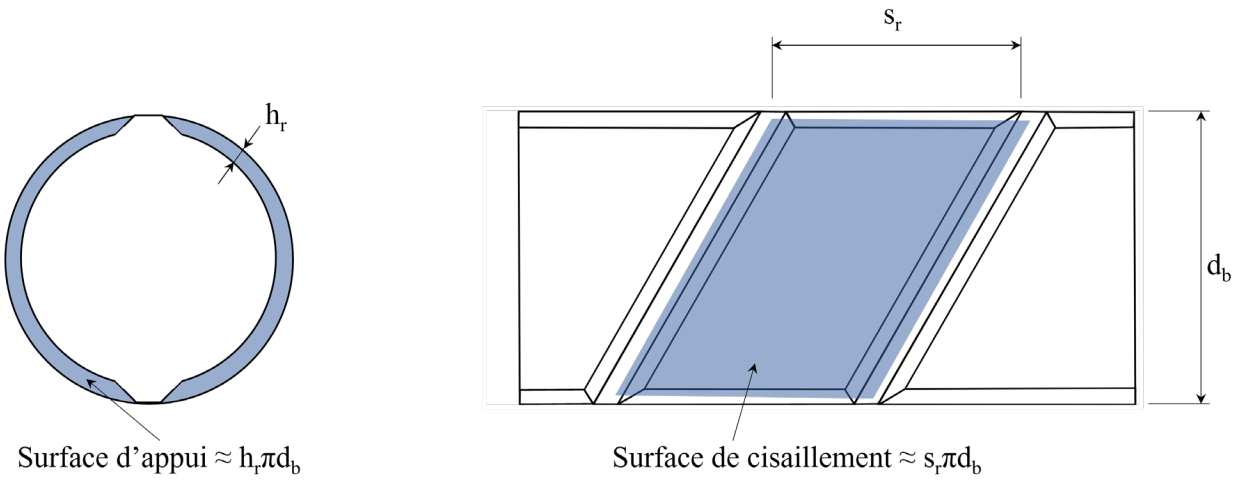


Figure 2.16 Définition de l'aire relative des crénelures adaptée de l'ACI Committee (2003)

L'expression simplifiée de l'aire relative des crénelures peut être formulée comme suit :

$$R_r = \frac{\text{Surface d'appui}}{\text{Surface de cisaillement}} = \frac{h_r \pi d_b}{s_r \pi d_b} \approx \frac{h_r}{s_r} \tag{2.1}$$

Avec

h_r : la hauteur des crénelures
s_r : l'espacement entre deux crénelures

Tastani et Pantazopoulou (2009) ont montré qu'une plus grande aire relative des crénelures améliore significativement la magnitude des efforts transmis et la rigidité de la liaison, tout en réduisant l'amplitude de glissement. Ces améliorations s'expliquent par l'implication plus importante de la surface de béton dans le processus de butée des crénelures.

Armature transversale

Dans leurs études respectives, Toshiyuki et Hiroshi (2015) ainsi que Ma et al. (2020) ont constaté que, comme pour les éléments en béton armé ordinaire, l'ajout d'étriers dans le BFUP augmente la résistance des liaisons. Ils ont observé que les étriers jouent un rôle crucial dans la limitation des fissures de fendage en contrebalançant la tension circonférentielle générée par les crénelures des barres d'armature en butée dans le béton. Cette fonction des étriers est assimilable à un accroissement de l'épaisseur effective de l'enrobage de BFUP autour des barres d'armature, conformément aux observations de ACI Committee 318 (2019).

Disposition du chevauchement

L'étude de Yuan et Graybeal (2015) a montré que la force de liaison était influencée par l'espacement des barres. Les contraintes atteintes pour des configurations de joints de chevauchement sans contact ont montré des performances supérieures aux configurations de joints par contact, cela peut s'expliquer par le fait que l'espacement serré entre les barres limite la capacité du renforcement de l'ancrage par la mise en action des fibres du BFUP. Les tendances observées entre les joints avec et sans contact des BFUP sont opposées à ce qui avait pu être montré par des études antérieures sur le béton non renforcé par des fibres.

Plastification de la barre

L'influence de la plastification et du type d'armature sur les performances d'un joint de chevauchement en BFUP a été étudiée dans le cadre des travaux de Yuan et Graybeal (2015) qui ont comparé des barres classiques et à hautes résistances. Pour des contraintes inférieures à la limite élastique de la barre classique, les deux types de barres ont sensiblement le même comportement. Mais une fois cette contrainte dépassée, les barres à hautes résistances sont bien plus performantes que les barres classiques. Selon Ma et al. (2020), la raison de cette baisse de performance vient de la striction de la barre d'armature qui tend à faire diminuer la pression radiale de la barre d'armature sur le BFUP environnant, particulièrement prononcée après la plastification des barres.

Ancrage mécanique

L'étude menée par Lee et Lee (2015) s'est intéressée à l'efficacité de différentes techniques d'ancrage dans les joints de chevauchement en BFUP. Ils ont constaté que l'utilisation de crochets et de boucles en U n'apporte pas d'amélioration significative des performances par rapport aux joints réalisés avec des barres droites. Cette observation suggère que, dans le contexte du BFUP, les méthodes traditionnelles d'ancrage pourraient être suffisantes pour atteindre les performances requises.

Revêtement de la surface des barres d'armatures

L'influence du revêtement de la surface des barres d'armatures, notamment l'époxy, a été étudiée par Alkaysi et El-Tawil (2017) et par Yuan et Graybeal (2015) qui ont pu montrer que les barres sans revêtement atteignent des contraintes en traction supérieures à celles des barres enrobées d'époxy. Ce résultat suggère que l'enduit d'époxy peut réduire la performance de l'ancrage entre les armatures et le BFUP, notamment en modifiant la surface de contact et l'adhérence entre l'armature et le BFUP.

Types d'essai

Diverses géométries d'essais ont été proposées pour caractériser l'ancrage des barres d'armature dans le BFUP, comme illustré à la Figure 2.17. L'influence des géométries et des conditions aux limites des différents spécimens est une considération importante dans l'étude expérimentale visant à déterminer la capacité d'ancrage des barres. En effet, les contraintes induites par les conditions aux limites des dispositifs d'essai peuvent entraîner une surestimation des valeurs de résistance de l'ancrage.

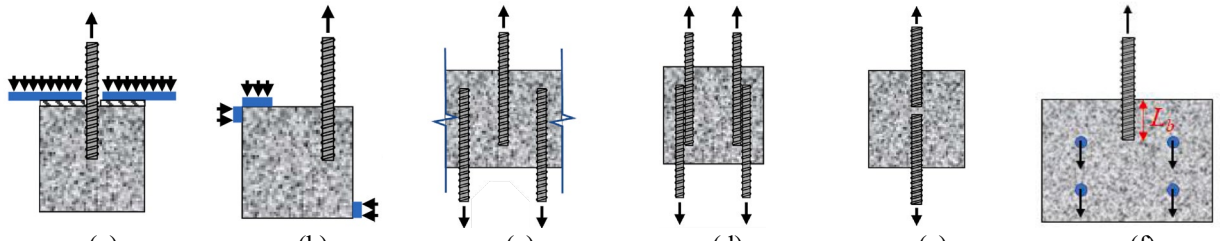


Figure 2.17 Configurations d'essais d'ancrage : (a) Essai de traction standard; (b) Essai d'extrémité de poutre; (c) Essai de chevauchement sans contact; (d) Essai de chevauchement sans contact; (e) Essai de traction direct; (f) Essai de traction direct modifié (Tsiotsias & Pantazopoulou, 2021)

2.3.5 Recherche faite à Polytechnique sur l'interaction entre l'armature BFUP

Plusieurs projets de recherche dédiés à l'étude de l'ancrage des barres d'armature dans le BFUP ont été menés à Polytechnique Montréal. Des études à la fois expérimentales et numériques ont permis de mieux comprendre les facteurs influençant la performance de l'ancrage des barres d'armatures dans le BFUP.

2.3.5.1 Étude réalisée par Lagier (2015)

L'étude de Lagier (2015) comprenait une phase expérimentale et une phase de modélisation numérique sur des joints de chevauchement en contact.

- Dans la phase expérimentale, un programme a été mené pour tester différents aspects tels que les longueurs de chevauchement, les diamètres des barres, et les types de BFUP. Une particularité de cette campagne expérimentale était l'utilisation d'une instrumentation interne des barres d'armature pour mesurer précisément la distribution des contraintes sans perturber les propriétés de l'interface entre les barres et le BFUP. Les résultats ont révélé une amélioration notable de la liaison entre une barre d'armature et le BFUP et un contrôle de la fissuration par fendage, avec une distribution de contrainte tangentielle maximale relativement constante pour des longueurs de chevauchement de 5 à 10d_b.
- Pour la modélisation numérique, un modèle d'éléments finis 3D à l'échelle de la crénelure (Figure 2.18) a été développé sous ABAQUS/*Explicit* en utilisant le modèle constitutif de matériaux EPM3D pour modéliser le BFUP tel que présenté à la section 2.2.1. Ce modèle numérique a fidèlement reproduit la résistance maximale, le mode de rupture par fendage, et la distribution des contraintes. L'analyse a souligné l'importance d'évaluer précisément les caractéristiques de résistance et de déformation en traction du BFUP, en considérant l'orientation et la dispersion des fibres.

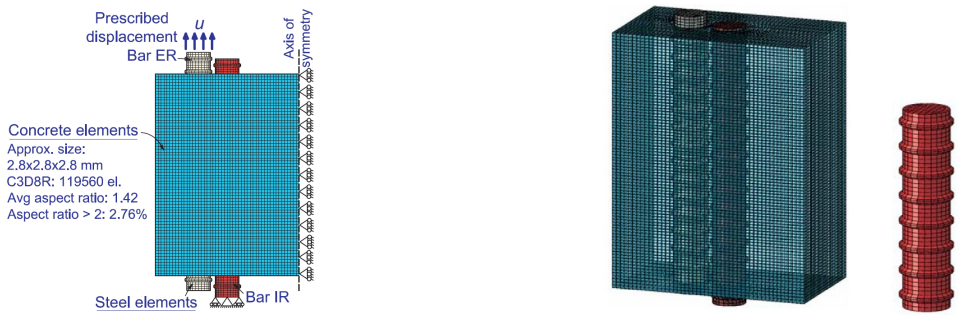


Figure 2.18 Modèle d'éléments finis de l'ancrage à l'échelle de la crénelure Lagier (2015)

2.3.5.2 Étude réalisée par Rosini (2018)

Rosini (2018) s'est concentrée sur le développement d'un modèle numérique de joints de chevauchement en utilisant un modèle d'éléments finis à l'échelle de la crénelure sur ABAQUS/Explicit avec le modèle constitutif EPM3D pour le BFUP. Le projet s'est divisé en trois phases principales.

- Développement des modèles numériques. Cette étape a impliqué la création de modèles numériques pour étudier les effets des conditions aux frontières, ce qui a permis de définir un modèle de référence pour l'étude expérimentale. Cette étude a révélé que les restrictions latérales avaient un impact important sur des modèles de taille réduite, ce qui a orienté la recherche vers des modèles de plus grandes dimensions contenant neuf armatures chevauchées pour éviter des estimations erronées des capacités ultimes de la zone d'ancrage.

- Validation expérimentale de la méthodologie. La validation a été effectuée grâce à une campagne expérimentale sur six joints de chevauchement en BFUP sollicités en traction directe. Ces essais ont montré l'impact des configurations d'ancrage sur les capacités ultimes et le glissement des armatures. Il a été observé que la présence d'armatures pouvait perturber le flux de BFUP lors de la mise en place, réduisant ainsi les performances en traction du BFUP de près de 50% en raison de l'orientation défavorable des fibres.

- Étude paramétrique numérique. Cette étude a visé à estimer les capacités maximales de différentes configurations de joints de chevauchement réel en fonction la longueur d'ancrage, l'enrobage des armatures chevauchées et les propriétés du BFUP comme illustré à la Figure 2.19. Trois modes de ruine principaux ont été identifiés : fissuration longitudinale, fissuration à l'extrémité non chargée des armatures, et fissuration par fendage. Il a été montré que l'utilisation d'armatures transversales n'apportait pas une résistance significative pour des joints de chevauchement de $10d_b$.

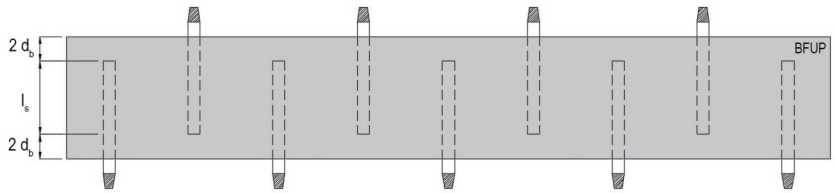


Figure 2.19 Schéma d'une section longue considérée pour l'étude paramétrique de Rosini (2018)

2.3.5.3 Étude réalisée par Bastide (2020)

Dans le cadre de cette maîtrise, Bastide (2020) a poursuivi l'étude de l'ancrage d'armature dans le BFUP en développant un essai local. L'essai local développé, nommé « essai d'Ancrage en Traction Directe » a été sélectionné après une étude numérique approfondie et est illustré à la Figure 2.20. Cette étude a utilisé des modèles d'éléments finis à l'échelle de la crénelure sur ABAQUS/*Explicit* avec le modèle constitutif EPM3D pour le BFUP. L'analyse des modèles numériques réalisés pour cette configuration permet de spécifier que cet essai n'est pas directement représentatif du comportement d'un joint de chevauchement, mais plutôt de l'ancrage d'une barre unique dans le BFUP. Les résultats de l'essai ATD ont montré des contraintes maximales inférieures à celles observées dans des joints continus avec des caractéristiques d'enrobage et de longueur d'ancrage similaires, offrant ainsi une estimation conservatrice de la capacité maximale de l'ancrage.

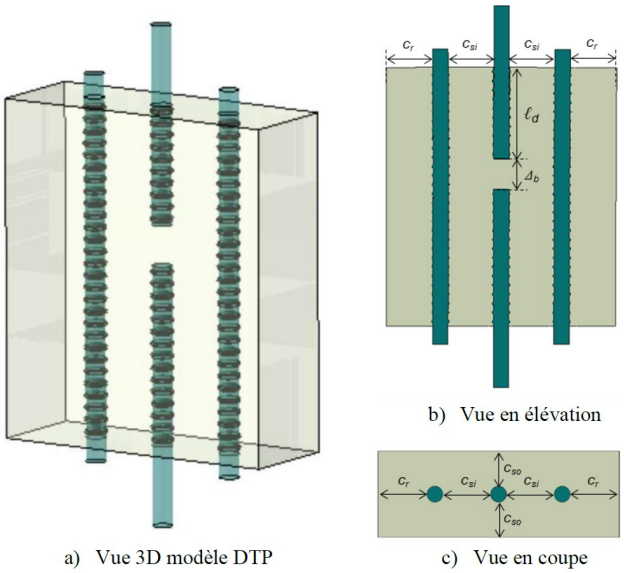


Figure 2.20 Spécimen ATD Bastide (2020)

Dans le cadre de ces recherches, Bastide (2020) a mené une campagne expérimentale sur onze spécimens ATD en variant la longueur d'ancrage (de $6d_b$ à $12d_b$) et l'enrobage extérieur (de $1{,}5d_b$ à $2{,}0d_b$) et en utilisant des barres à haute résistance (A1035 No. 10). L'étude a également évalué l'impact des barres transversales et de la plastification de la barre ancrée. Les spécimens ont été coulés de manière à favoriser une orientation des fibres parallèlement au plan des barres d'armature. Les principales conclusions sont les suivantes.

- Des capacités supérieures à 600 MPa sont atteintes pour des longueurs d'ancrage de $10d_b$, avec une rupture par fendage perpendiculaire pour la plupart des spécimens. Les spécimens avec des armatures transversales présentaient un fendage dans le plan des barres en plus, mais ce dernier n'a jamais été celui qui contrôlait la rupture du spécimen.
- La capacité maximale a augmenté avec la longueur d'ancrage et l'enrobage transversal c_{so} de manière quasi linéaire.
- L'entrée dans la phase de plastification des barres d'armature de nuances 400W n'a pas significativement influencé la capacité maximale développée.
- Les barres transversales ont grandement amélioré la capacité de l'ancrage, en augmentant de 60% la contrainte maximale atteinte par rapport aux cas sans ces barres transversales, confirmant leur rôle essentiel dans l'amélioration de la résistance.
- La résistance de l'ancrage dépend grandement de la partie post-pic de la loi de traction du BFUP. En effet, la macrofissure survient avant l'atteinte de la capacité maximale, mettant en évidence l'importance de cette phase pour comprendre et prédire les capacités d'ancrage et de chevauchement en BFUP.

2.3.5.4 Étude réalisée par Zahedi (2021)

Zahedi (2021) a réalisé une étude numérique s'intéressant à l'effet des propriétés de traction du BFUP sur le comportement de l'ancrage, en particulier dans le cas des essais ATD. Cette étude a utilisé des modèles d'éléments finis à l'échelle de la crénelure sur ABAQUS/*Explicit* avec le modèle constitutif EPM3D pour le BFUP. Comme le modèle EPM3D ne permet pas de considérer des propriétés orthotropes au matériau, Zahedi (2021) a utilisé une stratégie de modélisation consistant à incorporer des bandes faibles dans le modèle numérique pour représenter des zones où les propriétés en traction étaient réduites. Ces zones ont été définies tel que présenté à la Figure 2.21, où une perturbation de l'orientation des fibres était attendue.

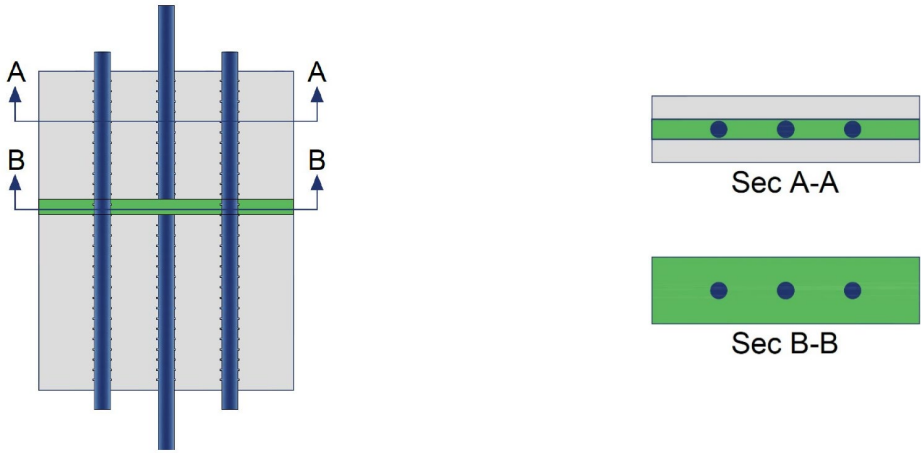


Figure 2.21 Bandes faibles introduites dans le modèle numérique du spécimen ATD Zahedi (2021)

Pour calibrer le modèle, une méthode d'analyse inverse a été utilisée en s'appuyant sur un spécimen de la campagne de Bastide (2020) comme modèle de référence. Cette méthode a permis de calibrer le modèle jusqu'à obtenir une bonne corrélation entre l'essai réel et le comportement du modèle numérique.

Une fois le modèle initial calibré, il a été validé à l'aide des résultats obtenus à partir de onze autres spécimens du programme d'essai de Bastide (2020). Cette validation a permis de confirmer la fiabilité de la stratégie de modélisation adoptée avec des résultats numériques très proches des résultats expérimentaux.

Il a été mis en avant que l'orientation des fibres dans le BFUP influence grandement le comportement de l'ancrage. En particulier, dans les cas où les fibres étaient orientées parallèlement au plan des barres d'armature, donc préférentiellement, il a fallu réduire la loi de caractérisation en traction d'un facteur de 0,9 pour calibrer le modèle contre des facteurs de 0,5 ou 0,75 dans le cas des campagnes de Lagier (2015) et Rosini (2018), où les fibres étaient orientées de manière aléatoire.

2.3.5.5 Étude réalisée par Renaud-Laprise (2022)

Une partie de l'étude de maîtrise réalisée par Renaud-Laprise (2022) porte sur une campagne expérimentale d'essais de spécimens ATD. Le programme expérimental a comparé trois types de BFUP : Ductal® 2%, Ductal® 3% et UP-F2.5 POLY. Les spécimens testés avaient tous une géométrie identique avec des barres A1035 No. 10, mais différaient par la composition du BFUP utilisé. Des essais supplémentaires avec des barres 15M 400W ont été effectués pour évaluer l'impact du carottage par rapport à un coffrage à paroi double, dans le but de standardiser l'essai ATD comme illustré à la Figure 2.22.



(a) Spécimen à parois doubles (b) Spécimen carotté

Figure 2.22 Méthodes de mise en place des barres d'armature Renaud-Laprise (2022)

Les principales conclusions de la campagne expérimentale sont les suivantes.

- Les spécimens avec Ductal® 3% ont montré une capacité à atteindre une contrainte maximale plus élevée, probablement due à un pourcentage de fibres et une résistance en traction supérieurs. Les spécimens en Ductal® 2% et UP-F2.5 avaient des performances comparables jusqu'à la contrainte maximale. La composition de la matrice du BFUP avait un impact significatif sur la performance de l'ancrage, en particulier sur la pente post-pic de la courbe contrainte-glissement.
- Pour les spécimens en BFUP Ductal® 2%, l'effet d'échelle a pu être mis en évidence, les spécimens avec des barres de petits diamètres semblaient être plus rigides, probablement en raison de l'effet d'échelle et de la taille des fibres proportionnellement plus importante.
- Le carottage des spécimens n'a pas semblé influencer leur comportement des ATD, indiquant que cette méthode de fabrication pourrait être adoptée pour simplifier la réalisation des spécimens.

2.3.5.6 Étude réalisée par Moussous (2024)

Dans le cadre de sa maîtrise, Moussous (2024) a étudié l'effet de la mise en œuvre du BFUP sur les propriétés d'ancrage des armatures en coulant des blocs à partir desquels plusieurs spécimens ATD ont été sciés tel que l'illustre la Figure 2.23.

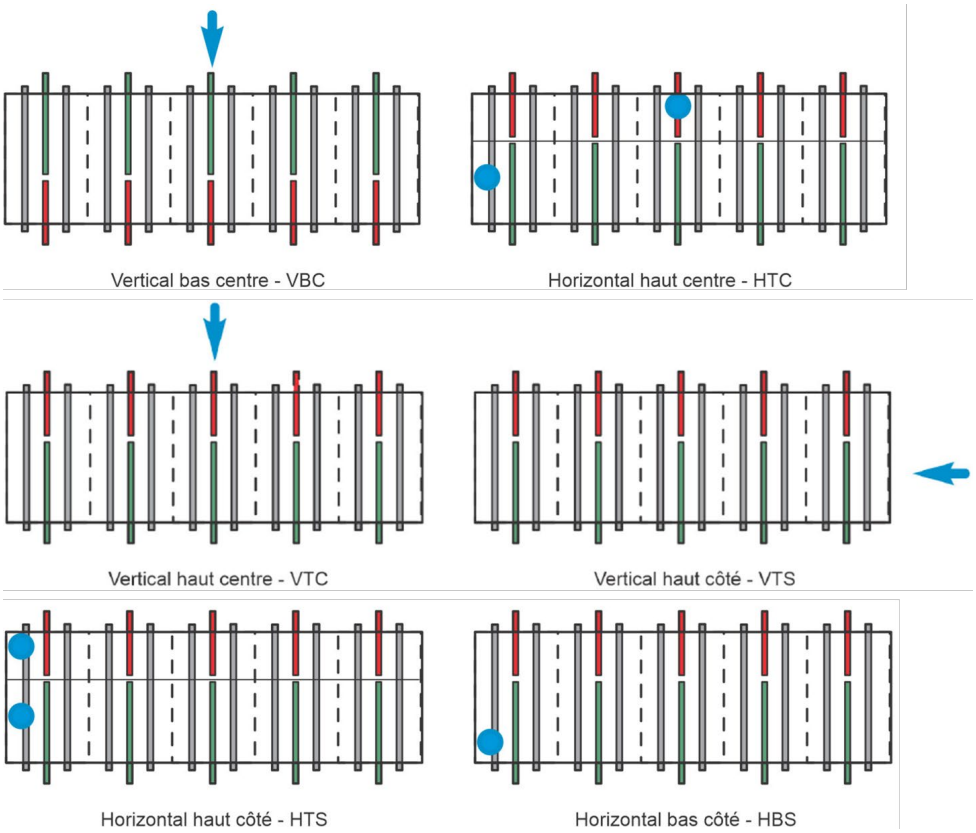


Figure 2.23 Mise en œuvre du BFUP des différents blocs ATD de Moussous (2024)

L'analyse des séries d'essais met en évidence l'influence de plusieurs paramètres sur les performances des ATD. En effet, les ATD situés aux extrémités et au point de chute du BFUP des séries VBC et VTC subissent des perturbations de flux d'écoulement qui dégradent leurs performances. Les spécimens VTS ont vu leurs performances augmenter depuis le point de coulée jusqu'à l'avant-dernier spécimen, le dernier spécimen présentant des performances inférieures en raison de l'extrémité du coffrage. La mise en place d'un plan de séparation des coulées pour les spécimens HTS et HTC, créant ainsi un double flux de coulée, a permis de réduire les disparités de performances entre les différents spécimens. Les spécimens HBS, coulés depuis l'extrémité, mais du côté des barres de support, ont atténué les écarts de contrainte causés par les spécimens VTS, avec seulement le premier spécimen montrant des performances inférieures, les fibres étant orientées de la même manière au niveau de la barre testée pour tous les autres spécimens.

CHAPITRE 3 CAMPAGNE EXPÉRIMENTALE

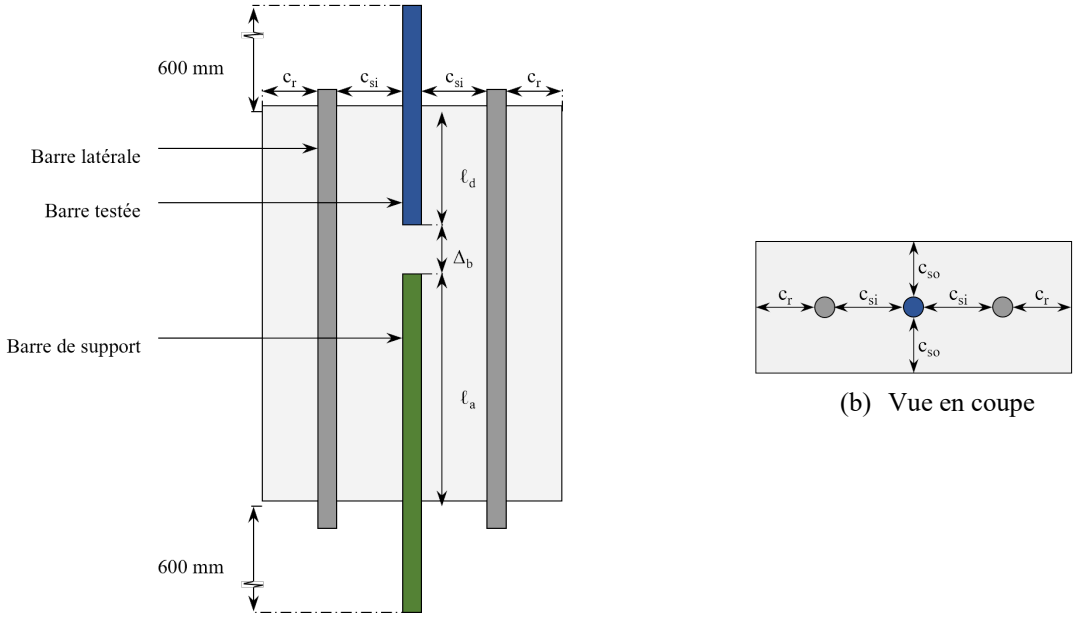
3.1 Introduction

Dans le cadre de la caractérisation de l'ancrage entre les armatures et le BFUP, des essais de type Ancrage en Traction Directe (ATD) ont été réalisés. Ces essais s'inscrivent dans la continuité des campagnes antérieures menées dans le cadre du projet de Bastide (2020), Renaud-Laprise (2022) et Moussous (2024), dont les détails sont exposés dans la section 2.3.5. La campagne réalisée dans le cadre du présent projet s'inscrit également dans la continuité des précédentes études et reprend donc certains paramètres, tout en apportant plusieurs modifications. L'objectif est de compléter les campagnes antérieures afin de mieux appréhender l'influence de chacun des paramètres, dans la perspective d'une éventuelle standardisation de l'essai ATD pour la caractérisation de la liaison entre les armatures et le BFUP.

3.2 Programme expérimental

3.2.1 Géométrie des spécimens

Les dimensions géométriques des spécimens ATD sont toutes exprimées en fonction du diamètre nominal de la barre, permettant ainsi d'évaluer l'éventuelle indépendance des résultats par rapport à ce paramètre. La Figure 3.1 et le Tableau 3.1 présentent ces paramètres géométriques.



(a) Vue en élévation

(b) Vue en coupe

Figure 3.1 Paramètres géométriques des spécimens ATD

Tableau 3.1 Définition des paramètres d'ancrage des barres

Paramètre	Dénomination	Définition
ℓ_d	Longueur d'ancrage	$\lambda_d \times d_b$
ℓ_a	Longueur de support	$\ell_d + 4d_b$
Δ_b	Espacement axial des barres	d_b

Dans la suite du mémoire, les dénominations ATD 32 et ATD 16 seront employées, correspondant respectivement aux essais effectués avec des barres de diamètre 32 mm (barres No. 10 américaines) et 16 mm (barres No. 5 américaines ou 15M). Il convient de noter que les barres No. 5 et 15M ont des dimensions très proches, avec des aires nominales identiques de 200 mm^2, le diamètre réel des barres 15M étant de 16.0 mm. La plupart des expériences antérieures ont été menées sur des spécimens dotés de barres de 32 mm, générant des spécimens de grandes dimensions et une manipulation complexe en raison de leur poids d'environ une centaine de kilogrammes, rendant leur installation dans la presse difficile. Afin de faciliter la standardisation des essais, le programme d'essai inclura des spécimens avec des barres de 16 mm, en plus de ceux avec des barres de 32 mm.

3.2.2 Choix des barres

L'objectif des essais ATD dans cette campagne est d'évaluer la capacité maximale pouvant être développée dans la barre, entraînant une rupture dans le BFUP. Pour caractériser les performances du BFUP dans la zone d'ancrage, l'utilisation de barres d'armature à haute résistance A1035 s'est avérée nécessaire. Ces barres présentent une limite élastique nominale f_y de 830 MPa et une résistance ultime f_u de 1030 MPa, dépassant ainsi les performances de la nuance d'acier 400W dont les valeurs nominales respectives sont de 400 MPa et 600 MPa. Ce choix permet d'attendre des contraintes élevées dans les barres de telle sorte que la rupture survienne dans le BFUP.

Le programme expérimental a été mené avec des barres de dimensions américaines (diamètre exprimé en 1/8^e de pouces), No. 10 pour les ATD 32 et No. 5 pour les ATD 16, de diamètre nominal respectivement d'environ 32 mm et 16 mm, de Grade 120 et de type ChromX 2100.

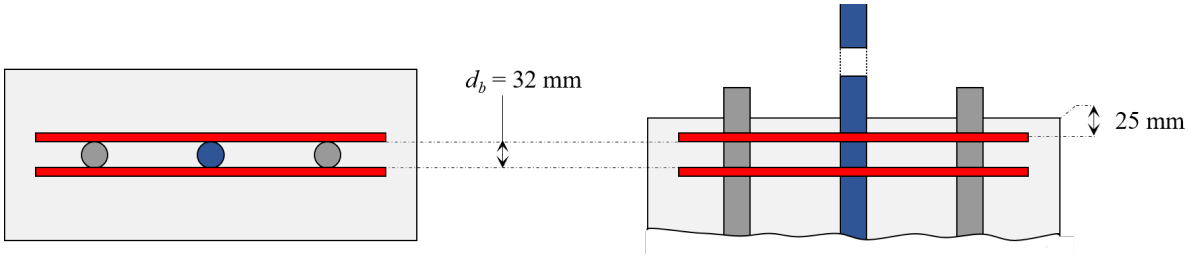
Cependant, le développement des règles de conception visées par le projet de recherche vise des applications courantes pour lesquelles la limite élastique des armatures varie normalement entre 400 et 500 MPa en Amérique du Nord. Ainsi, des spécimens de configuration similaire aux spécimens ATD 16 ont été fabriqués avec des barres 15M de nuance 400W, le diamètre effectif

des barres 15M étant de 16.0 mm. L'utilisation de barres de 16 mm a également comme objectif une éventuelle standardisation de cet essai.

Les barres latérales employées sont également de nuance 400W, 30M pour les spécimens ATD 32 et 15M pour les spécimens ATD 16, étant donné que ces barres subissent des sollicitations faibles en traction, inférieures à leur limite élastique pour les configurations visées dans le programme d'essais.

3.2.3 Barres transversales

La présence d'armatures transversales a été étudiée sur deux spécimens ATD 32 en ajoutant respectivement un et deux rangs de barres 10M de nuance 400W près de l'extrémité chargée de la barre ancrée. La Figure 3.2 illustre la position de ces barres transversales.



(a) Vue en coupe (b) Vue en élévation

Figure 3.2 Position des barres transversales

3.2.4 Orientation des fibres

Lors de la réalisation des spécimens, les fibres ont été orientées de manière préférentielle, c'est-à-dire perpendiculairement à l'axe des barres d'armatures, comme illustré à la Figure 3.3. Ce choix d'orientation vise à éliminer les paramètres d'influence liés à l'orientation des fibres lors de l'analyse des résultats. Il a également pour objectif d'obtenir la capacité maximale des spécimens, une information essentielle pour le développement d'équations de conception. De plus, cette méthode permet de définir un coefficient de sécurité adapté à une configuration réelle, où l'orientation des fibres est plus aléatoire.

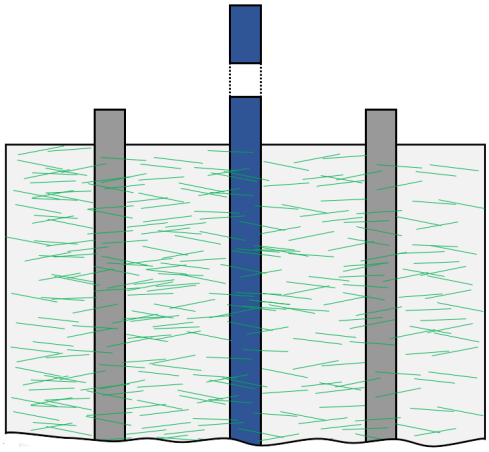


Figure 3.3 Schéma d'orientation des fibres

3.2.5 Détails des spécimens et paramètres d'études

Les dimensions et les caractéristiques de chacun des spécimens sont répertoriées dans le Tableau 3.2 et le Tableau 3.3. La campagne expérimentale a porté sur un total de 14 spécimens. Les essais sont classés par série en fonction de la caractéristique étudiée, ces différentes séries sont détaillées dans le Tableau 3.4.

Trois autres spécimens ont été testés pour calibrer le modèle numérique, mais les résultats n'ont pas pu être exploités. Ils sont cependant détaillés dans l'annexe A.

Tableau 3.2 Caractéristiques des spécimens ATD 32

Spécimen n°	Barre	d_b (mm)	Béton	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	Spécificité
101	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	1	2	--
102	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	2	2	--
103	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	3	2	--
104	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	1,5	3	2	--
105	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	3	3	2	--
106	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	3	2	$A_{tr} = 1 \times 200\ mm^2$
107	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	3	2	$A_{tr} = 2 \times 200\ mm^2$
108	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	3	2	Plaque séparatrice

Tableau 3.3 Caractéristiques des spécimens ATD 16

Spécimen n°	Barre	d_b (mm)	Béton	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)
201	A1035 No. 5	16	UP-F2.5	6	2	3	2
202	A1035 No. 5	16	UP-F2.5	8	2	3	2
203	A1035 No. 5	16	UP-F2.5	10	2	3	2
204	400W 15M	16	UP-F2.5	6	2	3	2
205	400W 15M	16	UP-F2.5	8	2	3	2
206	400W 15M	16	UP-F2.5	10	2	3	2

Tableau 3.4 Séries d'essai de la campagne expérimentale

Série	Désignation	Spécimens	Paramètre d'étude
1	c_{so}	103/104/105	Étude de l'influence de l'enrobage net avec la surface extérieure
2	c_{si}	101/102/103	Étude de l'influence de l'espacement net dans le plan des barres
3	Barres transversales	103/106/107	Étude de l'influence de la présence d'armatures transversales
4	Longueur ancrage No. 5	201/202/203	Étude de l'influence de la longueur d'ancrage pour les ATD 16 avec des barres A1035
5	Longueur ancrage 15M	204/205/206	Étude de l'influence de la longueur d'ancrage pour les ATD 16 avec des barres 400W
6	Taille spécimen	103/202	Comparaison des résultats entre un ATD 32 et un ATD 16 à configuration identique
7	BFUP inférieur	103/108	Influence du BFUP dans la partie inférieure des spécimens ATD
8	No. 5 / 15M	201/202/203/ 204/205/206	Étude de l'influence des barres 400W comparativement à des barres A1035 pour les ATD 16

3.3 Fabrication des spécimens

Cette section présente les étapes de la réalisation des spécimens ATD.

3.3.1 Coffrage

La construction des coffrages pour les essais ATD 32 et ATD 16 a été effectuée de manière identique aux campagnes précédentes, c'est-à-dire en utilisant des doubles parois pour garantir un alignement précis des barres axiales. De plus, dans le but de minimiser les perturbations potentielles causées par un mauvais alignement des barres pendant les essais, la partie libre des barres est fixée à 600 mm pour les ATD 32 et à 400 mm pour les ATD 16. Le coffrage est conçu avec une largeur supplémentaire du côté où le BFUP sera introduit, assurant ainsi la formation d'une section sacrificielle de BFUP au point de chute des fibres. Cette conception vise à prévenir une orientation aléatoire des fibres sur le côté des spécimens. Les crénelures ont été orientées de manière à avoir la crénelure longitudinale alignée dans la direction de l'enrobage radial (c_{so}). Un exemple de coffrage pour un spécimen ATD 32 est illustré à la Figure 3.4.



(a) Concept du coffrage (b) Coffrage réel

Figure 3.4 Coffrage des spécimens ATD

3.3.2 Coulée

Organisation des coulées

Le malaxeur du Laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal a une capacité maximale de 140 L. Avec un volume total d'environ 700 L pour les spécimens ATD, excluant les pertes et les spécimens de caractérisation, plusieurs gâchées ont été nécessaires pour la réalisation de l'ensemble des spécimens. La répartition des spécimens a été organisée sur plusieurs gâchées, avec à chacun des jours de coulée des spécimens pour la caractérisation du BFUP, à savoir :

- 6 tirants pour la caractérisation en traction;
- 3 cylindres de 3 pouces pour la caractérisation en compression;
- 2 cylindres de 4 pouces pour la caractérisation du module d'élasticité.

Un minimum de 3 cylindres de 3 pouces a été réalisé par gâchée pour comparer les performances en compression et le bon comportement de la matrice cimentaire. Le Tableau 3.5 résume la répartition des spécimens dans chacune des gâchées.

Tableau 3.5 Organisation des coulées pour la fabrication des spécimens

n° coulée	Date de coulée	Numéro de gâchée	Spécimens dans la gâchée	Nombre de cylindres 3 pouces	Nombre de cylindres 4 pouces	Nombre de tirants
1	27/07/2022	1	106*	3	2	6
2	01/03/2023	2	105/107	3	- -	- -
		3	101	3	2	6
3	24/04/2023	4	103/104	3	- -	- -
		5	102	3	2	6
4	08/05/2023	6	204/205/206	3	2	6
5	18/05/2023	7	201/202/203	3	- -	- -
		8	108	3	1	6

** : Spécimen réalisé par Fernandez Campos (2023)*

Méthode de coulée

Comme énoncé dans la section 3.2.4, la méthode de coulée adoptée a pour objectif d'avoir une orientation préférentielle des fibres (Figure 3.3) de manière reproductible, perpendiculaire à l'axe des barres. Pour cela, un réservoir présenté à la Figure 3.5 a été utilisé.



Figure 3.5 Réservoir de coulée

L'extrémité du côté de la porte sera fixée au côté du coffrage du spécimen à couler, et le réservoir sera surélevé de manière à permettre au BFUP frais d'acquérir une certaine vitesse et de s'écouler jusqu'à l'extrémité du coffrage, malgré la distance et les perturbations causées par les barres d'armature. La porte sera légèrement ouverte afin de laisser le béton s'écouler sans perturber de manière excessive l'orientation des fibres, comme illustré à la Figure 3.6.



Figure 3.6 Méthode de coulée par écoulement libre pour un spécimen ATD 32

Une fois coulés, les spécimens ont été scellés avec un film de polyéthylène pour prévenir le retrait plastique. Après 24 heures, ils ont été décoffrés et placés en cure humide avec une toile de jute saturée d'eau pendant 6 jours, puis entreposés à l'air libre et à température ambiante.

3.4 Matériaux

3.4.1 Acier d'armatures

Deux types de barres d'armatures ont été utilisés lors de la campagne expérimentale :

- armatures haute résistance A1035 No. 5 et No. 10;
- armatures de nuance 400W 15M et 30M.

Chaque type de barre d'armature a été soumis à une caractérisation en traction directe, avec 3 barres d'armature provenant d'un même lot ayant servi à la réalisation des spécimens. Les chargements appliqués suivent les recommandations de la norme ASTM 370-E8. Les valeurs des différentes limites élastiques f_y ont été calculées avec la méthode de décalage de 0,2% pour les barres haute résistance.

Caractérisation des barres d'armatures hautes résistances

Le Tableau 3.6 et la Figure 3.7 présentent les caractéristiques obtenues pour la caractérisation des barres d'armatures A1035 No. 5 et No. 10 pour lesquelles les aires nominales utilisées sont respectivement de 200 mm^2 et 819 mm^2. L'aire relative des barres No. 5 est égale à $R_r = 0{,}1259$ et $R_r = 0{,}5374$ pour les barres No. 10. On remarque que les performances mécaniques sont sensiblement similaires pour les barres No. 5 et No. 10. Ainsi, il est envisageable de considérer que le paramètre des caractéristiques mécaniques des barres ne joue pas un rôle déterminant dans l'évaluation de l'influence de la variation d'échelle entre les ATD 16 et ATD 32 tant que les barres demeurent dans leur domaine élastique durant l'essai.

Tableau 3.6 Caractéristiques mécaniques acier A1035

Essai	f_y (MPa)	ε_y (%)	f_u (MPa)	ε_u (%)	E_s (MPa)
			A1035 No. 5		
n° 1	886	0,585	1144	4,55	
n° 2	896	0,590	1186	4,58	
n° 3	935	0,605	1138	4,51	
Moyenne	905	0,593	1156	4,55	210 000*
			A1035 No. 10		
n° 1	826	0,585	1141	4,26	
n° 2	890	0,610	1146	4,13	
n° 3	891	0,615	1144	4,31	
Moyenne	869	0,603	1144	4,23	210 000*

** : Valeur spécifiée*

En ce qui concerne les comparaisons possibles avec la campagne expérimentale menée par Bastide (2020), on peut voir sur la Figure 3.7 les courbes des barres No. 10 de Bastide (2020) se superposent avec celles de la présente campagne jusqu'à une contrainte d'environ 800 MPa. Seuls deux spécimens de Bastide (2020) ont atteint des contraintes supérieures à 800 MPa. On peut donc conclure que les performances mécaniques des barres d'armature sont similaires, à l'exception des spécimens de barres transversales de Bastide (2020), dans la plage de contraintes étudiée.

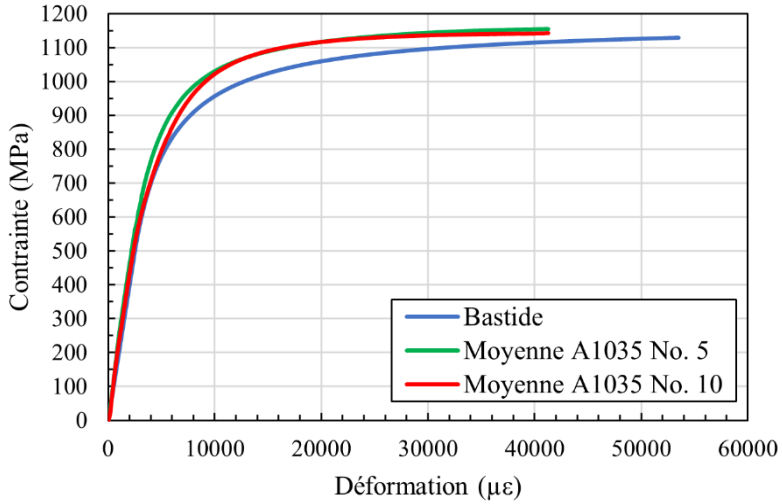


Figure 3.7 Comparaison des courbes de comportement des barres d'armature A1035

Caractérisation des barres d'armatures 400W

Le Tableau 3.7 et la Figure 3.8 présentent les caractéristiques obtenues pour la caractérisation des barres d'armatures de nuance 400W 15M et 30M. Les barres transversales 10M 400W n'ont cependant pas été caractérisées.

Tableau 3.7 Caractéristiques mécaniques acier de nuance 400W

Essai	f_y (MPa)	ε_y (%)	f_u (MPa)	ε_u (%)	E_s (MPa)
			400W 15M		
n° 1	446	0,217	611	13,8	
n° 2	444	0,223	605	13,6	
n° 3	439	0,219	606	14,3	
Moyenne	443	0,220	607	13,9	200 000*
			400W 30M		
n° 1	461	0,245	643	10,5	
n° 2	461	0,245	643	12,5	
n° 3	461	0,245	643	11,9	
Moyenne	461	0,245	643	11,6	200 000*

** : Valeur spécifiée*

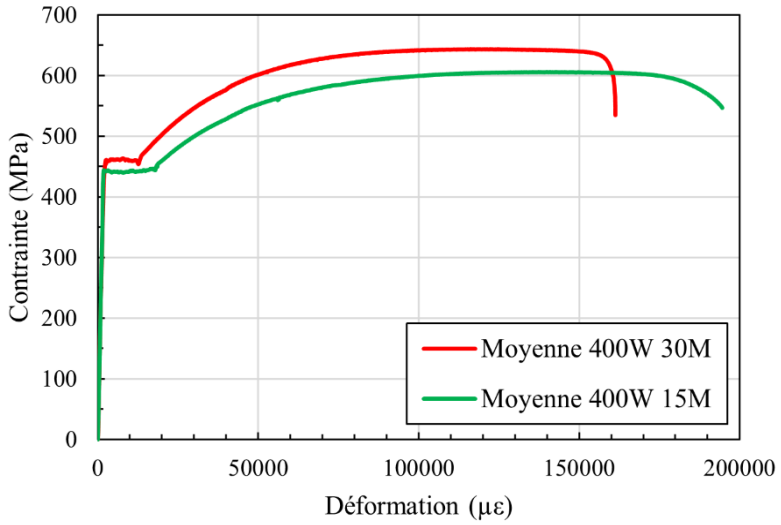


Figure 3.8 Comparaison des courbes de comportement des barres d'armature de nuance 400W

3.4.2 BFUP

Le béton fibré à ultra-hautes performances (BFUP) utilisé lors de cette campagne expérimentale est un mélange à 2,5% de fibres en volume, fourni par *Sika* (anciennement *Matériaux King*) et commercialisé sous le nom UP-F2.5 POLY. Les propriétés des fibres utilisées sont détaillées dans le Tableau 3.8. La composition du mélange est détaillée dans le Tableau 3.9. S'agissant d'un produit industriel, le UP-F2.5 POLY présente des adjuvants anonymisés, identifiés par les lettres (A, B et C).

Tableau 3.8 Propriétés des fibres

Paramètre	Valeur
Longueur	13 mm
Diamètre	0,2 mm
Résistance à la traction	2 850 MPa

Tableau 3.9 Formulation du BFUP

Matériaux	Quantité ($kg.m^{-3}$)
Prémix	1948
Adjuvant A	30
Adjuvant B	6
Adjuvant C	18
Fibres	195
Eau	102
Glace	102

La résistance cible de ce BFUP à 28 jours est de 120 MPa en compression et de 8 MPa en traction à l'ultime. Tous les spécimens ATD ont été testés au minimum 60 jours après leur jour de coulée, les spécimens de caractérisation associés aux spécimens ont été testés dans les deux semaines suivant les essais des ATD. La répartition des spécimens de caractérisation peut être retrouvée dans le Tableau 3.5.

Les valeurs de contrainte maximale en compression, de module d'élasticité et de coefficient de Poisson, que l'on retrouve dans le Tableau 3.10 affichent un faible coefficient de variation, situé entre 2% et 3%. Ainsi, les coulées présentent des comportements en compression sensiblement identiques. L'évolution de la résistance à la compression au cours du temps est illustrée à la Figure 3.9, incluant les essais à 7 et 28 jours, ainsi que ceux réalisés le jour des tests des spécimens ATD.

Tableau 3.10 Propriétés mécaniques en compression du BFUP

n° coulée	Échéance (Jours)	f'_c (MPa)	E_c (MPa)	v
1	114	156	41 437	0,205
2	57	161	40 272	0,206
3	80	159	42 605	0,216
4	71	151	41 703	0,207
5	63	153	42 711	0,199
Moyenne		156	41 745	0,207

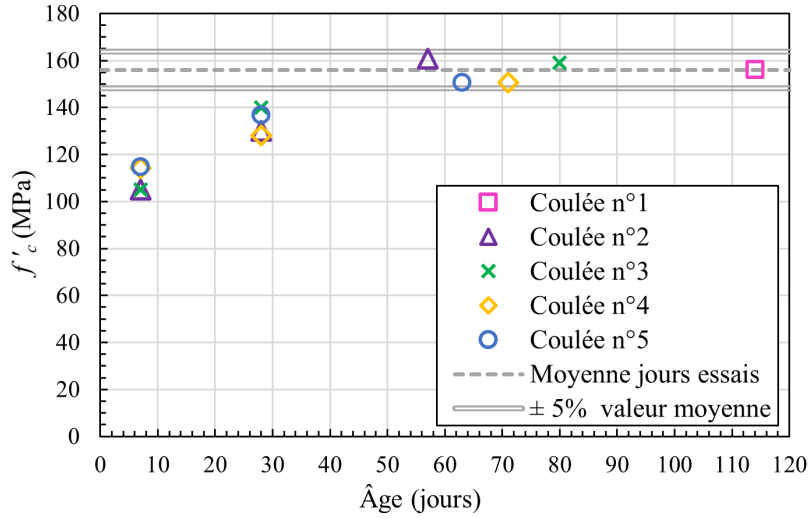
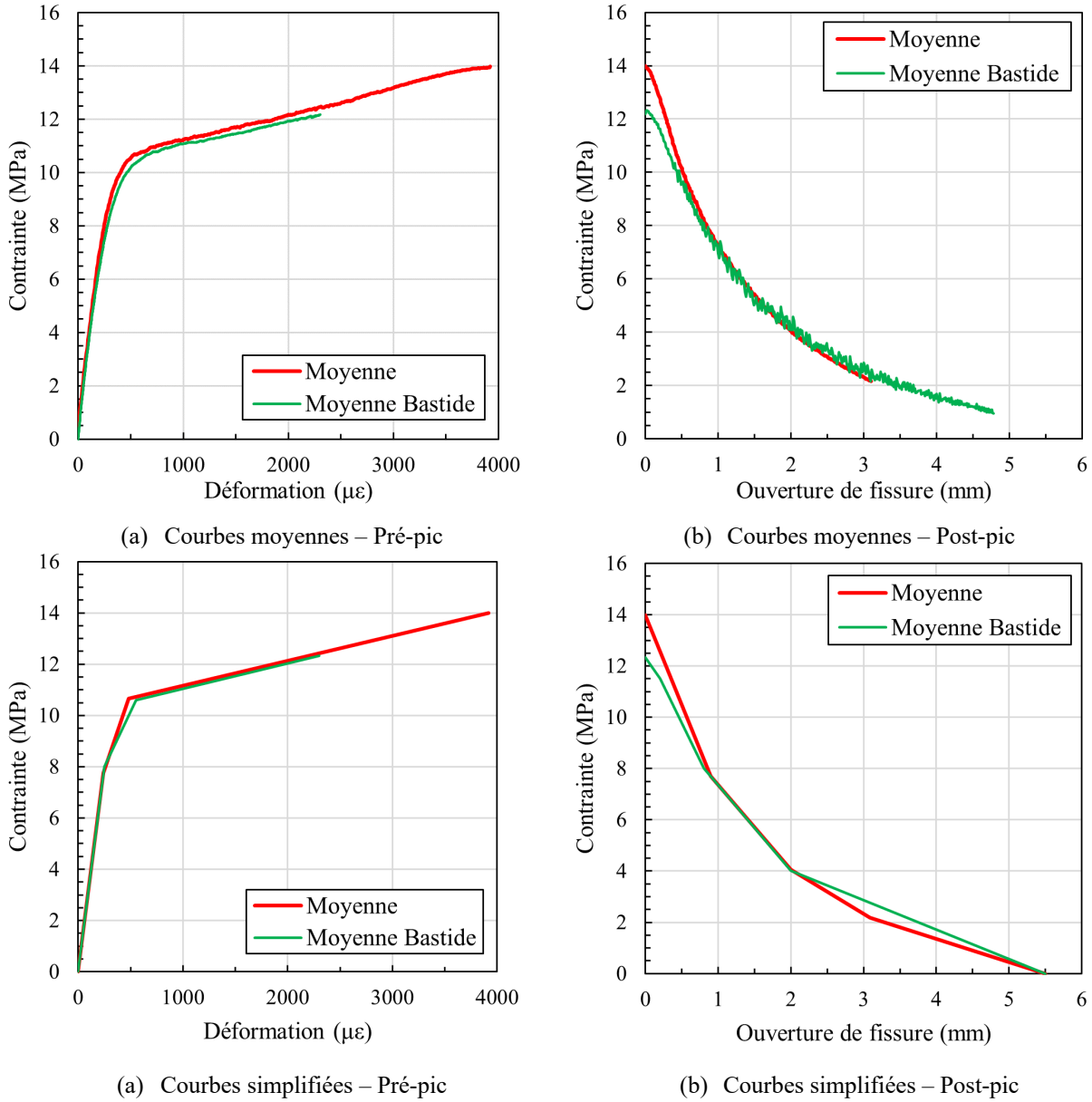


Figure 3.9 Évolution de la résistance en compression du BFUP dans le temps

Propriétés en traction

Le détail de la réalisation des essais de caractérisation en traction est présenté à l'Annexe B. Le Tableau 3.11 présente les caractéristiques moyennes en traction du BFUP tandis que la Figure 3.10 présente la courbe moyenne des essais de caractérisation ainsi que la loi multilinéaire simplifiée du BFUP utilisée pour la détermination des ouvertures de fissures. Étant donné qu'aucun tirant n'a été testé en déchargement pour évaluer le module de retour élastique post-pic E_{pc}, une valeur de 8800 MPa, basée sur celle mesurée par Bastide (2020) lors de sa campagne d'essai, a été utilisée.



(a) Courbes moyennes – Pré-pic

(b) Courbes moyennes – Post-pic

(a) Courbes simplifiées – Pré-pic

(b) Courbes simplifiées – Post-pic

Figure 3.10 Comportement en traction des BFUP utilisés dans les spécimens ATD

Tableau 3.11 Propriétés en traction du BFUP – déformation et ouverture de fissure

Comportement pré-pic			
$f_{t,0}$ (MPa)	0	$\varepsilon_{t,0}$ (με)	0
$f_{t,el}$ (MPa)	7,75	$\varepsilon_{t,el}$ (με)	240
$f_{t,ts}$ (MPa)	10,65	$\varepsilon_{t,ts}$ (με)	480
$f_{t,u}$ (MPa)	13,98	$\varepsilon_{t,u}$ (με)	3920
E_{pc} (MPa)	8800		

Comportement post-pic			
$f_{t,u}$ (MPa)	13,98	w_0 (mm)	*0*
$f_{w,1}$ (MPa)	11,86	w_1 (mm)	*0,30*
$f_{w,2}$ (MPa)	7,70	w_2 (mm)	*0,90*
$f_{w,3}$ (MPa)	4,05	w_3 (mm)	*2,00*
$f_{w,4}$ (*MPa*)	2,18	w_4 (mm)	3,10
f_u (MPa)	0	w_u (mm)	5,50

3.5 Montage expérimental

3.5.1 Principe

Les essais des spécimens ATD sont réalisés avec la presse Instron du Laboratoire de Structures de Polytechniques Montréal. Les spécimens y sont installés comme illustré par la Figure 3.11. La barre testée et la barre de support sont chacune positionnées dans les mâchoires de la presse et maintenues par une pression hydraulique pour éviter tout glissement de la barre pendant l'essai. Les pressions hydrauliques appliquées pour chacune des configurations sont résumées dans le Tableau 3.12.



(a) ATD 32



(b) ATD 16

Figure 3.11 Montage expérimental dans la presse Instron des spécimens ATD

Tableau 3.12 Pression des mâchoires hydraulique de la presse Instron utilisée

Configuration testée	Pression mâchoire Instron (psi)
ATD 32 A1035 No. 10	8 000
ATD 16 A1035 No. 5	4 000
ATD 15M 400W	2 000

3.5.2 Mise en place des spécimens

Comme on peut le voir sur la Figure 3.11, l'ATD 32, bien que représentatif des éléments structuraux réels, se révèle volumineux et lourd, avec des masses entre 100 kg et 200 kg. Ainsi, l'utilisation d'un pont roulant était nécessaire pour placer les spécimens sur un dispositif composé d'un chariot et de deux rails pour les installer dans la presse Instron. En revanche, les spécimens ATD 16, étant plus compacts et légers avec des masses entre 10 kg et 20 kg, peuvent être facilement installés dans la presse Instron par un seul opérateur, sans avoir recours à un équipement de manutention supplémentaire.

3.5.3 Chargement

Le chargement de spécimen est réalisé par pilotage en déplacement contrôlé dont les valeurs de vitesse de déplacement sont fonction des contraintes atteintes pas la barre. Les procédures de chargement des barres A1035 et 400W sont détaillées ci-dessous.

Barres A1035 No. 5 et No. 10

Le chargement de la presse pour les spécimens testés avec des barres d'armatures à haute résistance sera contrôlé selon la procédure suivante.

- Initialement, un déplacement de 0,2 mm/min sera appliqué jusqu'à ce que 90 % de la charge maximale soit atteinte en phase de déchargement.
- De 90 % jusqu'à 70 % de la charge maximale, le déplacement sera augmenté à 1 mm/min
- De 70 % jusqu'à 20 % de la charge maximale, le déplacement sera augmenté à 2 mm/min
- L'essai sera arrêté lorsque la force atteint une amplitude égale à 20 % de la charge maximale.

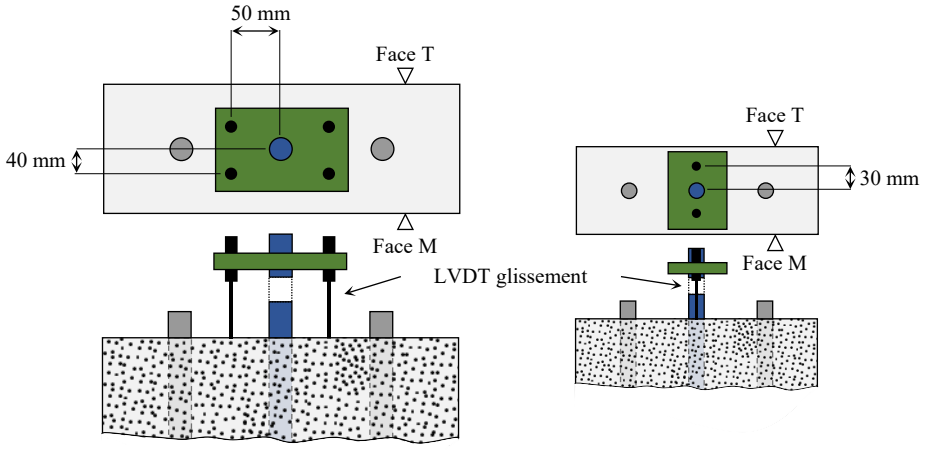
Barres 15M 400W

Le chargement de la presse pour les spécimens testés avec des barres d'armatures 15M 400W des ATD 16 sera contrôlé selon la procédure suivante.

- Initialement, un déplacement de 0,2 mm/min sera appliqué jusqu'à ce que la charge correspondant à f_y soit atteinte.
- De la charge correspondant à f_y jusqu'à la charge maximale, le déplacement sera augmenté à 1,5 mm/min.
- Une fois la charge maximale atteinte, le déplacement sera augmenté à 3 mm/min.
- L'essai sera arrêté lorsque la force atteint une amplitude égale à 20% de la charge maximale.

3.5.4 Instrumentation

La Figure 3.12 illustre l'instrumentation utilisée pour les spécimens ATD 32 et ATD 16. La face M des spécimens correspond à la face coffrée, où un mouchetis a été appliqué. La face T du spécimen correspond à la face truellée du spécimen.



(a) ATD 32 (b) ATD 16

Figure 3.12 Instrumentation des spécimens ATD

Mesure du glissement

Pour mesurer le glissement, quatre LVDT (capteurs de déplacement linéaire) sont utilisés pour les ATD 32 et deux pour les ATD 16 comme le montre la Figure 3.13. Ces capteurs sont positionnés entre la barre testée et la surface du spécimen, avec le support situé à 130 mm au-dessus du béton. La redondance des capteurs permet de repérer un éventuel défaut d'alignement de la barre par rapport à l'axe de translation de la presse Instron.



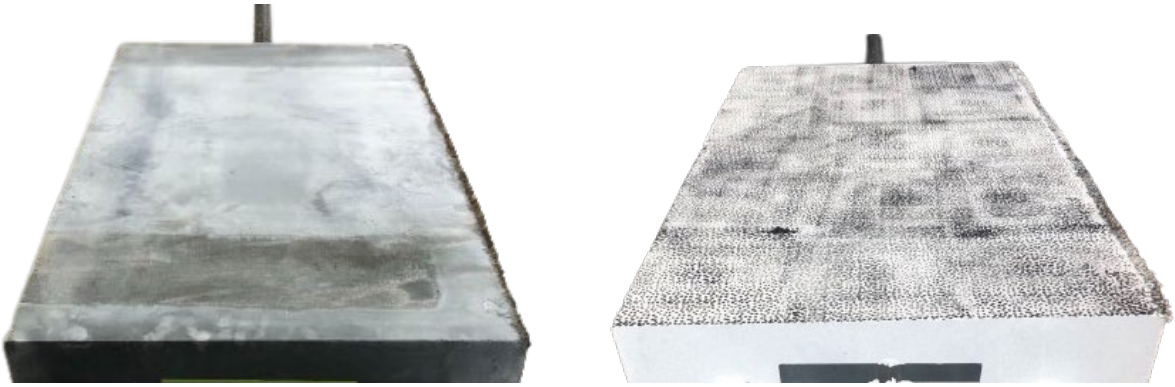
(a) Capteurs glissement ATD 32 (b) Capteurs de glissement ATD 16

Figure 3.13 Dispositif de mesure du glissement des spécimens ATD

Le glissement de la barre se définit comme déplacement relatif de la barre d'armature par rapport à la surface du béton. Afin d'éviter une surestimation due à l'allongement de la barre, les courbes moyennes de caractérisation des aciers d'armature présentées à la section 3.4.1 seront utilisées pour soustraire l'allongement de la barre au déplacement mesuré par les LVDT.

Mesure du champ de déplacement

Un système d'imagerie corrélative (SIC) a été utilisé durant cette campagne d'essai. Le SIC fonctionne avec un système de deux caméras qui capturent simultanément des images à intervalles réguliers pendant les essais. La face M des spécimens a été préalablement recouverte de mouchetis, comme le montre la Figure 3.14 afin de créer des points de référence et ainsi faciliter la corrélation des images lors de l'analyse des résultats.



(a) Surface coffrée brute (b) Surface coffrée avec le mouchetis appliqué

Figure 3.14 Préparation des spécimens pour l'utilisation du SIC

Une fois les images traitées, elles permettent ainsi de mesurer le champ de déplacement tout au long de l'essai. Le SIC sera principalement utilisé pour mesurer la déformation et l'ouverture de fissure des spécimens en utilisant un LVDT numérique, comme illustré à la Figure 3.15. Pour assurer une comparaison avec les campagnes d'essai de Bastide (2020), les longueurs de mesure des spécimens ATD 32 seront de 150 mm, tandis que celles des spécimens ATD 16 seront de 75 mm, assurant ainsi une équivalence de longueur de mesure de la déformation par rapport à la taille du spécimen. Ces capteurs seront positionnés à une distance de 25 mm de la surface supérieure du béton.

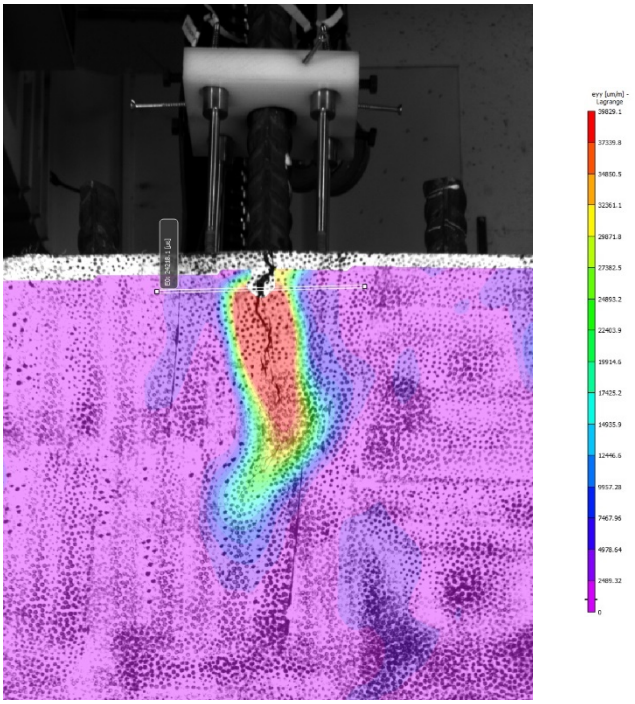


Figure 3.15 Exemple de positionnement du LVDT numérique et des résultats du champ de déformation obtenu par le SIC

Dès que la déformation mesurée par le LVDT du SIC atteint la valeur maximale observée lors des essais de traction des tirants ($f_{t,u}$), le BFUP est considéré en phase post-pic. À partir de ce point, l'ouverture de fissure est calculée. Pour ce faire, l'équation (3.1) a été appliquée, en utilisant la loi de comportement en traction simplifiée présentée dans le Tableau 3.11.

$$w_t = \left(\delta + \frac{f_{t,tu} - \left(\sigma_i - \frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{w_i - w_{i+1}} w_i \right)}{E_{pc}} l_0 \right) \times \frac{1}{1 + \frac{\frac{\sigma_i - \sigma_{i+1}}{w_i - w_{i+1}} l_0}{E_{pc}}} \in [w_i, w_{i+1}] \qquad (3.1)$$

où :

δ Déplacement mesuré par le LVDT

E_{pc} Module de retour élastique

l_0 Longueur initiale du LVDT

w_t Ouverture de fissure au temps *t*

$$\begin{bmatrix} w_i \\ w_{i+1} \\ \sigma_i \\ \sigma_{i+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ w_1 \\ f_{t,tu} \\ f_{w1} \end{bmatrix} ou \begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \\ f_{w1} \\ f_{w2} \end{bmatrix} ou \begin{bmatrix} w_2 \\ w_3 \\ f_{w2} \\ f_{w3} \end{bmatrix} ou \begin{bmatrix} w_3 \\ w_4 \\ f_{w3} \\ f_{w4} \end{bmatrix} ou \begin{bmatrix} w_4 \\ w_u \\ f_{w4} \\ 0 \end{bmatrix}$$

3.6 Résultats et discussions

3.6.1 Résumé général

Le Tableau 3.13 et Tableau 3.14 présentent un résumé des résultats principaux de la campagne d'essai des spécimens ATD 32 et ATD 16. Le spécimen 103 est le spécimen de référence autour duquel l'étude des différentes configurations de spécimens a été dérivée.

Tableau 3.13 Résultat de la campagne expérimentale des spécimens ATD 32

Spécimen n°	Barre	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	$f_{s,max}$ (MPa)	$\tau_{s,max}$ (MPa)	$f_{s,cr}$ (MPa)	$f_{s,cr}$ / $f_{s,max}$	$s_{fs,max}$ (mm)	$w_{fs,max}$ (mm)
101	A1035 No. 10	8	2	1	2	777	24,3	764	0,983	--[1]	0,19
102	A1035 No. 10	8	2	2	2	642	20,1	632	0,985	0,60	0,41
103	A1035 No. 10	8	2	3	2	617	19,3	592	0,960	0,66	0,53
104	A1035 No. 10	8	1,5	3	2	571	17,9	561	0,983	0,55	0,19
105	A1035 No. 10	8	3	3	2	822	25,7	796	0,969	0,90	0,66
106[2]	A1035 No. 10	8	2	3	2	784	24,5	751	0,957	0,87	0,33
107[3]	A1035 No. 10	8	2	3	2	935	29,2	791	0,846	1,20	1,17
108	A1035 No. 10	8	2	3	2	599	18,7	587	0,981	0,63	0,27

[1] Un problème du logiciel d'acquisition lors de l'essai a empêché l'obtention des informations relatives au glissement de la barre.

[2] A_{tr} = 200 mm²

[3] A_{tr} = 400 mm²

Tableau 3.14 Résultat de la campagne expérimentale des spécimens ATD 16

Spécimen n°	Barre	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	$f_{s,max}$ (MPa)	$\tau_{s,max}$ (MPa)	$f_{s,cr}$ (MPa)	$f_{s,cr}$ / $f_{s,max}$	$s_{fs,max}$ (mm)	$w_{fs,max}$ (mm)
201	A1035 No. 5	6	2	3	2	558	23,3	531	0,951	0,33	0,26
202	A1035 No. 5	8	2	3	2	821	25,7	760	0,926	0,62	0,34
203	A1035 No. 5	10	2	3	2	909	22,7	783	0,861	0,65	0,63
204	400W 15M	6	2	3	2	459	19,1	419	0,914	4,05	0,53
205	400W 15M	8	2	3	2	555	17,3	486	0,877	8,51	1,70
206	400W 15M	10	2	3	2	588	14,7	--[2]	--[2]	--[1]	--[2]

[1] *Les LVDT utilisés comme capteurs de glissement n'étaient plus en contact avec la surface du spécimen au moment où la contrainte maximale a été atteinte*
[2] *La rupture de la barre s'est produite avant la fissuration du BFUP dans le spécimen.*

3.6.2 Modes de fissuration

La Figure 3.16 illustre les différentes directions et plans possibles des fissures qui peuvent survenir dans les spécimens.

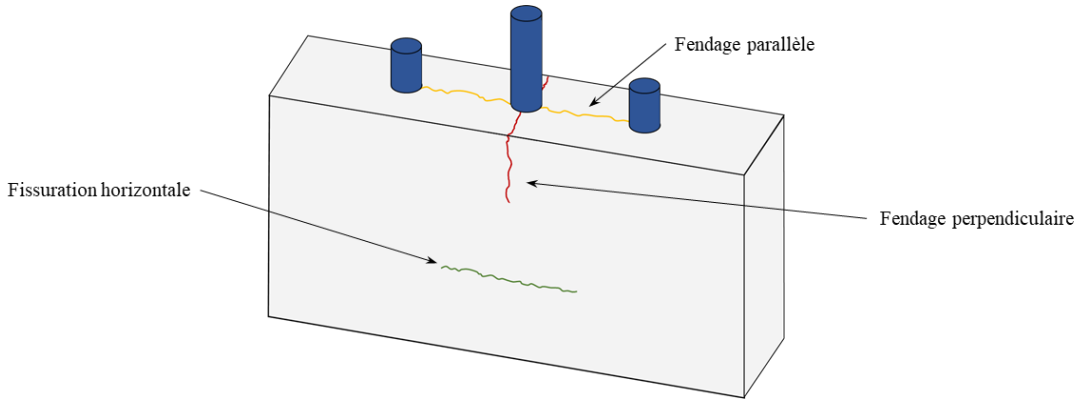
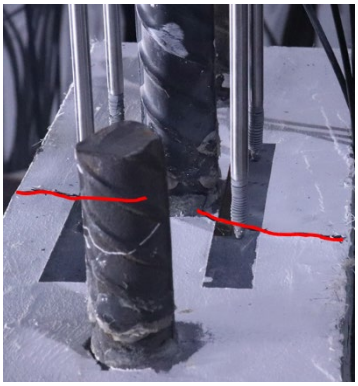
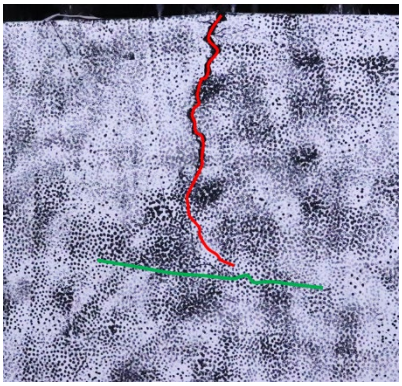


Figure 3.16 Identification des fissures

Les spécimens testés au cours de cette campagne d'essai ont tous présenté un mode de fissuration par fendage perpendiculaire au plan des barres, accompagné d'une fissuration horizontale comme le montre la Figure 3.17. Aucun fendage parallèle dans le plan des barres n'a été observé pendant les essais, même pour les spécimens dotés de barres transversales, ce qui diffère des observations faites lors de la campagne d'essai de Bastide (2020). Sur certains spécimens, des fissures parallèles sont apparues, mais en dehors du plan des barres, du côté de la face truellée des spécimens. Ces fissures étaient beaucoup moins ouvertes que celles perpendiculaires, qui continuaient de contrôler la rupture. L'apparition de ces fissures parallèles hors du plan des barres peut s'expliquer par un plan de faiblesse créé lors du truellage des spécimens.



(a) Fissuration face supérieure



(b) Fissuration face M

Figure 3.17 Fissuration typique d'un spécimen ATD (ATD n°103)

En présence de barres transversales, le mode de fissuration reste inchangé, se manifestant par une rupture par fendage perpendiculaire jusqu'à l'atteinte de la capacité maximale. Néanmoins, la rupture de ces spécimens avec des barres transversales est fragile et survient immédiatement après le début de la phase post-pic. Le spécimen 106, avec un rang d'armature transversal, présente une rupture particulière illustrée à la Figure 3.18. Bien que la fissuration perpendiculaire et horizontale soit toujours présente, ce spécimen en particulier a une amorce de fissure sur le côté supérieur qui a gouverné la rupture fragile du spécimen. Cette rupture spécifique pourrait s'expliquer par la création d'un plan de faiblesse causé par un écoulement trop rapide du BFUP lors de la coulée de ce spécimen.



Figure 3.18 ATD n°106 lors de la rupture (vue de face du spécimen)

Le spécimen 206 (ancrage à 10 d_b d'une barre 15M) a présenté une rupture de la barre hors du spécimen, à une contrainte légèrement inférieure à la résistance ultime mesurée pour ce type de barre. La fissuration est restée limitée principalement à la face supérieure du spécimen, sans créer de fissure de fendage perpendiculaire et horizontale, comme illustrée à la Figure 3.19.



Figure 3.19 ATD n°206 lors de la rupture de la barre

Au cours des essais, Bastide (2020) avait remarqué que pour tous les spécimens sans barre transversale, la fissure de fendage au pic de charge se développait sur une longueur d'environ 2/3 ℓ_d. En revanche, pour les spécimens avec des barres transversales, la fissure se formait sur une longueur d'environ 1/3 ℓ_d au moment du pic de charge. L'analyse du SIC a permis de mesurer les longueurs de progression de la fissure au pic de charge. Comme illustré sur la Figure 3.20 et la Figure 3.21, les observations de Bastide (2020) restent valides tant pour les ATD 32 et les ATD 16 à l'exception du spécimen 105. Ce spécimen, avec un enrobage extérieur de $c_{so} = 3d_b$, a montré une progression de fissure comparable à celle des spécimens avec des barres transversales (ATD n°106 et 107). Cela souligne l'importance du confinement dans les performances des ancrages.

On observe que la longueur de fendage augmente avec l'augmentation de la valeur de c_{so} (spécimens 101 à 103 et 104) et qu'elle augmente également avec la longueur d'ancrage ℓ_d (201 à 203 et 204 à 205). Ceci est un indication de la flexion qui se produit dans la partie supérieure des spécimens ATD et qui tend à augmenter les efforts de traction dans le BFUP à l'extrémité chargée de la barre ancrée, phénomène qui coexiste avec le fendage associé directement à l'ancrage.

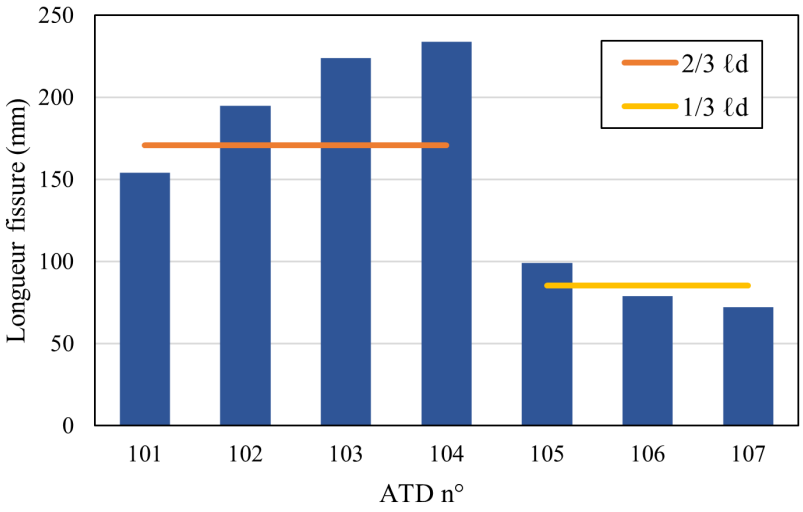


Figure 3.20 Longueur de développement de fissure ATD 32

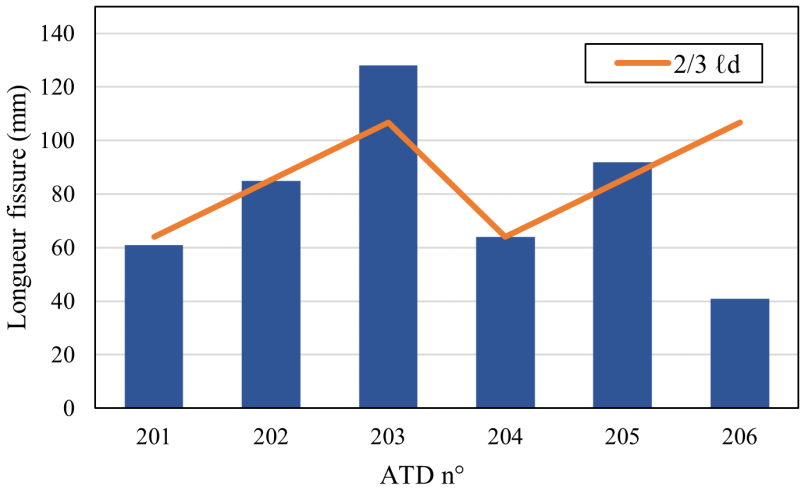


Figure 3.21 Longueur de développement de fissure ATD 16

3.6.3 Glissement de la barre ancrée

L'obtention des valeurs du glissement de l'extrémité chargée (S_{LE}) est calculée tel que décrite dans la section 3.5.4. Dans cette partie, nous nous concentrerons uniquement les courbes de contrainte en fonction du glissement des barres d'armature A1035, tandis que l'impact de l'utilisation de barres d'armature 400W pour les ATD 16 est abordé dans la section 3.6.11.2.

L'analyse globale des spécimens a révélé que, une fois la contrainte maximale atteinte, une rupture avec adoucissement se produit pour tous les spécimens, à l'exception de ceux disposant de barres transversales, qui présentent des ruptures fragiles. La Figure 3.22 présente la courbe contrainte en fonction du glissement de la barre ancrée. Avant d'atteindre la contrainte maximale, la courbe peut être divisée en deux parties distinctes : une phase quasi linéaire suivie d'une phase non linéaire caractérisée par une augmentation plus prononcée du glissement par rapport à la contrainte.

La pente initiale est sensiblement la même pour tous les spécimens ATD 32 et pour les ATD 16, indépendamment de la géométrie des spécimens. La première partie linéaire traduit la mise en butée des crénelures sur le BFUP et dépend principalement de la surface de contact au niveau des crénelures et du module d'élasticité du BFUP utilisé. Comme l'ont montré les résultats de la caractérisation du BFUP dans la section 3.4.2, le matériau était le même pour tous les spécimens, ce qui explique la similarité des pentes initiales. La Figure 3.22 illustre une rigidité supérieure des spécimens ATD 16 par rapport aux ATD 32, attribuable à leur plus grande surface relative de crénelure.

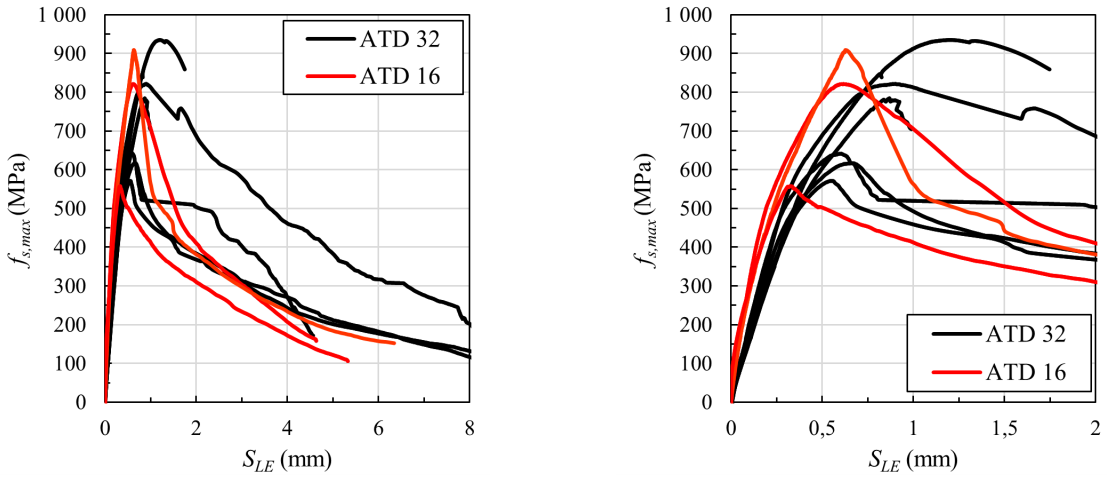
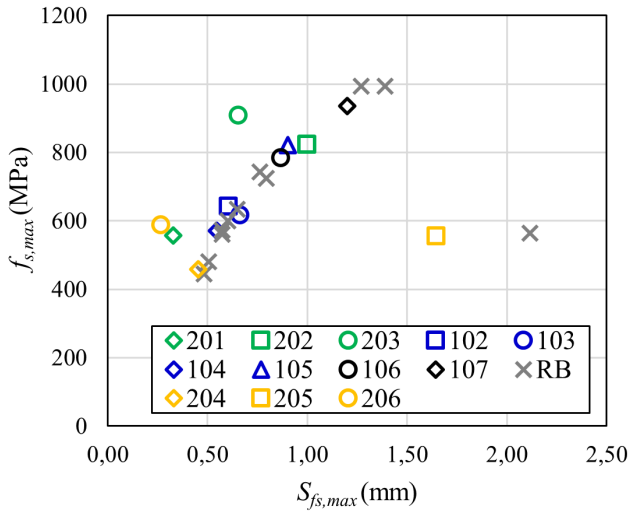
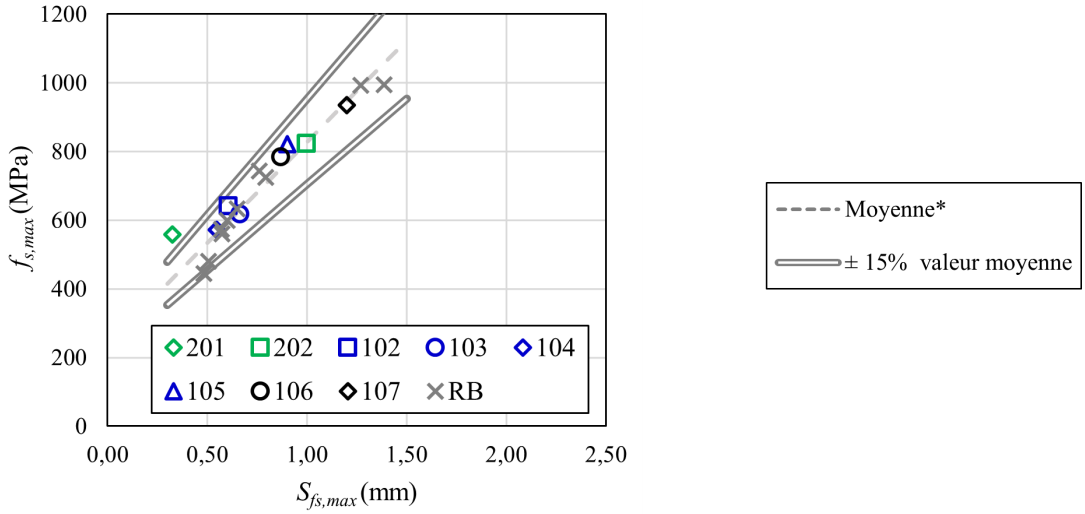


Figure 3.22 Contrainte en fonction du glissement pour tous les spécimens testés

La Figure 3.23 montre le glissement associé à la contrainte maximale développée dans la barre ancrée. Comme l'avait déjà mis en évidence Bastide (2020), identifiée par « RB » dans la légende, une corrélation significative entre ces deux données est observée, indépendamment de la longueur d'ancrage, de la géométrie du spécimen et de la présence éventuelle d'armature transversale. Cependant, cette tendance semble moins prononcée pour les spécimens ATD 16, que ce soit avec les barres A1035 No. 5 (représentées en vert) ou les barres 15M 400W (représentées en jaune).



(a) Ensemble des spécimens testés



(b) Spécimens testés dont les barres d'armatures n'ont pas atteint la plastification

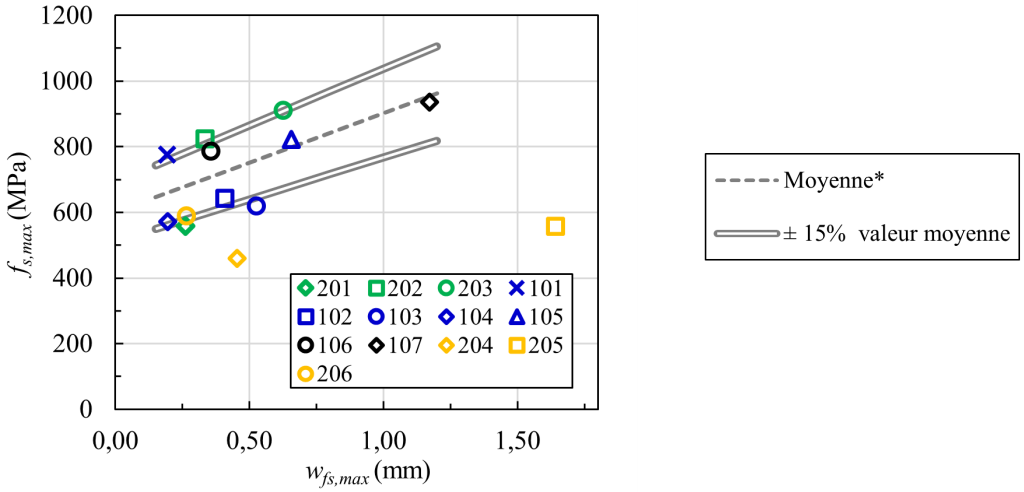
** : Moyenne réalisée sur tous les spécimens*

Figure 3.23 Capacité maximale en fonction du glissement pour tous les spécimens

3.6.4 Déformations et ouverture de fissure

La méthodologie de calcul des valeurs de déformations et d'ouverture de fissure détaillée dans la section 3.5.4. La contrainte à la première macro-fissuration ($f_{s,cr}$) correspond à la contrainte atteinte par la barre chargée lorsque le LVDT du SIC mesure une déformation correspondant à ε_{tu}, marquant ainsi le début de la phase post-pic du BFUP. Toutefois, en raison du décalage de 25 mm entre l'extrémité chargée de la barre ancrée et la position du LVDT du SIC, il y a une surestimation de la valeur de $f_{s,cr}$ par rapport à la contrainte réelle au début de l'ouverture de fissure.

Une corrélation est observée entre l'ouverture de fissure au moment de la contrainte maximale et la contrainte maximale elle-même, comme le montre la Figure 3.24. Cette corrélation semble indépendante de la géométrie du spécimen, de la longueur d'ancrage, et de la présence d'armature transversale, se reliant uniquement aux propriétés du BFUP utilisé. Cependant, les spécimens ATD 16 avec des barres d'armature 15M 400W (représentés en jaune) ne suivent pas cette tendance. Ces écarts pourraient résulter de l'utilisation de matériaux différents pour les barres d'armature. En effet, en raison de leur capacité à se plastifier, les barres 15M 400W présentent pour un même niveau de contrainte une ouverture de fissure plus importante comparativement aux barres A1035 No. 5.



** : Moyenne réalisée sur tous les spécimens, à l'exception de ceux avec des barres 15M 400W (identifiés en jaune)*

Figure 3.24 Capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure pour tous les spécimens

La Figure 3.25 illustre le rapport $f_{s,cr}/f_{s,max}$ pour les spécimens ATD 32. L'influence de ce facteur pour les ATD 16 est détaillée dans la section 3.6.12. Dans ses essais, Bastide (2020) avait observé que les spécimens ancrés à $10d_b$ avec deux rangs d'armatures transversales présentaient des rapports $f_{s,cr}/f_{s,max}$ inférieurs aux autres spécimens. En revanche, pour les spécimens avec la même longueur d'ancrage, mais sans armatures transversales, les rapports étaient similaires entre tous les spécimens. Dans cette campagne d'essais, tous les spécimens testés avaient des ancrages à $8d_b$.

Pour les spécimens de la présente campagne, on remarque que le rapport $f_{s,cr}/f_{s,max}$ d'environ 96 % est commun à tous les spécimens, indépendamment de leur géométrie. Cependant, pour les spécimens avec des barres transversales (identifiés en jaune), les observations de Bastide (2020) relativement à une réduction du rapport $f_{s,cr}/f_{s,max}$ en présence d'armatures transversales sont uniquement valides pour le spécimen avec deux rangs d'armatures transversales (ATD n°107), situation testée par Bastide. En revanche, la présence d'un seul rang d'armature (ATD n°106) ne semble pas influencer significativement ce ratio.

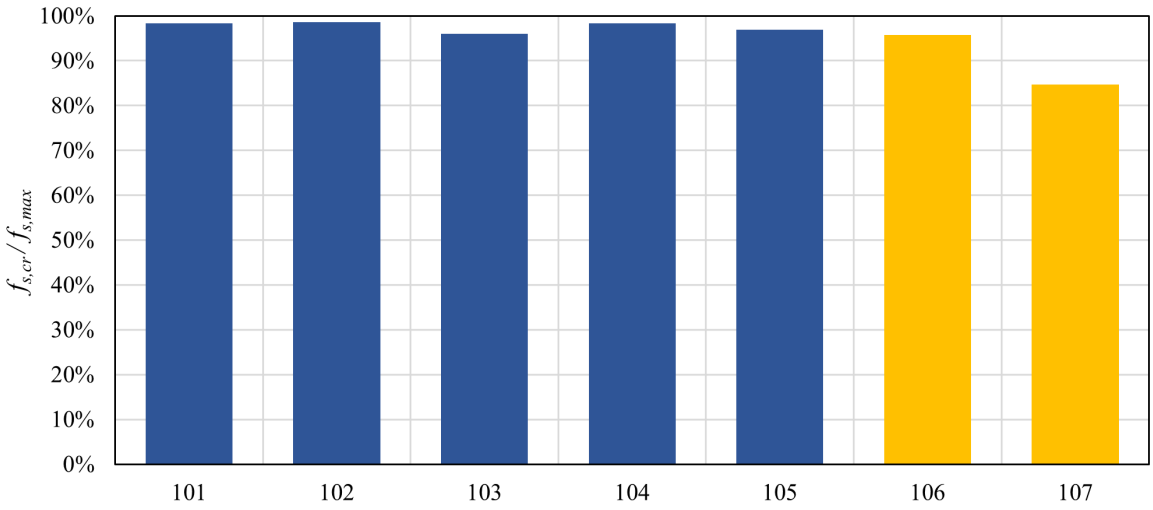


Figure 3.25 Rapport de la contrainte maximale développée lors de la première fissuration sur la contrainte maximale pour les ATD 32

3.6.5 Influence de c_{so}

Dans cette partie, l'impact du paramètre c_{so}, qui représente l'enrobage net de la surface extérieure, sera examiné. La Figure 3.26 illustre les principaux résultats observés pour la variation de ce paramètre. On constate que l'augmentation de c_{so} de 1,5d_b à 2d_b (spécimens n°104 et n°103) a une influence relativement faible sur la contrainte maximale de la barre ancrée, avec une augmentation de seulement 8% de cette valeur. Néanmoins, lorsque la valeur de l'enrobage extérieur augmente à c_{so} = 3d_b (spécimen n°105), on observe une augmentation de 34% de la contrainte maximale par rapport à la configuration avec un enrobage extérieur de 1,5d_b. Cette augmentation peut être attribuée au confinement accru induit par une configuration avec un enrobage extérieur de c_{so} = 3d_b. Le glissement à la contrainte maximale ($s_{fs,max}$) et la valeur de c_{so} suivent une évolution linéaire. Cependant, il ne semble pas y avoir de tendance linéaire concernant la valeur de l'ouverture de fissure ($w_{fs,max}$) lors de l'atteinte de la contrainte maximale dans la plage de c_{so} étudiée. Cette valeur augmente considérablement entre c_{so} = 1,5d_b et 2d_b, mais l'augmentation est beaucoup moins marquée entre c_{so} = 2d_b à 3d_b.

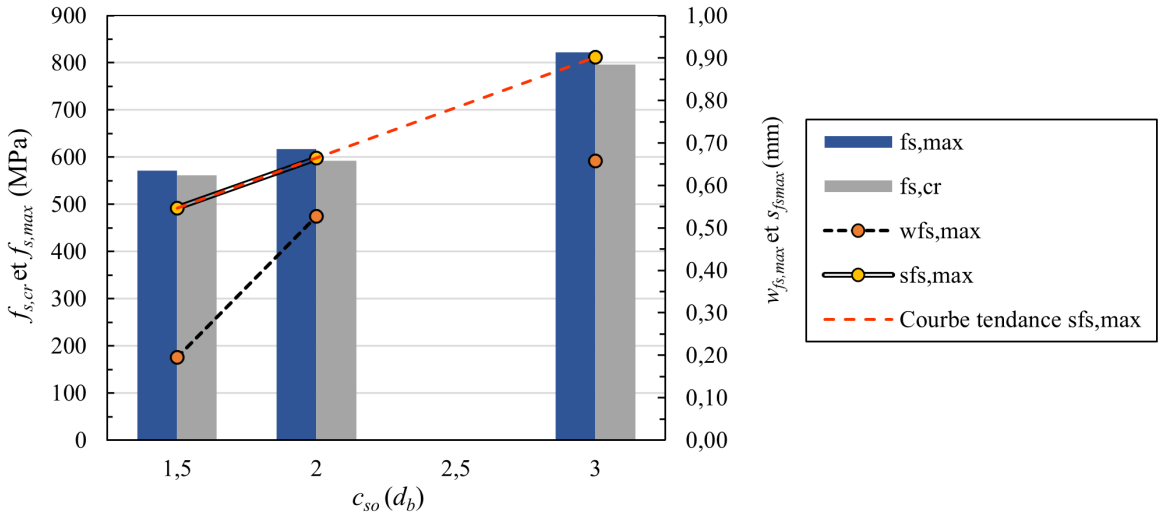
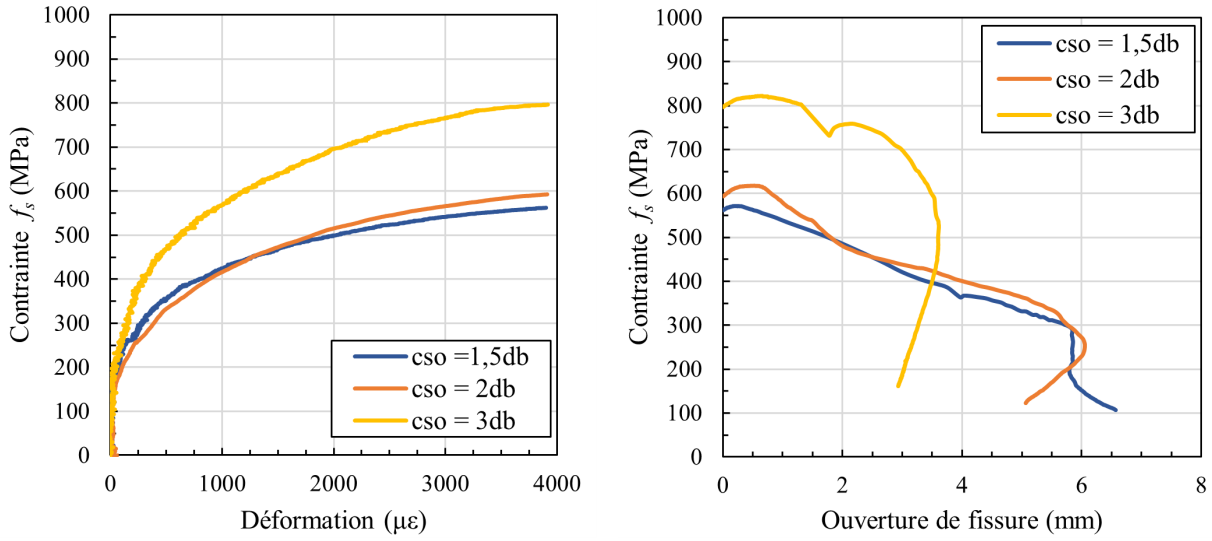


Figure 3.26 Influence générale du paramètre c_{so} (c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b)

La Figure 3.27 illustre le comportement à la fissuration pour les différentes valeurs d'enrobage extérieur. Comme mentionné précédemment, aucune différence significative n'est observée entre les configurations à $c_{so} = 1{,}5d_b$ et $2d_b$. Cependant, le confinement induit par l'enrobage extérieur de $c_{so} = 3d_b$ se manifeste par des contraintes nettement supérieures aux deux autres configurations dès les déformations de 250 με, comparées aux deux autres configurations. Concernant le comportement post-pic, l'enrobage de $c_{so} = 3d_b$ atteint des valeurs de fissuration maximale plus faibles, de l'ordre de 3,5 mm contre 6 mm pour les configurations à $c_{so} = 1{,}5d_b$ et $2d_b$.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.27 Influence de c_{so} sur le comportement à la fissuration ($c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

3.6.6 Influence de c_{si}

Dans cette partie, l'impact du paramètre c_{si}, représentant le demi-espacement net entre deux barres, sera examiné. Les principaux résultats de la variation du paramètre c_{si} sont représentés à la Figure 3.28 (spécimens n°101, n°102 et n°103). Pour $c_{si} = 1d_b$, un problème avec le logiciel d'acquisition lors de l'essai ne permet pas d'avoir les informations relatives au glissement de la barre, rendant difficile l'établissement d'une tendance entre le glissement de la barre et la variation du c_{si}. On constate que l'augmentation de c_{si} de $2d_b$ à $3d_b$ a peu d'impact sur la variation de la contrainte maximale, avec seulement un écart de 4% de la contrainte maximale entre ces deux configurations. Cependant, lorsque la valeur du demi-espacement net de $c_{si} = 1d_b$, on observe une augmentation d'environ 20% de la contrainte maximale par rapport aux deux autres configurations étudiées. Cette augmentation s'explique par le fait que l'effet de flexion de la partie supérieure du spécimen ne se fait plus sentir pour une valeur de $c_{si} = 1d_b$. Par ailleurs, l'ouverture de fissure à la contrainte maximale semble suivre une tendance linéaire d'augmentation en fonction de l'augmentation du demi-espacement net.

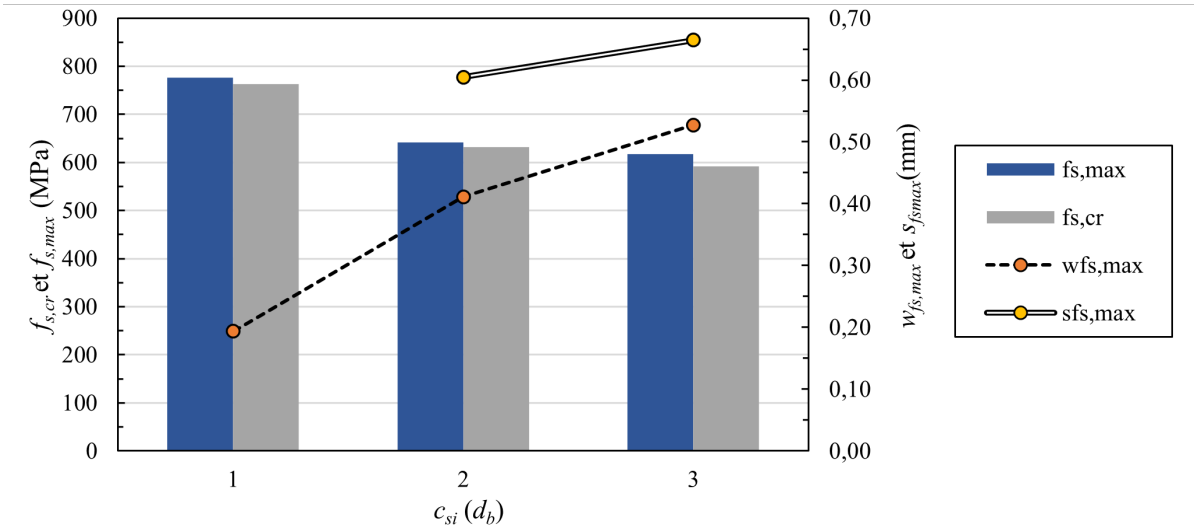
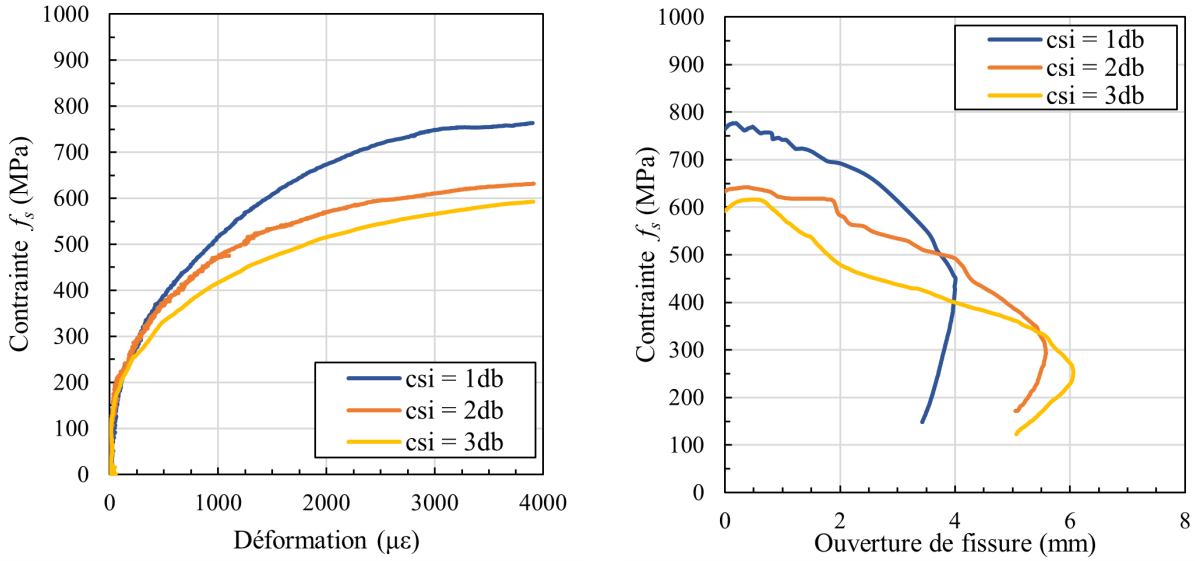


Figure 3.28 Influence générale du paramètre c_{si} ($c_{so} = 2d_b$ et $c_r = 2d_b$)

La Figure 3.29 illustre le comportement à la fissuration pour les différentes valeurs demi-espacement net entre deux barres. Les courbes de déformation pour les configurations avec des valeurs de c_{si} de $2d_b$ et $3d_b$ suivent des tendances similaires, avec un écart de contrainte presque constant en faveur de la configuration à $c_{si} = 2d_b$. Cependant, l'écart de contrainte entre ces deux courbes et celle de la configuration à $c_{si} = 1d_b$ s'accentue avec l'augmentation de la déformation au-delà d'environ 500 με, atteignant plus de 130 MPa d'écart à l'atteinte de $\varepsilon_{t,u}$. Concernant le comportement post-pic, la configuration avec $c_{si} = 1d_b$ atteint des valeurs de fissuration maximale inférieures de 2 mm par rapport aux configurations de c_{si} de $2d_b$ et $3d_b$.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.29 Influence de c_{si} sur le comportement à la fissuration ($c_{so} = 2d_b$ et $c_r = 2d_b$)

3.6.7 Influence de la présence d'armature transversale

La Figure 3.30 illustre l'influence de la présence d'armatures transversales dans les spécimens (spécimens n°103, n°106 et n°107). Une augmentation nette de la contrainte maximale dans la barre est observée pour chaque rang supplémentaire d'armature transversale, avec une augmentation d'environ 25% de la contrainte maximale à l'ajout d'armatures transversales. Cela met en évidence l'impact significatif du confinement passif induit par la présence d'armatures transversales. Il est important de noter que l'impact des armatures transversales dépend fortement de leur positionnement. Dans cette étude, les barres transversales sont situées près de l'extrémité ancrée, ce qui accentue leur influence. Si elles étaient positionnées plus loin le long de la barre ancrée, leur effet pourrait être atténué.

Le glissement de la barre ancrée lors de l'atteinte de la contrainte maximale suit une évolution linéaire avec l'augmentation de la contrainte. En ce qui concerne l'ouverture de fissure, les deux spécimens avec des barres transversales ont présenté des ruptures fragiles. Cela pourrait s'expliquer par l'atteinte de la contrainte de plastification dans les armatures transversales. Lorsque cela se produit, la rigidité amenée par les barres transversales diminue alors que la force de confinement appliquée par les barres cesse de croître. Cette hypothèse devra être validée numériquement. Comme présenté dans la section 3.6.2, le spécimen avec un rang a subi une rupture particulière en raison de la possible présence d'un plan de faiblesse dans le spécimen, entraînant l'apparition d'une fissure latérale qui a influencé la rupture. Cela pourrait expliquer pourquoi la valeur de $w_{fs,max}$ pour le spécimen à un rang est inférieure à celle du spécimen de référence.

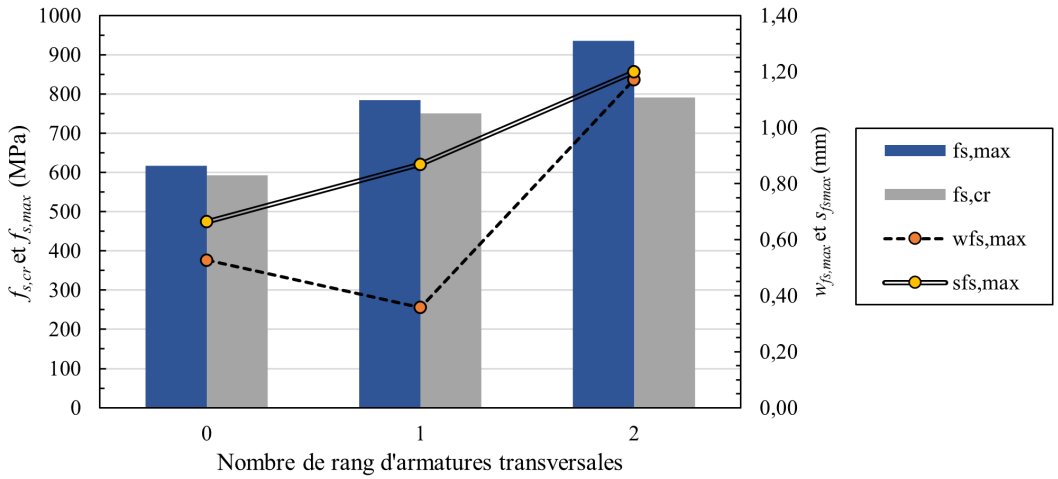
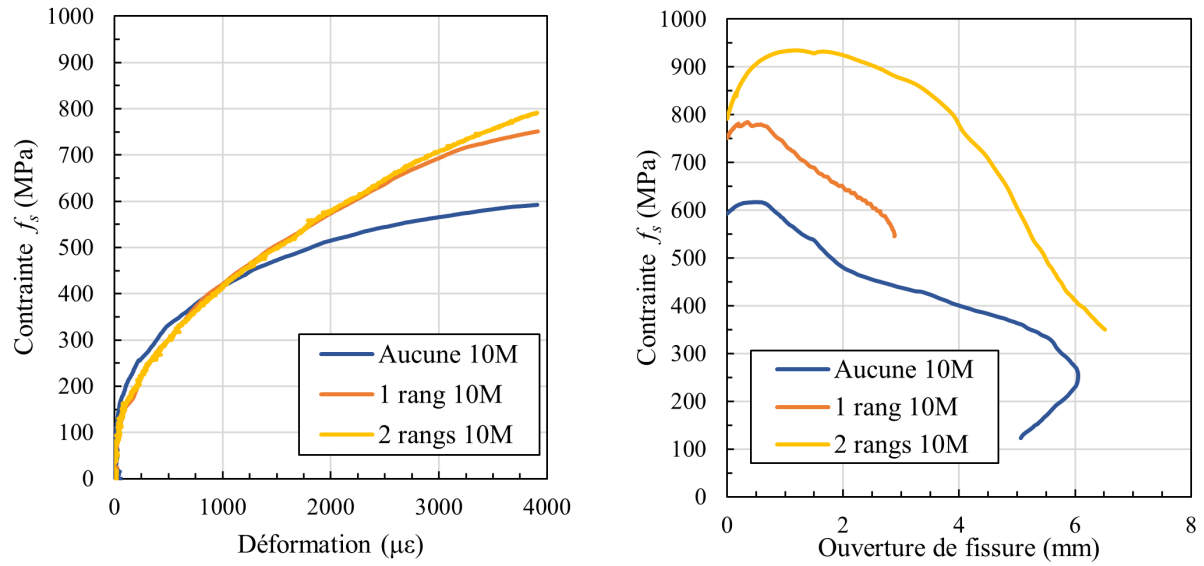


Figure 3.30 Influence générale de la présence d'armatures transversales ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

La Figure 3.31 illustre les résultats de déformation et d'ouverture de fissure pour les spécimens avec un et deux rangs d'armatures transversales, en les comparant au spécimen de référence sans armature transversale. Lorsque la déformation atteint environ 1000 με, on observe la séparation notable des courbes des spécimens avec armatures transversales et la courbe du spécimen sans armatures transversales. Ce changement de pente s'explique par l'action des barres transversales qui retarde l'apparition de la fissuration. De plus, on remarque que les configurations à un et deux rangs d'armatures suivent sensiblement la même évolution dans la phase pré-pic. Ceci suggère qu'en phase pré-pic, uniquement le premier rang d'armature entre en action. En revanche, dans la phase d'ouverture de fissure, les barres transversales, en particulier le second rang pour les spécimens en possédant deux, jouent un rôle plus actif et contribuent significativement à l'amélioration des performances mécaniques. On observe une augmentation plus lente de l'ouverture de fissure pour des valeurs de contrainte supérieures par rapport au spécimen sans barre d'armature.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.31 Influence de la présence d'armatures transversales sur le comportement à la fissuration ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

3.6.8 Influence de la partie inférieure du BFUP

Cette section se concentre sur l'étude de l'influence de l'effet de flexion induit par la géométrie de l'essai ATD. L'un des enjeux est de déterminer si la partie inférieure du BFUP influe sur le phénomène de biais observé dans ces essais. En effet, l'excentricité des forces appliquées induit une flexion en partie supérieure qui entraîne une réduction de la capacité par rapport à un joint continu avec des excentricités équivalentes. Afin d'évaluer la contribution de la partie inférieure du BFUP, un spécimen (n°108) a été conçu pour simuler une poutre, comme illustré dans la Figure 3.32. Dans cette configuration, la reprise des efforts de traction de la barre ancrée ne peut être transmise à la partie inférieure de l'ATD que par le biais des barres d'armature latérales.

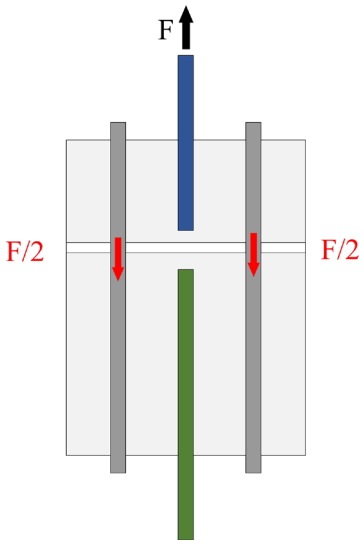


Figure 3.32 BFUP haut et bas séparé du spécimen ATD

Le spécimen réalisé possède une géométrie identique à celle du spécimen de référence ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$. Cependant, l'ajout d'une plaque séparatrice de 5 mm d'épaisseur positionnée dans le coffrage à l'extrémité de la barre ancrée permet d'avoir une séparation du BFUP entre la partie supérieure et inférieure du spécimen comme montré à la Figure 3.33.



Figure 3.33 Position de la plaque séparatrice dans le coffrage

La Figure 3.34 et la Figure 3.35 illustrent la contribution de la partie inférieure du BFUP pour les spécimens ATD. La contrainte maximale et le glissement à la contrainte maximale ne sont pas influencés par la partie inférieure du BFUP. Les faibles différences s'expliquent par la variabilité du BFUP entre les coulées. Sur la Figure 3.35, on observe que dans la phase pré-pic, il n'y a pas de différence entre les deux spécimens. Cependant, pour le spécimen avec une plaque séparatrice, une rupture fragile du spécimen est survenue. Il semble donc que la partie inférieure du BFUP n'entre en action qu'après le début de l'ouverture de fissure de fendage.

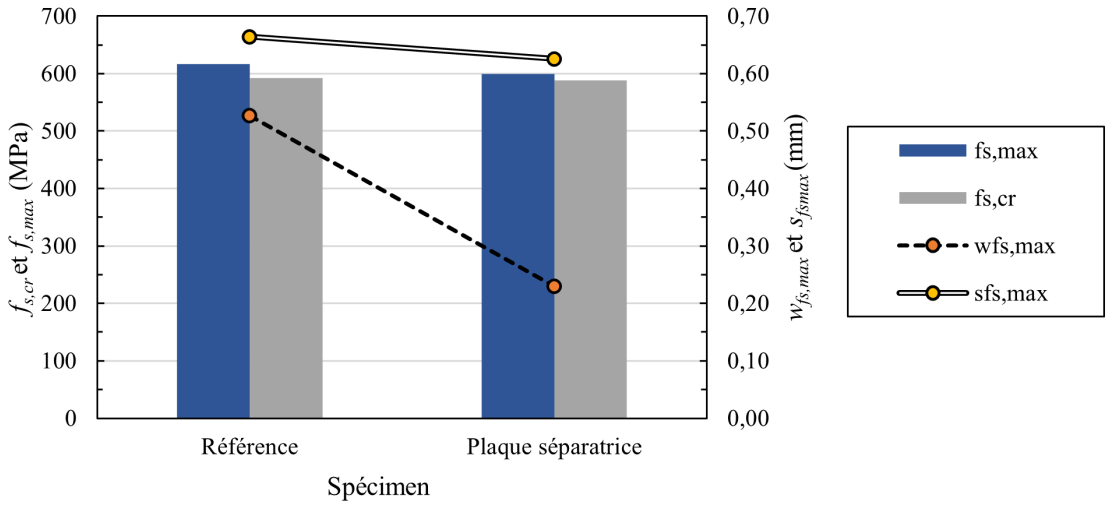
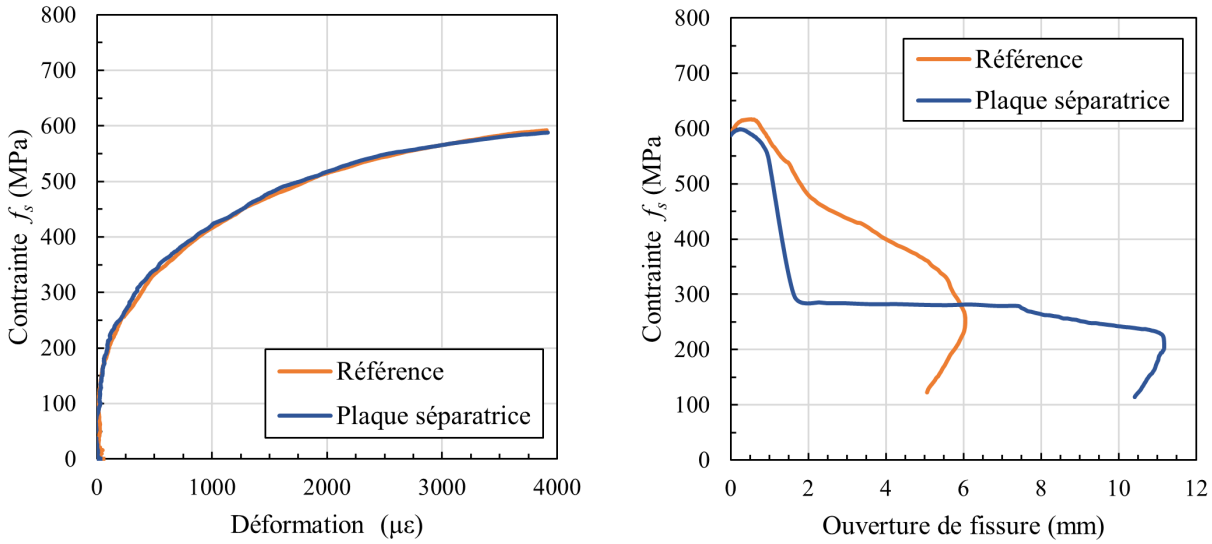


Figure 3.34 Influence générale de la partie inférieure du BFUP ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.35 Influence partie inférieure du BFUP sur le comportement à la fissuration ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

3.6.9 Comparaison avec la campagne de Bastide (2020)

Seuls deux spécimens de la présente campagne peuvent être directement comparés aux essais de Bastide (2020) : ceux avec un c_{so} de 1,5d_b et 2d_b pour des longueurs d'ancrage de 8d_b. L'évolution des différentes grandeurs caractéristiques, illustrée à la Figure 3.36, montre que les paramètres de contrainte maximale, d'ouverture de fissure et de glissement à la contrainte maximale suivent exactement les mêmes tendances. Ces différences s'expliquent par les performances inférieures du BFUP utilisé par Bastide (2020) par rapport à celui de cette campagne d'essais, comme le montre la caractérisation en traction du BFUP (Figure 3.10) avec notamment une valeur de $f_{t,u}$ inférieure de 1,7 MPa et de $\varepsilon_{t,u}$ divisée par deux. Ces données seront utilisées pour formuler une équation de conception, en intégrant notamment la valeur de $f_{t,u}$ comme paramètre. Comme on peut le voir sur la Figure 3.37, bien que l'écart entre les contraintes maximales soit de 8 à 16%, en normalisant ces contraintes avec la contrainte maximale obtenue dans les essais de caractérisation ($f_{t,u}$), les écarts sont réduits à moins de 5%. Cela confirme que les performances de l'ancrage sont liées aux performances en traction du BFUP utilisé.

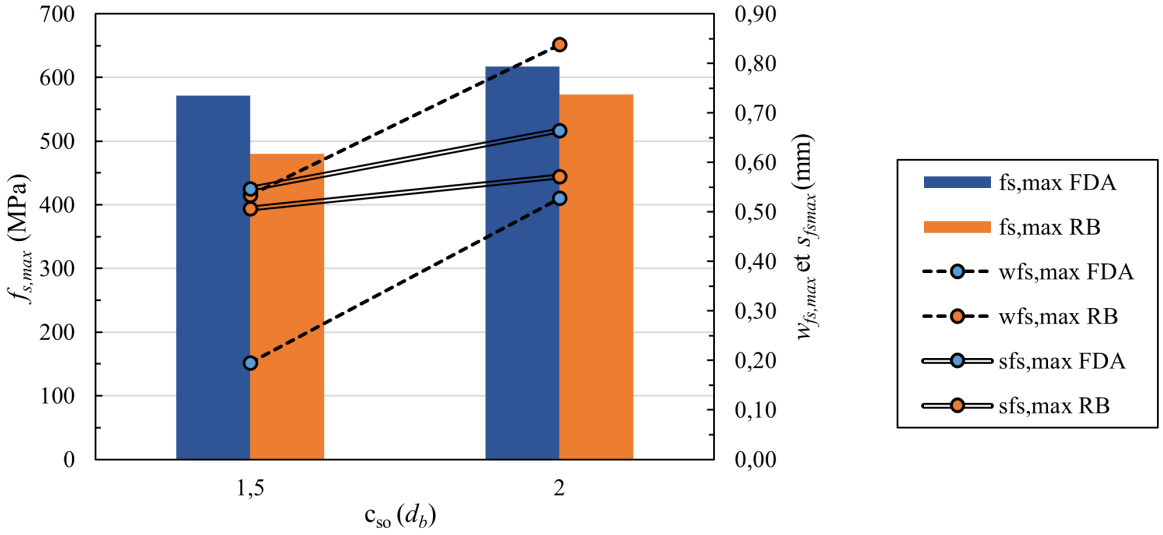


Figure 3.36 Comparaison des performances générales des spécimens avec Bastide (2020)

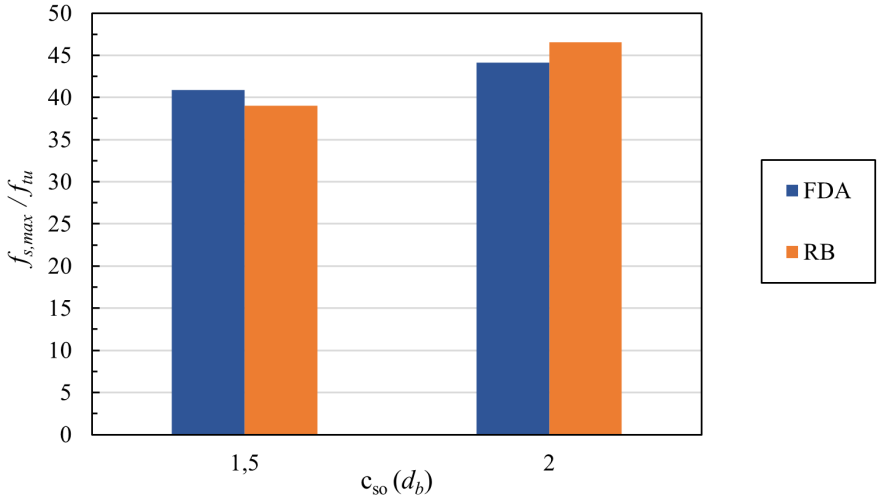


Figure 3.37 Comparaison des contraintes maximales normalisées des spécimens avec ceux de Bastide (2020)

3.6.10 Confinement des spécimens

Le phénomène de confinement de l'ancrage des armatures, que ça soit en augmentant l'enrobage extérieur ou par l'ajout d'armatures transversales, permet d'atteindre des performances supérieures. L'analyse globale des spécimens, illustrée par la Figure 3.38 montre qu'un confinement avec une valeur d'enrobage extérieur de $c_{so} = 3d_b$ équivaut en termes de performance à un spécimen avec un rang d'armature transversale pour un c_{so} de $2d_b$. Cependant, il est à noter que le spécimen doté de deux rangs d'armature transversale surpasse les deux autres configurations en termes de performances. Cette observation montre l'importance du confinement, non seulement en termes de dimensionnement de l'enrobage, mais aussi en termes de choix et la disposition des armatures transversales pour améliorer les capacités d'ancrage des barres d'armatures.

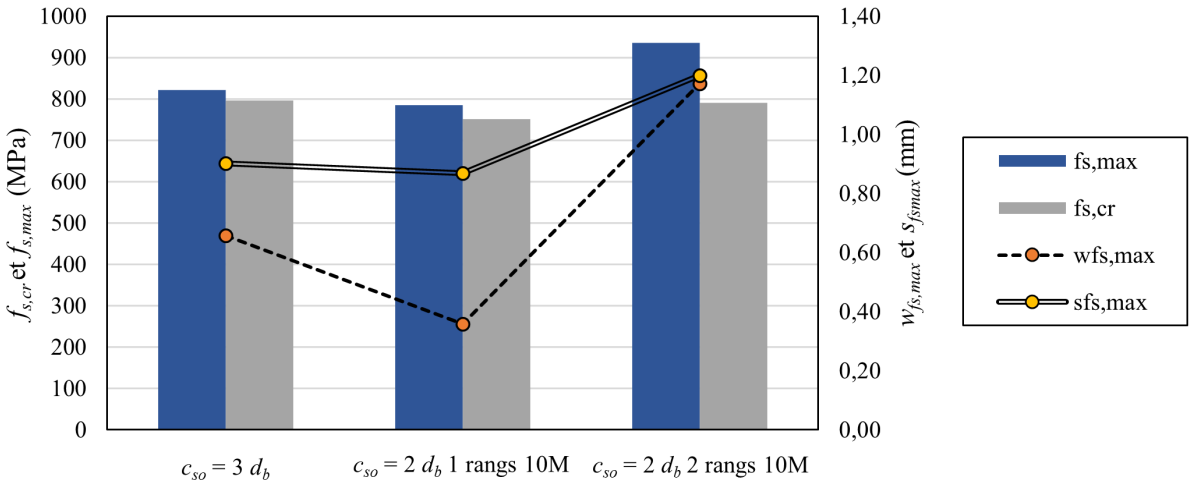
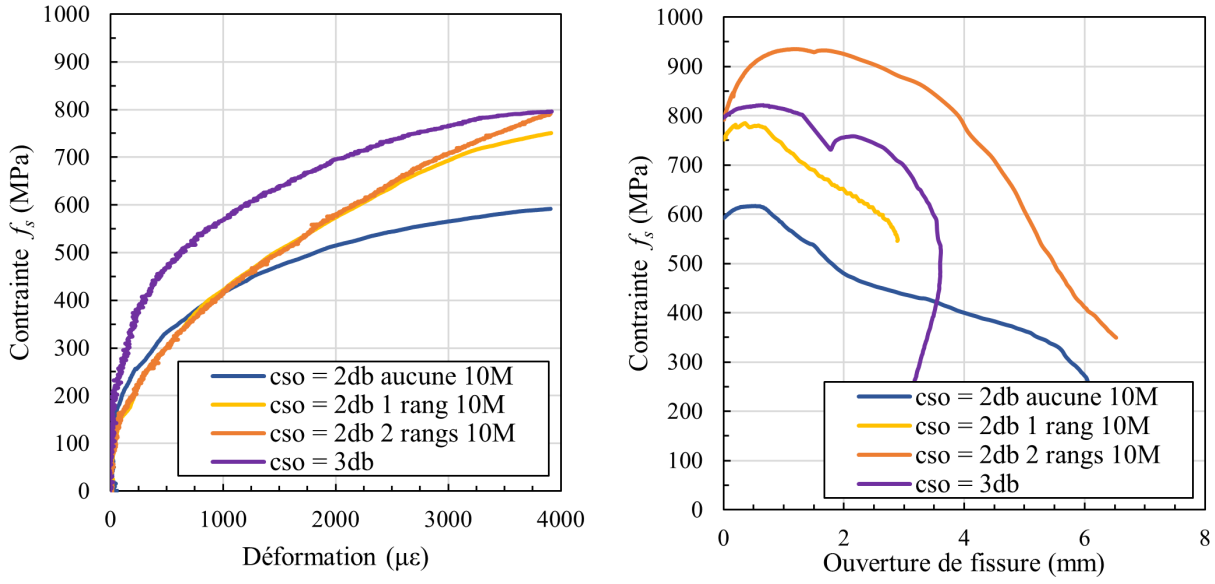


Figure 3.38 Influence générale du confinement sur les performances des ATD (c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b)

La Figure 3.39 détaille les résultats de déformation et d'ouverture de fissure pour les différents spécimens. On remarque que le spécimen sans armatures transversales présente de meilleures performances avant le pic, atteignant des contraintes supérieures à celles des spécimens avec armatures transversales jusqu'au début d'ouverture de fissure. Ceci montre que l'augmentation du confinement par l'augmentation de l'enrobage du BFUP de 1d_b conduit à une contribution plus uniforme que le confinement apporté par des barres transversales situées ponctuellement le long de l'ancrage.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.39 Influence du confinement sur le comportement à la fissuration (c_{si} = 3d_b et c_r = 2d_b)

3.6.11 Influence de la longueur d'ancrage

Cette partie aborde l'influence de la longueur d'ancrage, ce paramètre ayant déjà été étudié par Bastide (2020) pour les spécimens ATD 32. Nous examinerons ici l'impact de la longueur d'ancrage sur des spécimens ATD 16, avec des configurations géométriques identiques ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$). Deux séries d'essais seront réalisées : une avec des barres d'armature A1035 No. 5 et une autre avec des barres d'armature 15M 400W.

3.6.11.1 Barres d'armatures A1035 No. 5

Contrairement aux observations de Bastide (2020) concernant l'évolution quasi linéaire de la contrainte en fonction de la longueur d'ancrage pour les spécimens ATD 32, les principaux résultats concernant l'influence de la longueur d'ancrage pour les ATD 16 illustrés à la Figure 3.40, montrent des tendances différentes. En effet, on peut observer que la relation entre la capacité maximale, le glissement et l'ouverture de fissure à la contrainte maximale ne semble pas suivre une tendance linéaire avec la longueur d'ancrage. L'augmentation du glissement et de la capacité maximale est significativement moins marquée entre un ancrage de $8d_b$ et $10d_b$ qu'entre une longueur d'ancrage de $6d_b$ et $8d_b$. Cette variation peut être attribuée à l'atteinte de la valeur de $f_y = 905$ MPa, qui est dépassée pour le spécimen avec un ancrage à $10d_b$. Cependant, l'ouverture de fissure présente une augmentation significative pour cette longueur d'ancrage de $10d_b$.

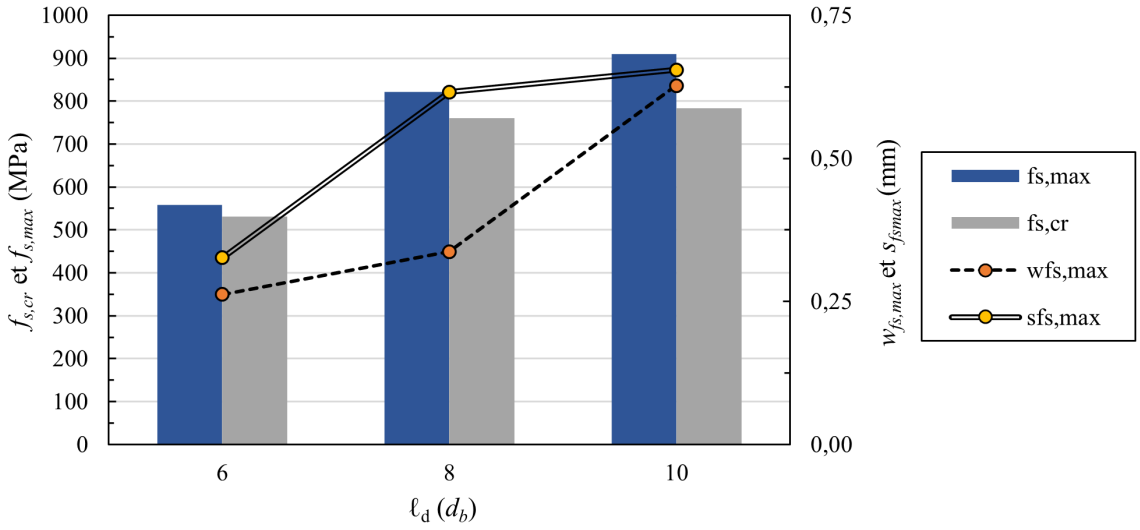
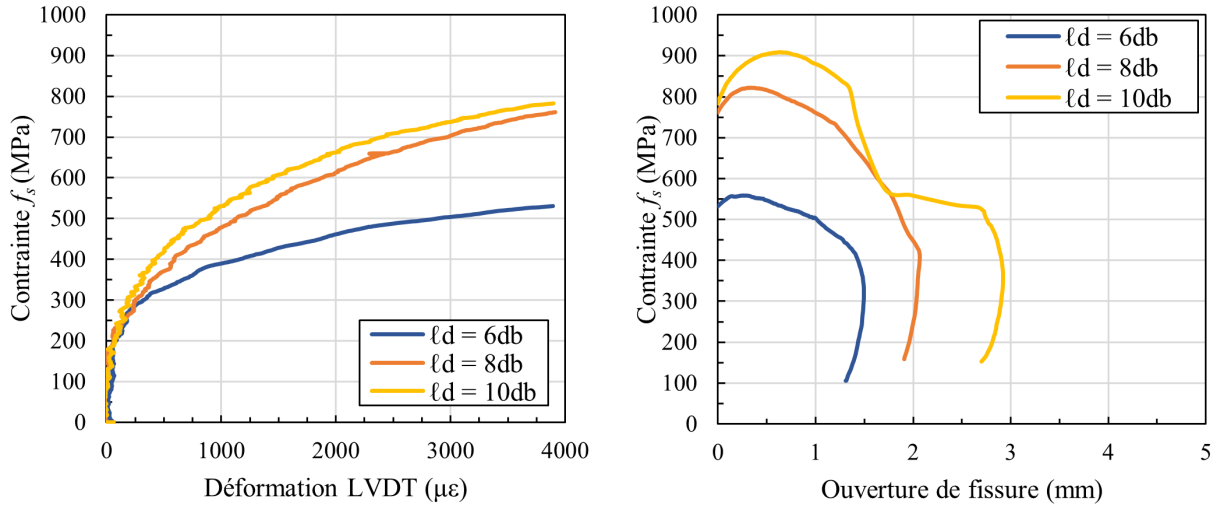


Figure 3.40 Influence générale de la longueur d'ancrage (barres A1035 n°5; $c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

La Figure 3.41 met en évidence une nette séparation entre les courbes pré-pic des ancrages de $8d_b$ et $10d_b$, qui suivent une évolution similaire avec un écart de contrainte constant, tandis que la courbe de l'ancrage de $6d_b$ présente un taux d'accroissement plus modéré. L'allure des courbes post-pic reste identique, indépendamment de la longueur d'ancrage, avec une augmentation de l'ouverture maximale de fissure en fonction de la longueur d'ancrage. À noter que pour le spécimen avec un ancrage de $10d_b$, une rupture fragile semble survenir à partir d'une ouverture de fissure d'environ 1,5 mm.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.41 Influence de la longueur d'ancrage sur le comportement à la fissuration (barres A1035 No. 5; $c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

La contrainte tangentielle est calculée en utilisant l'équation (3.2) :

$$\tau_s = \frac{f_s . d_b}{4 . \ell_d} \tag{3.2}$$

La Figure 3.42 illustre les courbes de contrainte tangentielle en fonction du glissement. Les observations de Bastide (2020), qui mettaient en évidence que la contrainte tangentielle maximale reste globalement constante pour un enrobage donné, indépendamment de la longueur d'ancrage, sont confirmées par la présente campagne. En effet, on observe une moyenne de $\tau_{s,max} = 24$ MPa et un coefficient de variation de 7% pour les différentes longueurs d'ancrage. Ces résultats confirment ainsi que l'hypothèse d'une contrainte tangentielle uniforme le long de la barre d'armature est vérifiée dans la plage de valeurs étudiées. Concernant le comportement global, les réponses des spécimens présentent les mêmes allures, quelle que soit la longueur d'ancrage.

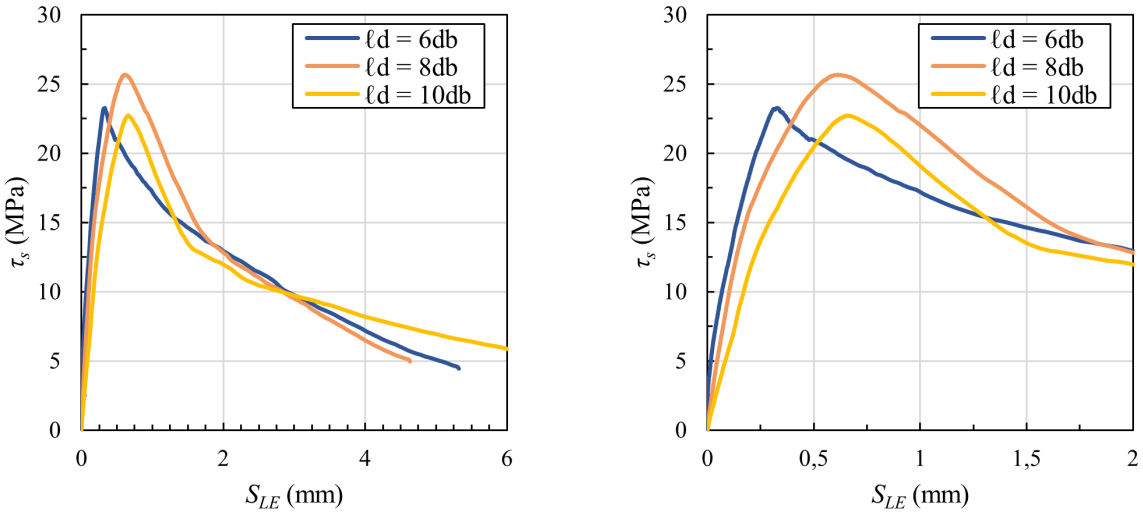


Figure 3.42 Contrainte tangentielle en fonction du glissement (barres A1035 No. 5)

3.6.11.2 Barres d'armatures 15M 400W

Cette section étudie les mêmes paramètres que précédemment, mais cette fois avec des barres 15M 400W. La Figure 3.43 illustre l'impact général de la longueur d'ancrage. Lors des essais, le spécimen ancré à $10d_b$ a présenté une rupture de la barre à l'extérieur du spécimen, atteignant la défaillance avant la fissuration du BFUP. C'est pourquoi les valeurs de $f_{s,cr}$ et $w_{fs,max}$ ne sont donc pas exploitables pour ce spécimen. De plus, les capteurs de glissement LVDT n'étaient plus en contact avec la surface du spécimen au moment d'atteindre la contrainte maximale, d'où l'absence de la valeur de $s_{fs,max}$ pour ce spécimen. Ainsi, seule la tendance concernant la contrainte maximale peut être tirée de cette série d'essais. On remarque que, comme précédemment, l'évolution linéaire en fonction de la longueur d'ancrage ne se vérifie pas. Cela s'explique du fait que, pour l'ancrage à $8d_b$, la barre avait largement dépassé la valeur de f_y = 443 MPa et avait donc commencé à se plastifier. La barre d'armature ancrée à $10d_b$ a quant à elle atteint la rupture en dehors du spécimen avec une contrainte $f_{s,max}$ = 588 MPa, légèrement inférieure à la contrainte à la rupture f_u = 607 MPa mesurée lors des essais de caractérisation.

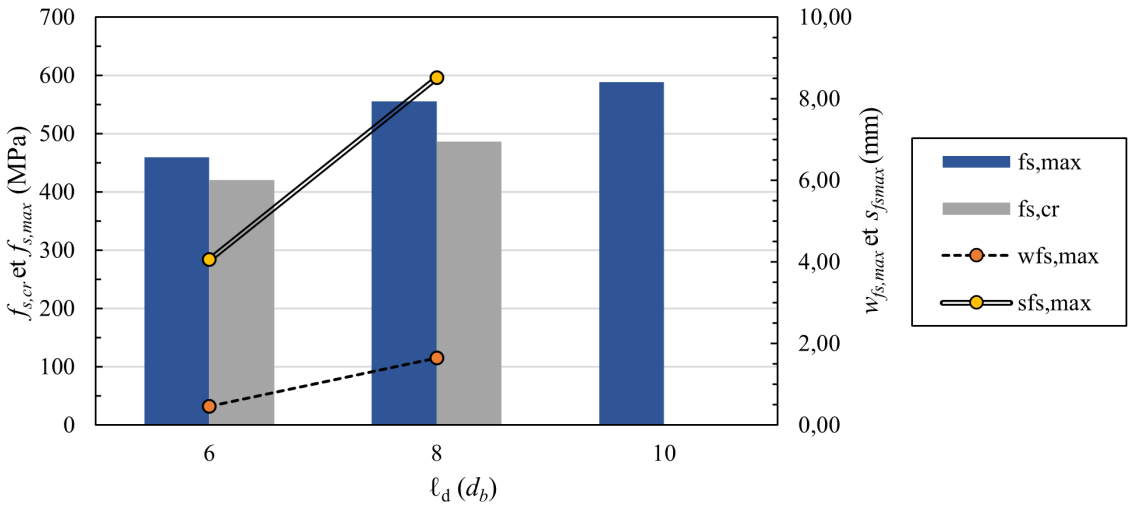
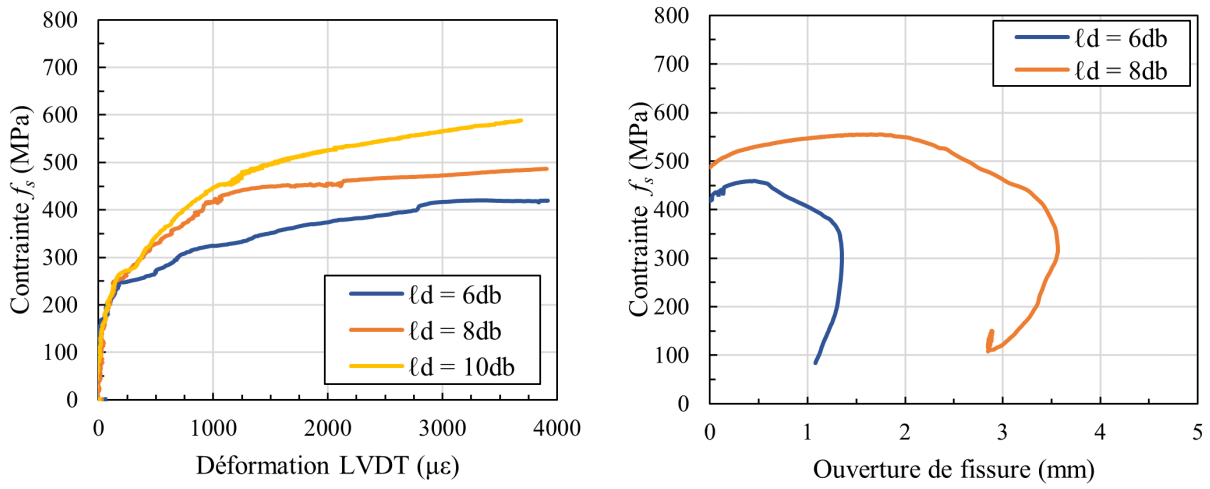


Figure 3.43 Influence générale de la longueur d'ancrage (barres 15M 400W; $c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

La Figure 3.44 met en évidence que les courbes pré-pic des ancrages de $8d_b$ et $10d_b$ suivent une évolution similaire jusqu'à l'atteinte d'une contrainte égale à f_y = 443 MPa. À partir de cette valeur, le spécimen ancré à $8d_b$ montre une légère augmentation de la contrainte jusqu'au début de l'ouverture de fissure, tandis que l'ancrage à $10d_b$ continue à augmenter la contrainte sans atteindre la déformation correspondant à $\varepsilon_{t,u}$ = 3920 με, même si elle en était très proche à la rupture. En comparaison, la courbe de l'ancrage de $6d_b$ présente un taux d'accroissement constant et plus modéré que les deux autres spécimens en phase pré-pic. L'allure des courbes post-pic reste constante indépendamment de la longueur d'ancrage, avec une augmentation de l'ouverture maximale de fissure en fonction de la longueur d'ancrage.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.44 Influence de la longueur d'ancrage sur le comportement à la fissuration (barres 15M 400W; $c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

La Figure 3.45 présente les courbes de contrainte tangentielle en fonction du glissement. Contrairement aux observations précédentes, pour des barres d'armature 15M 400W, on observe une diminution de $\tau_{s,max}$ avec l'augmentation de la longueur d'ancrage. Les barres ancrées à $8d_b$ et $10d_b$ suivent une évolution conjointe durant la phase linéaire jusqu'à atteindre une contrainte de 10 MPa. Au-delà de cette phase, le comportement général de ces deux configurations d'ancrage est similaire, avec un écart de contrainte constant en faveur de l'ancrage à $8d_b$. L'ancrage à $6d_b$ présente un comportement différent : un glissement deux fois supérieur pour une même contrainte tangentielle pendant la phase linéaire par rapport aux deux autres configurations. Cela pourrait être dû à la longueur d'ancrage relativement courte. Cependant, cette configuration atteint une contrainte tangentielle maximale nettement supérieure et un glissement maximal inférieur.

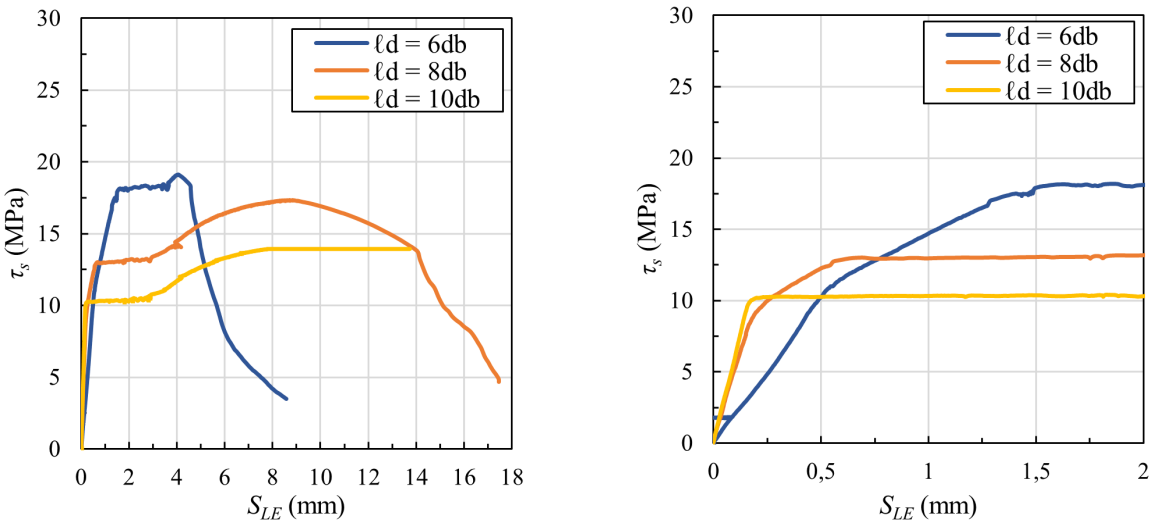


Figure 3.45 Contrainte tangentielle en fonction du glissement (barres 15M 400W)

3.6.12 Barres d'armatures 15M 400W et A1035 No. 5

Cette section s'intéresse à l'influence de l'utilisation de barre 15M 400W par rapport aux barres A1035 No. 5 dans le cadre de la caractérisation de la capacité d'ancrage de barres dans le BFUP. La Figure 3.46 illustre la relation entre la capacité maximale, la longueur d'ancrage et le type de barre utilisé. Pour les deux types de barres, on constate que la capacité maximale augmente avec l'augmentation de la longueur d'ancrage. Concernant les barres A1035 No. 5, il convient de noter qu'à première vue, la tendance observée entre la longueur d'ancrage et la contrainte maximale n'est pas linéaire, mais cette courbe est issue d'un seul essai pour chaque longueur d'ancrage. En particulier, il est probable que l'essai 202 ($\ell_d = 8d_b$) ait présenté une résistance supérieure aux autres spécimens, comme le suggèrent les analyses numériques effectuées dans le Chapitre 5. Pour les barres 15M 400W, cette évolution ne semble pas linéaire, car une longueur d'ancrage de $10d_b$ était trop importante et a conduit à une rupture de la barre en dehors du spécimen. Une longueur de $8{,}5d_b$ aurait été suffisante pour atteindre la contrainte maximale dans la barre et ainsi obtenir une tendance linéaire. Contrairement aux observations de Bastide (2020) pour les spécimens ATD 32, où l'entrée dans la phase de plastification de la barre d'armature au niveau de l'ancrage n'a pas eu un impact majeur sur la capacité maximale, les résultats de cette campagne avec les spécimens ATD 16 indiquent une différence significative de contrainte maximale entre les barres A1035 No. 5 et 15M 400W pour des configurations identiques.

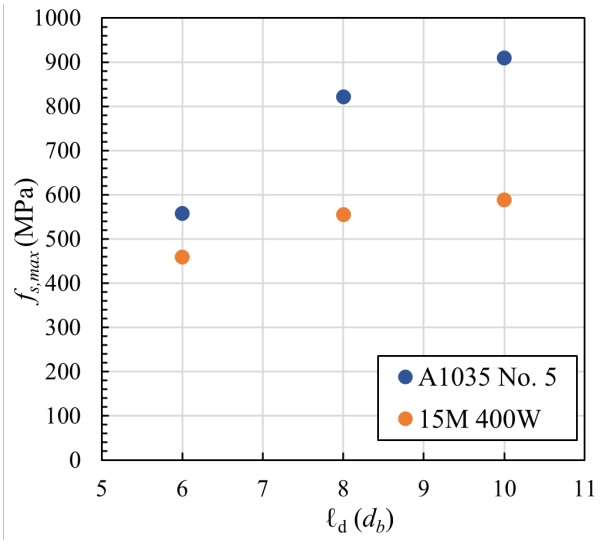


Figure 3.46 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage

Comme illustré à la Figure 3.47, la relation entre les valeurs de $f_{s,cr}$ et la longueur d'ancrage suit les mêmes tendances qu'observées précédemment. En revanche, on note que le rapport $f_{s,cr}/f_{s,max}$ décroît de manière linéaire avec la longueur d'ancrage. Cette tendance est similaire et présente des valeurs très proches pour les spécimens équipés de barres A1035 No. 5 et de barres 15M 400W. Ce constat reste valable malgré l'augmentation non linéaire de la contrainte maximale observée. Cela montre donc que l'effet de l'augmentation de la longueur d'ancrage est plus significatif une fois que l'ouverture de fissure est initiée.

Le Tableau 3.14 met en évidence des différences significatives entre les performances des barres 15M 400W et des barres A1035 No. 5 pour des configurations géométriques équivalentes. Les spécimens avec des barres 15M 400W présentent des valeurs de glissement à la contrainte maximale plus élevées, allant de 4 à 8 mm par rapport aux valeurs de 0,3 à 0,6 mm pour les barres A1035 No. 5. De même, pour les ouvertures de fissures au moment de la contrainte maximale, les barres 15M 400W affichent des valeurs allant de 0,5 à 2 mm, tandis que les barres A1035 No. 5 se situent entre 0,2 et 0,4 mm.

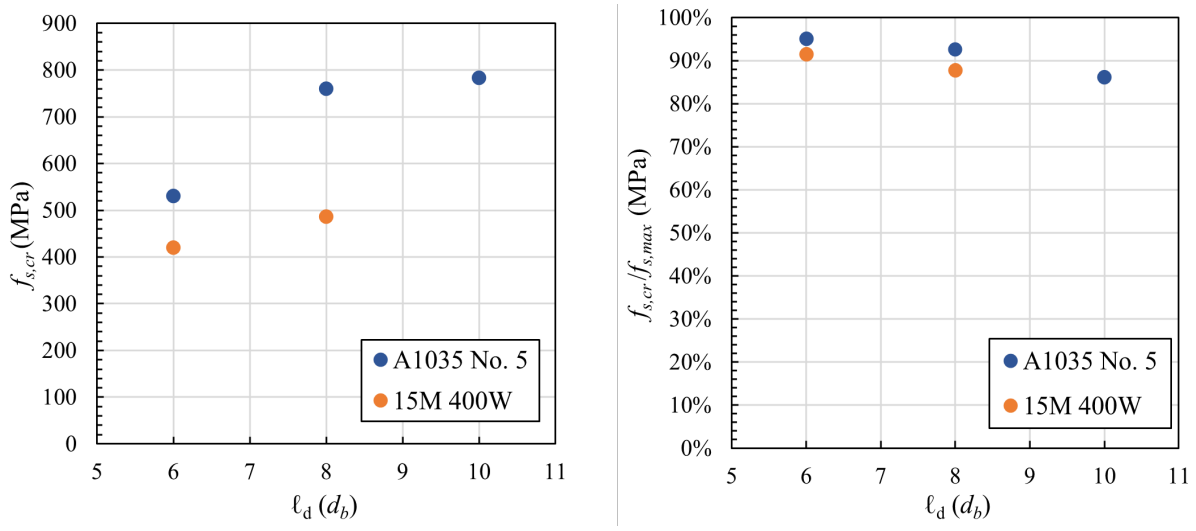


Figure 3.47 Contrainte développée à la première fissuration en fonction de la longueur d'ancrage

3.6.13 Influence de la taille du spécimen

Cette section traitera de l'influence de la taille du spécimen sur les performances d'ancrage issues des essais ATD. Dans cette partie, seront comparé un ATD 32 avec une barre A1035 No. 10 et un spécimen ATD 16 avec une barre A1035 No. 5 pour des configurations géométriques identiques, exprimées en fonction du diamètre de la barre ($\ell_d = 8d_b$, $c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$).

La Figure 3.48 illustre la comparaison générale entre ces deux spécimens. En prenant le spécimen ATD 32 comme référence, on observe que les performances de l'ATD 16 au diamètre de barre inférieur augmentent d'environ 25% en termes de contraintes, avec une valeur de $s_{fs,max}$ équivalente et une valeur de $w_{fs,max}$ inférieure. Cette observation est conforme aux tendances relevées dans la littérature concernant l'influence du diamètre de la barre sur les capacités d'ancrage, comme détaillé dans la section 2.3.4. En plus des hypothèses avancées dans la section 2.3.4 pour expliquer les différences de comportements entre les différent diamètres de barres, les performances supérieures des barres de plus petit diamètre pourraient s'expliquer de plusieurs facteurs. D'une part, un phénomène d'effet d'échelle est envisageable : les spécimens ATD 16 pourraient présenter une rigidité accrue en raison de la taille des fibres, proportionnellement plus importante par rapport à la taille du spécimen. D'autre part, la surface relative des crénelures 13% plus importante des barres A1035 No. 5 par rapport aux barres No. 10 pourrait contribuer à une meilleure performance de l'ancrage. Ainsi, le diamètre de la barre apparaît comme un paramètre déterminant dans la caractérisation des performances de l'ancrage.

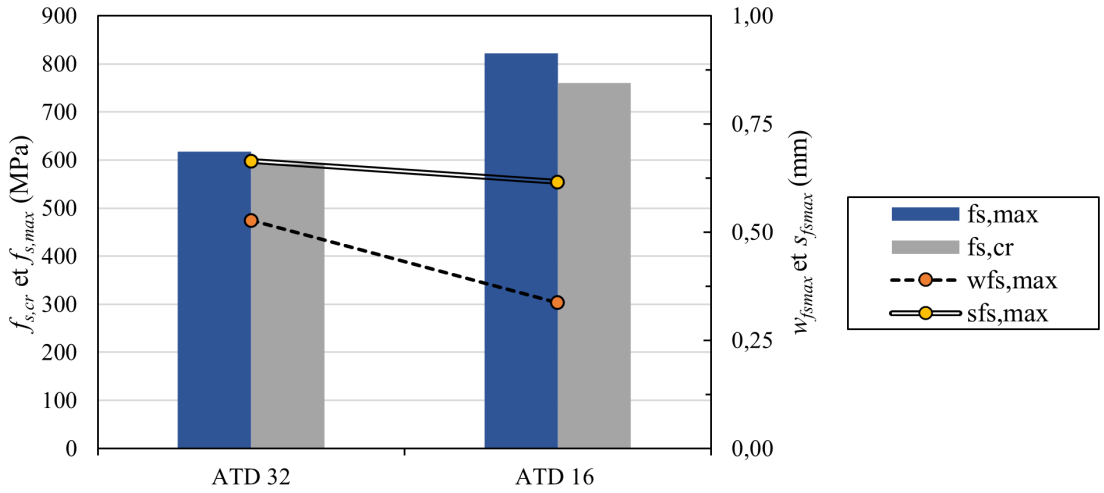
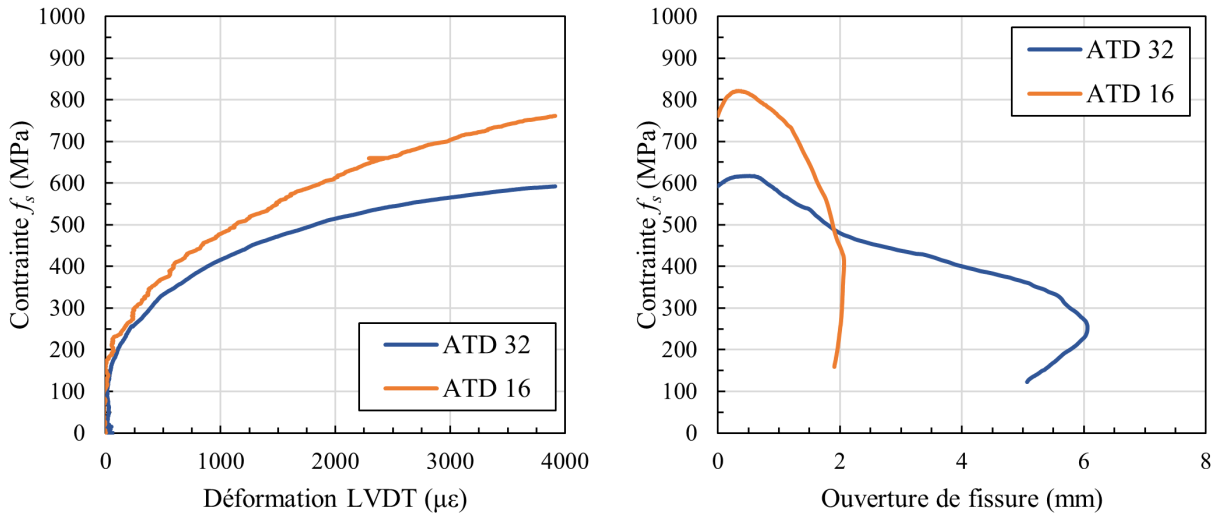


Figure 3.48 Influence globale de la taille du spécimen

En ce qui concerne le comportement en fissuration des deux spécimens illustré dans la Figure 3.49, on observe que le taux d'accroissement de la contrainte dans la barre de l'ATD 16 est supérieur à celui de l'ATD 32 dans la phase pré-pic du BFUP. Durant la phase post-pic, on remarque une diminution de la contrainte significativement plus rapide pour le spécimen ATD 16, qui atteint une valeur d'ouverture de fissure maximale de l'ordre de 2 mm contre 6 mm pour le spécimen ATD 32. Cette différence de comportement post-pic pourrait s'expliquer par la taille plus importante des crénelures des barres A1035 No. 10, induisant ainsi une ouverture de fissure sur une amplitude plus grande.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 3.49 Influence de la taille du spécimen sur le comportement à la fissuration

La courbe de contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre, comme illustré dans la Figure 3.50, permet de montrer que le comportement global des barres suit une évolution similaire dans les deux types de spécimens. Cependant, on note que le spécimen ATD 16 présente une plus grande rigidité durant la phase linéaire par rapport au spécimen ATD 32, menant également à des contraintes maximales plus élevées.

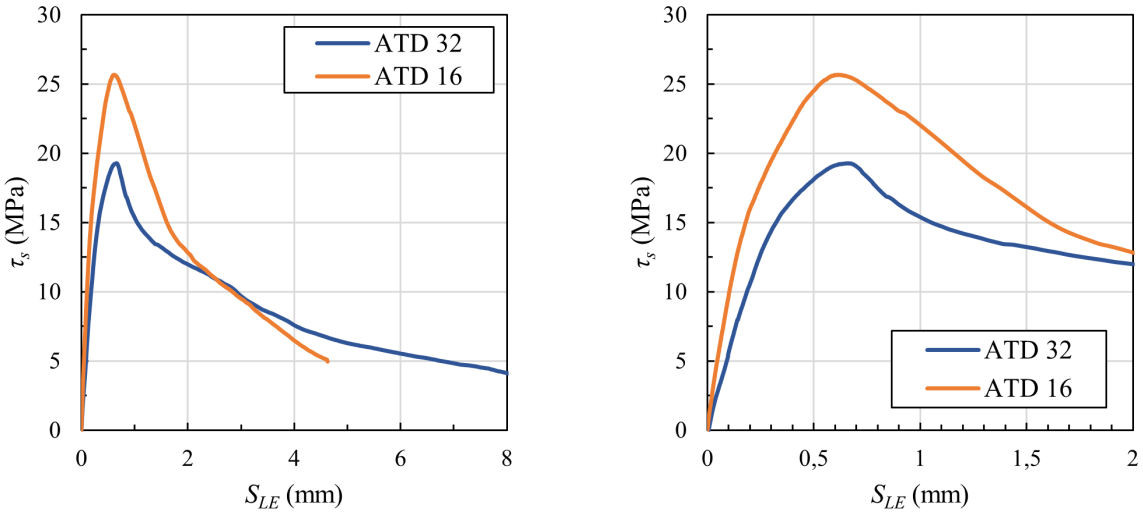


Figure 3.50 Influence de la taille du spécimen sur la contrainte en fonction du glissement global

3.7 Sommaire des résultats expérimentaux

Dans le prolongement des campagnes antérieures menées dans le cadre des projets de Bastide (2020), Renaud-Laprise (2022) et Moussous (2023) qui visaient à étudier les mécanismes de transfert d'efforts et de résistance de l'ancrage dans le BFUP, une série de 14 essais de spécimens ATD a été réalisée. Cette série comprenait :

- 8 spécimens ATD 32 avec des barres testées A1035 No. 10 visant à compléter l'étude de paramètres tels que l'enrobage intérieur et extérieur, ainsi que la présence d'armatures transversales;
- 3 spécimens ATD 16 avec des barres testées A1035 No. 5 pour examiner l'influence de la longueur d'ancrage ainsi que l'effet d'échelle;
- 3 spécimens ATD 16 avec des barres testées 15M 400W pour étudier l'effet de la plastification des barres ainsi que la longueur d'ancrage.

Un résumé des conclusions issues de cette campagne expérimentale est présenté ci-dessous.

- Les spécimens testés ont présenté des ruptures par fendage perpendiculaire. La fissure de fendage à la contrainte maximale s'est développée sur une longueur d'environ 2/3 ℓ_d pour la plupart des spécimens. Pour ceux avec des barres transversales ou un enrobage extérieur de $c_{so} = 3d_b$, la fissure s'est formée sur environ 1/3 ℓ_d, soulignant l'importance du confinement pour la performance des ancrages.
- La capacité maximale de l'ancrage dans le BFUP dépend à la fois de la loi de traction pré-pic et post-pic. Pour les ATD 32, tous ancrés à $8d_b$, l'effet post-pic est significatif avec deux rangs d'armatures transversales (+15% sur $f_{s,max}$). Pour les autres spécimens, cette contribution est moins marquée (≈+5% sur $f_{s,max}$). Pour les ATD 16, la contribution post-pic du BFUP devient plus importante avec l'augmentation de la longueur d'ancrage.
- La relation initiale entre la capacité de l'ancrage et le glissement, représentant la mise en butée des crénelures de la barre avec le BFUP environnant, dépend exclusivement des caractéristiques en compression du BFUP.
- Les tendances observées dans des spécimens de configurations identiques de Bastide (2020) sont similaires, mais avec des performances supérieures dans le cas de cette étude, mettant en évidence le lien entre les performances en traction du BFUP et celles de l'ancrage.
- L'augmentation de l'enrobage extérieur (c_{so}) et la diminution de l'espacement interne (c_{si}) entraînent une augmentation de la contrainte maximale dans la barre, mais la relation entre ces paramètres et la contrainte maximale n'est pas linéaire.
- Les barres transversales confinent le spécimen, augmentant la contrainte maximale d'environ 25% pour chaque rang supplémentaire. En pré-pic, seul le premier rang d'armature agit, tandis que l'impact global des barres transversales se manifeste principalement après l'initiation de la phase d'ouverture de fissure, interceptant son développement.
- Pour les spécimens ATD 16, l'augmentation de la longueur d'ancrage s'accompagne d'une augmentation de la contrainte maximale et d'une diminution du rapport $f_{s,cr}/f_{s,max}$. Une rupture de la barre d'armature hors du spécimen ATD 16 avec une barre 15M 400W ancrée à $10d_b$ a été observée.

- L'utilisation de barres 15M 400W a montré des performances bien inférieures à celles des spécimens équivalents A1035 No. 5, avec des valeurs de $f_{s,max}$ atteintes entre 20 et 35% inférieures. D'autre part, les spécimens ATD 16 avec les barres 15M 400W ont atteint des glissements et des ouvertures de fissure à la contrainte maximale bien supérieurs.
- La partie inférieure en BFUP des spécimens ATD semble n'entrer en action qu'après le début de l'ouverture de fissure, évitant ainsi une rupture fragile du spécimen.
- Le diamètre de la barre apparaît comme un paramètre déterminant dans la caractérisation des performances de l'ancrage. Pour des configurations équivalentes exprimées en fonction du diamètre de la barre et avec le même type de barre (A1035), la comparaison de l'ATD 16 par rapport à l'ATD 32 montre que les performances en termes de contraintes augmentent d'environ 25% pour l'ATD 16, avec une valeur de $s_{fs,max}$ équivalente et une valeur de $w_{fs,max}$ inférieure.

CHAPITRE 4 ÉQUATION PARAMÉTRIQUE DE LA LONGUEUR D'ANCRAGE DES SPÉCIMENS ATD

4.1 Développement de l'équation paramétrique

4.1.1 Méthodologie pour l'élaboration de l'équation

L'objectif de ce chapitre de ce chapitre est de développer une équation semi-empirique pouvant relier les longueurs d'ancrage des spécimens ATD en fonction de leurs différents paramètres géométriques et la contrainte maximale en traction de conception demandée, qui sera notée σ_{sd}. Pour se faire, les équations du Code Model du FIB (2010) seront utilisées comme base quant à la philosophie employée pour relier les paramètres entre eux, tout en l'adaptant à la configuration des spécimens ATD et particulièrement au fait que le béton utilisé soit du BFUP et non du béton ordinaire. Des méthodes d'ajustement de courbes et des régressions multivariables seront utilisées en se basant sur les données expérimentales de cette présente campagne. L'équation sera ensuite validée à l'aide des données de Bastide (2020), Renaud-Laprise (2022) et Moussous (2024) qui ont testé les mêmes types de spécimen ATD, mais dans des configurations différentes. Comme très peu de spécimens ont été testés avec des barres d'armature de nuance 400W, l'étude se concentrera uniquement sur les spécimens avec des barres d'armature à haute résistance A1035.

4.1.2 Formulation de l'équation paramétrique

Pour s'affranchir de la variable de longueur d'ancrage, on cherchera dans un premier temps à obtenir une équation paramétrique de la contrainte tangentielle. En effet, sur la plage de valeurs étudiées, la valeur de la contrainte tangentielle maximale est invariable en fonction de la longueur d'ancrage, comme il a pu être mis en avant par Lagier (2015) ainsi que par Bastide (2020) et qui a aussi été vérifée dans cette campagne. La plupart des paramètres étant étudiés pour des ATD 32, les relations seront établies pour les spécimens ATD 32. Un facteur permettant de prendre en compte le diamètre de la barre sera introduit par la suite.

Le FIB (2010) souligne qu'en l'absence d'armatures transversales, la résistance de l'ancrage des barres d'armature dépend à la fois de la résistance à la traction et de l'enrobage présent autour des barres. En effet, c'est lorsque les contraintes de traction circonférentielles du béton, induites par le chargement de la barre, dépassent la résistance en traction du BFUP que les spécimens amorcent leur rupture par fendage.

Dans les équations développées pour du béton ordinaire non fibré, la résistance à la compression du béton apparaît pour calculer la résistance à la traction. Cependant, de telles hypothèses seraient erronées dans le cas du BFUP. On utilisera donc directement la résistance maximale en traction issue des essais de caractérisation, $f_{t,u}$. De plus, on a pu observer dans la comparaison avec les résultats expérimentaux de la campagne de Bastide (2020) (section 3.6.9) qu'il y a une bonne corrélation pour des BFUP aux performances différentes en normalisant les contraintes par $f_{t,u}$. Ainsi, il sera cherché à établir la relation entre $\frac{\tau_{s,max}}{f_{t,u}}$ et les paramètres d'enrobage afin de limiter les paramètres étudiés.

Concernant l'enrobage, les différentes études ont montré qu'aucune rupture n'était survenue sur les surfaces à l'extrémité extérieure du plan des barres (c_r). Par conséquent, le paramètre d'enrobage c_r n'a pas d'influence sur la résistance de l'ancrage, tant qu'il reste à une valeur minimale de $c_r = 2d_b$.

L'étude expérimentale a pu montrer qu'il existait des relations non linéaires entre les paramètres d'enrobage net extérieur (c_{so}) (section 3.6.5) et du demi-espacement net entre les deux barres (c_{si}) (section 3.6.6). Le FIB (2010) suggère une relation pour définir un confinement équivalent c* de la forme :

$$c^* = 0{,}7c_{min}\left(\frac{c_{min}}{d_b}\right)^{-0{,}75}\left(\frac{c_{max}}{c_{min}}\right)^{0{,}1} \tag{4.1}$$

avec : $\begin{cases} c_{min} = \min\left(c_r; c_{so}, \frac{c_{si}}{2}\right) \\ c_{max} = \max\left(c_r; \frac{c_{si}}{2}\right) \end{cases}$

Cette expression n'est cependant pas compatible avec l'équation que nous souhaitons développer. D'une part, parce que l'enrobage c_r n'est pas un paramètre étudié et d'autre part parce que cette équation ne permet pas de prendre correctement en compte l'influence conjointe de l'enrobage intérieur et de l'enrobage extérieur. Pour toutes les configurations étudiées, en reprenant ces équations, on aurait un c_{max} constant égal à $2d_b$ et un c_{min} égal à $1{,}5d_b$ pour presque tous les paramètres.

En reprenant la philosophie développée par le FIB (2010), nous allons chercher un ajustement de courbes indépendant des paramètres c_{si} et c_{so}, normalisé avec les valeurs d'enrobage maximales

testées expérimentalement, en fonction de la contrainte tangentielle maximale normalisée. Les relations que l'on obtient sont donc :

Avec un coefficient de corrélation $R^2 = 0{,}980$

$$\frac{\tau_{smax}}{f_{t,u}} = 1{,}8\left(\frac{c_{so}}{3}\right)^{0{,}55} \tag{4.2}$$

Avec un coefficient de corrélation $R^2 = 0{,}981$

$$\frac{\tau_{smax}}{f_{t,u}} = 1{,}35\left(\frac{c_{si}}{3}\right)^{-0{,}25} \tag{4.3}$$

En utilisant une analyse de régression à variables multiples pour lier les équations (4.2) et (4.3) on obtient, avec un coefficient de détermination multiple $R^2 = 0{,}963$ l'expression :

$$\frac{\tau_{smax}}{f_{t,u}} = 1{,}03 \times 1{,}8\left(\frac{c_{so}}{3}\right)^{0{,}55} + 0{,}65 \times 1{,}35\left(\frac{3}{c_{si}}\right)^{0{,}25} - 0{,}93 \tag{4.4}$$

Concernant l'impact du diamètre de la barre, seuls deux spécimens avec des diamètres de 16 et 32 mm ont été étudiés. Des performances en termes de contraintes d'environ 25% supérieures pour l'ATD 16 avaient pu être observées. L'équation (4.4) sera donc modifiée pour prendre en compte le diamètre de la barre, ce qui donne donc l'expression :

$$\frac{\tau_{smax}}{f_{t,u}} = \left[1{,}85\left(\frac{c_{so}}{3}\right)^{0{,}55} + 0{,}88\left(\frac{3}{c_{si}}\right)^{0{,}25} - 0{,}93\right]\left[1{,}5 - 0{,}5\left(\frac{d_b}{32}\right)\right] \tag{4.5}$$

Pour ajouter la composante liée au confinement externe apporté par les armatures transversales, le FIB (2010) utilise une approche basée sur l'aire des étriers et leur espacement. Cette approche n'est pas adéquate dans le cas des ATD, car il semble que les étriers soient efficaces d'autant plus qu'ils sont proches de l'extrémité chargée de la barre, et non d'une efficacité constante sur toute la longueur de l'ancrage, comme cela est présumé dans l'équation du FIB (2010). Dans la section 3.6.7, il a été constaté une augmentation d'environ 25% de la contrainte maximale à chacun des rangs d'armatures transversales ajoutés. En désignant par n_{tr} le nombre de rang d'armatures transversales, et en ajoutant ce paramètre à l'équation (4.5), on obtient :

$$\tau_{smax} = \left[1{,}85\left(\frac{c_{so}}{3}\right)^{0{,}55} + 0{,}88\left(\frac{3}{c_{si}}\right)^{0{,}25} - 0{,}93\right]\left[1{,}5 - 0{,}5\left(\frac{d_b}{32}\right)\right][1 + 0{,}25n_{tr}]f_{t,u} \quad (4.6)$$

Nous disposons ainsi d'une expression reliant la contrainte tangentielle à tous les paramètres définissant les spécimens ATD de la présente campagne expérimentale

L'objectif est de relier ces différents paramètres à la longueur d'ancrage. Rappelons l'expression suivante (équation (4.7)) qui définit la contrainte tangentielle. Dans le cadre de la détermination de la longueur d'ancrage des ATD, l'inconnue que l'on cherche à déterminer est ℓ_d. La contrainte à laquelle doit résister la barre en traction σ_{sd} est également un paramètre d'entrée de l'équation exprimant la contrainte d'adhérence maximale :

$$\tau_{smax} = \frac{\sigma_{sd}.d_b}{4.\ell_d} \quad (4.7)$$

En combinant les équations (4.1.2.6) et (4.1.2.7), on obtient l'équation de la longueur d'ancrage des spécimens ATD en fonction de tous les paramètres influençant les performances d'ancrage :

$$\ell_d = \frac{\sigma_{sd}d_b}{4\left[1{,}85\left(\frac{c_{so}}{3}\right)^{0{,}55} + 0{,}88\left(\frac{3}{c_{si}}\right)^{0{,}25} - 0{,}93\right]\left[1{,}5 - 0{,}5\left(\frac{d_b}{32}\right)\right][1 + 0{,}25n_{tr}]f_{t,u}} \quad (4.8)$$

4.2 Validation de l'équation

4.2.1 Tests de validation de l'équation proposée

Pour vérifier la validité de l'expression, un ensemble de résultats issus de 23 essais ATD aux configurations différentes provenant des campagnes d'essais de Bastide (2020), Renaud-Laprise (2022), de Moussous (2024) et la présente campagne, dont les configurations qui sont détaillés au Tableau 4.1, seront utilisés. Pour valider l'équation, les différents paramètres caractéristiques des ATD utilisés seront entrés dans l'équation (4.8). Pour la valeur de σ_{sd}, la valeur de $f_{s,max}$ mesurée expérimentalement sera prise. Cela permettra de comparer la corrélation entre la longueur calculée avec l'expression déterminée précédemment et les longueurs réelles de l'ancrage.

La Figure 4.1 illustre la comparaison entre les longueurs d'ancrage théoriques et réelles, où l'on observe une très bonne concordance des résultats avec un coefficient de corrélation $R^2 = 0{,}981$. Les détails des valeurs des longueurs théoriques peuvent être retrouvés dans le Tableau 4.1

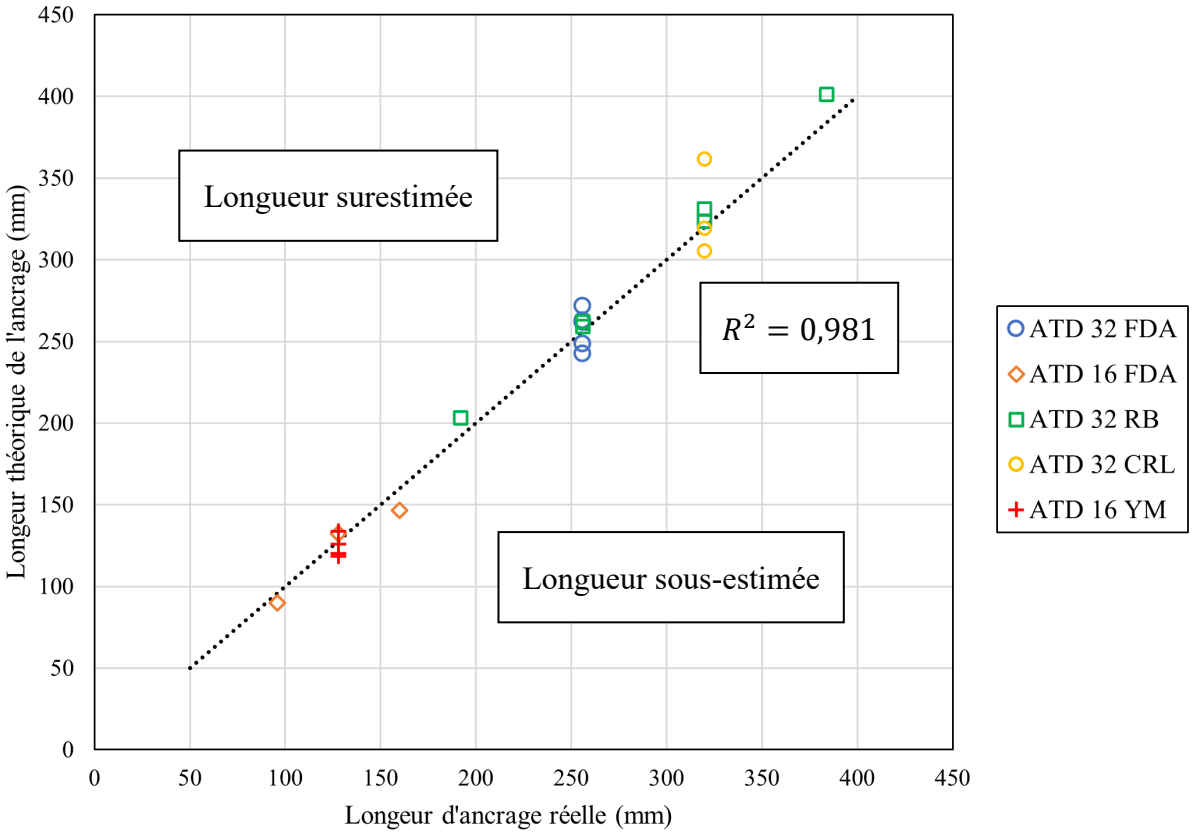


Figure 4.1 Comparaison de la longueur d'ancrage théorique et la longueur d'ancrage réelle

Tableau 4.1 Longueur d'ancrage théorique par rapport à la longueur d'ancrage réel

Type	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	Nbr rangs 10M	$f_{s,max}$ (MPa)	f_{tu} (MPa)	ℓ_d *réelle* (mm)	ℓ_d *thérorique* (mm)
Présente campagne (FDA)										
ATD 32	32	8	2	1	2	0	777	13,98	256	262
	32	8	2	2	2	0	642	13,98	256	242
	32	8	2	3	2	0	617	13,98	256	248
	32	8	1,5	3	2	0	571	13,98	256	272
	32	8	3	3	2	0	822	13,98	256	263
	32	8	2	3	2	1	784	13,98	256	253
	32	8	2	3	2	2	935	13,98	256	251
ATD 16	16	6	2	3	2	0	558	13,98	96	90
	16	8	2	3	2	0	821	13,98	128	132
	16	10	2	3	2	0	909	13,98	160	146
Bastide (2020) (RB)										
ATD 32	32	10	1,5	3,0	3,5	0	600	12,32	320	323
	32	8	1,5	3,0	3,5	0	480	12,32	256	259
	32	12	1,5	3,0	3,5	0	744	12,32	384	401
	32	6	2	3,0	3,5	0	444	12,32	192	203
	32	8	2	3,0	3,5	0	573	12,32	256	262
	32	10	2	3,0	3,5	0	724	12,32	320	331
	32	10	1,5	3,0	3,5	2	993	12,32	320	357
	32	10	1,5	3,0	3,5	2	994	12,32	320	358
	32	10	1,5	3,0	3,5	0	561	12,32	320	303
	32	10	1,5	3,0	3,5	0	633	12,32	320	341
Renaud-Laprise (2020) (CRL)										
ATD 32	32	10	1,5	3	3,5	0	619	12,88	320	319
	32	10	1,5	3	3,5	0	762	14,01	320	362
	32	10	1,5	3	3,5	0	611	13,3	320	268
Moussous (2024) (YM)										
ATD 16	16	8	2	3	2	0	681	12,98	128	118
	16	8	2	3	2	0	692	12,98	128	120
	16	8	2	3	2	0	771	12,98	128	134
	16	8	2	3	2	0	725	12,98	128	126

4.2.2 Limitations et portée de l'équation

L'équation (4.8) présente certaines limitations dues aux données issues des essais qui ont contribué à sa formulation. Elle s'applique exclusivement à la détermination de la longueur d'ancrage pour des spécimens ATD utilisant des barres A1035 No. 5 ou No. 10, limitant ainsi les diamètres possibles à 16 mm pour la barre No. 5 et à 32 mm pour la barre No. 10. Pour étendre sa portée, des données supplémentaires sur des tests sont nécessaires, notamment pour intégrer le type de barres d'armature utilisées. Voici les plages applicables des différents paramètres pour l'équation (4.8) :

$$d_b \in [16; 32]$$

$$c_{si} \in [1; 3]d_b$$

$$c_{so} \in [1{,}5; 3]d_b$$

$$f_{t,u} \in [12; 14] \text{ MPa}$$

$$\sigma_{sd} \in [400; 1000] \text{ MPa}$$

$$n_{tr} \in [\![0; 2]\!]$$

Pour augmenter la pertinence et l'applicabilité de cette équation, il est essentiel d'inclure des paramètres additionnels tels que l'orientation des fibres, le type de barres d'armature, et d'élargir la gamme des autres paramètres *(c_{si}, c_{so}, n_{tr})*. Cela nécessitera la réalisation de tests complémentaires pour affiner et valider l'équation dans des contextes plus variés.

CHAPITRE 5 ANALYSE NUMÉRIQUE DES SPÉCIMENS ATD

5.1 Introduction

La modélisation par éléments finis s'inscrit dans la continuité de la campagne expérimentale d'essais ATD. L'objectif principal est de développer un modèle calibré qui reproduit fidèlement le comportement observé lors des essais réels. Cette approche permettra de varier de nombreux paramètres et d'explorer leurs contributions à l'ancrage des armatures dans le BFUP, s'avérant ainsi très utile pour la modélisation numérique de joints de chevauchement dans des configurations réelles.

5.2 Stratégie de modélisation

5.2.1 Modélisation à l'échelle de la crénelure

Comme mentionné dans la section 2.2.2, des modèles à l'échelle de la crénelure identiques à ceux développés par Lagier (2015) seront utilisés. La modélisation numérique sera réalisée avec le logiciel d'éléments finis ABAQUS 6.14. Le prétraitement et le post-traitement des modèles seront effectués à l'aide de scripts Python, reprenant ceux créés par Zahedi (2021). Plus précisément, le module ABAQUS/*Explicit* sera utilisé de manière à adopter une stratégie de résolution explicite quasi statique. Afin de garantir le caractère quasi statique de chacune des simulations, deux critères basés sur le rapport de l'énergie cinétique (E_k) et de l'énergie de déformation (E_{int}) seront vérifiés tel qu'illustré à la Figure 5.1 :

- 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.

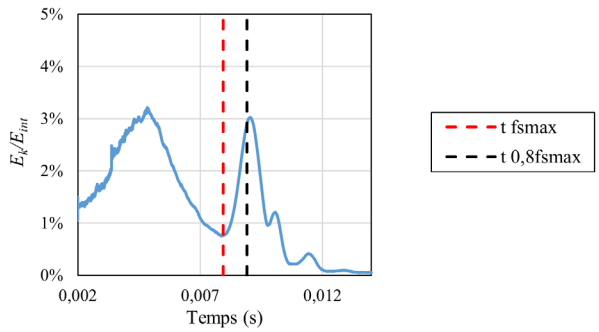
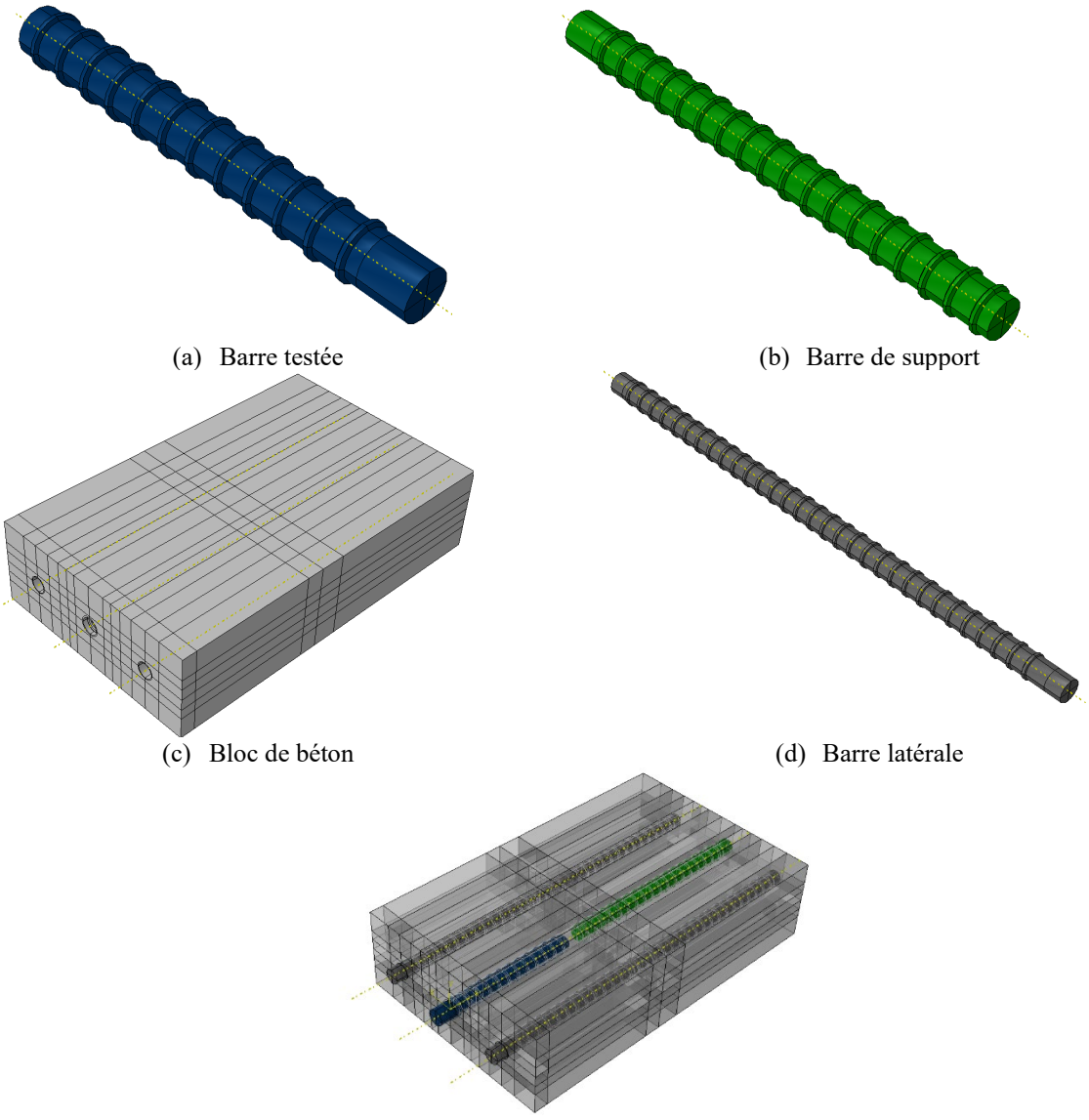


Figure 5.1 Courbe du ratio E_k/E_{int} issue d'une simulation quasi statique

5.2.2 Éléments composant le modèle

Les spécimens sont modélisés en utilisant quatre éléments distincts, comme illustré à la Figure 5.2. Cette modélisation 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 5.3. Cette approche permet ainsi de bien représenter 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. Les armatures transversales seront modélisées par des éléments filaires.



(a) Barre testée

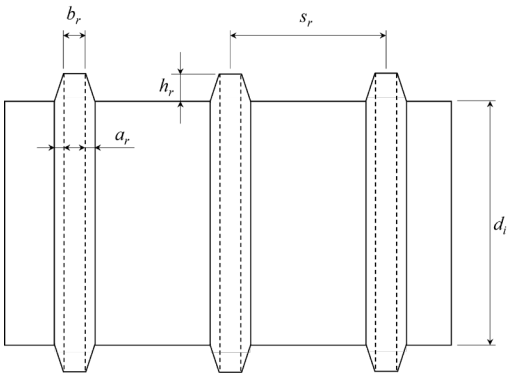
(b) Barre de support

(c) Bloc de béton

(d) Barre latérale

(e) Éléments assemblés

Figure 5.2 Modélisation des éléments structuraux



d_i : Diamètre nominal
a_r : Largeur à la base de la crénelure
b_r : Largeur du haut de la crénelure
s_r : Espacement entre l'axe de crénelures
h_r : Hauteur moyenne des crénelures

Barre	d_i (mm)	a_r (mm)	b_r (mm)	s_r (mm)	h_r (mm)
A1035 No. 5	14,5	0,7	1,35	9,4	1,1
A1035 No. 10	30,8	1,5	2,56	21,2	2,2
15M 400W	14,2	0,5	1,1	9,2	0,8
30M 400W	28,2	1	3,4	19,2	1,5

Figure 5.3 Géométries des crénelures de barres utilisées

Les éléments utilisés dans ces modélisations sont des éléments hexaédriques explicites à intégration réduite (C3D8R) avec un *Hourglass control* (déformation nulle au point d'intégration de l'élément) défini par le mode *Relax Stiffness*, ce qui permet d'ajouter une certaine rigidité aux éléments afin d'empêcher la formation de modes de déformation non physiques. Comme mentionné dans la section 2.2.2, la convergence des résultats est directement liée à la taille moyenne du maillage, elle-même déterminée par les dimensions des crénelures des barres utilisées. Ainsi, la taille moyenne des éléments pour les spécimens ATD 32 illustrée à la Figure 5.4 est fixée à 3 mm, et à 2 mm pour les ATD 16.

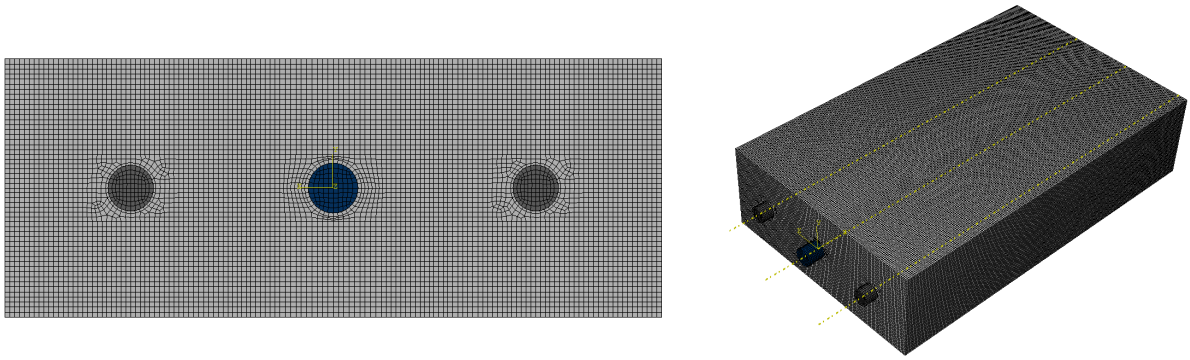


Figure 5.4 Exemple d'un modèle ATD 32 assemblé et maillé

5.2.3 Matériaux

Acier

Les aciers utilisés pour les différentes barres d'armatures sont modélisés en tant que matériaux élastoplastiques. La phase élastique linéaire de leur comportement est définie en intégrant le module d'élasticité de l'acier dans la loi des matériaux. Pour la phase plastique, le comportement est modélisé en se basant sur des points issus des moyennes des courbes de caractérisation des barres, telles que détaillées dans la section 3.4.1. La Figure 5.5 illustre le comportement retenu dans la modélisation pour chacune des barres d'armatures.

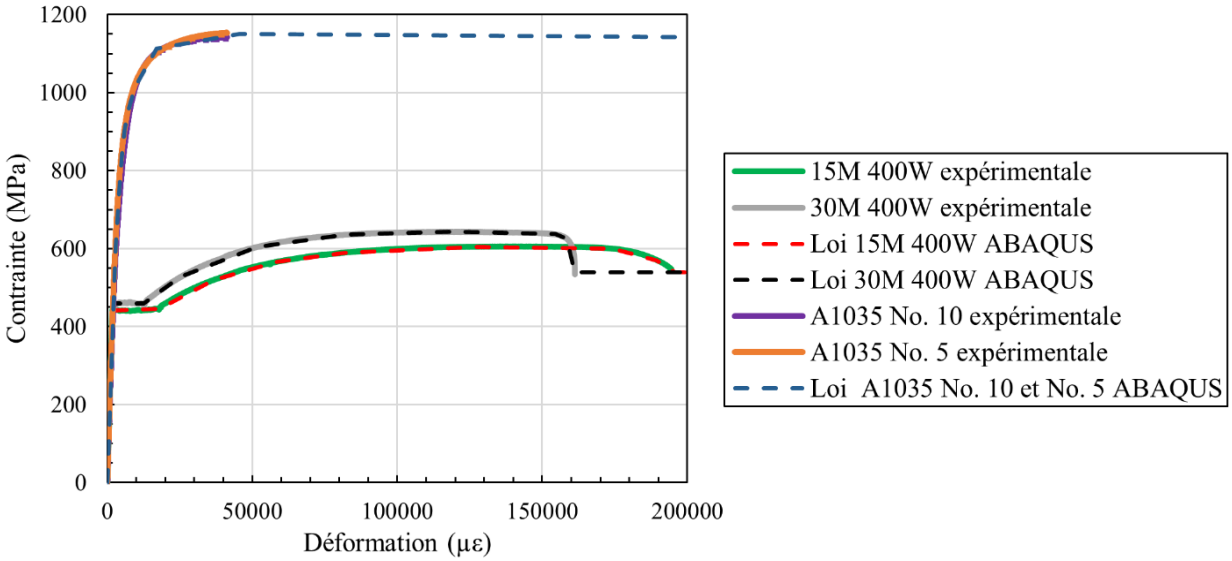


Figure 5.5 Comportement et propriétés de l'acier modélisé dans ABAQUS

BFUP

Le modèle constitutif EPM3D (Massicotte & Ben Ftima, 2017) est utilisé pour décrire le comportement du BFUP, comme décrit dans la section 2.2.1. Cependant, ce modèle ne permet pas de prendre en compte les propriétés orthotropes du béton renforcé de fibres. Or, le mode de coulé des spécimens ATD vise à faire en sorte que les fibres soient principalement orientées dans la direction transversale à l'axe des barres et parallèles au plan des spécimens, comme le montre la Figure 3.3. Comme l'a démontré Zahedi (2021), utiliser dans un modèle d'éléments finis les propriétés isotropes en traction du BFUP correspondant à celles associées à la direction de la coulée amène à surestimer la résistance dans les directions perpendiculaires au sens de l'écoulement et, surtout, à ne pas représenter correctement certains modes de fissuration observés expérimentalement. Une solution proposée par Zahedi (2021) consiste à introduire des bandes faibles dans le spécimen. Ces bandes attribuent des performances différentes au BFUP selon leur localisation, représentant ainsi les zones où l'orientation des fibres est défavorable selon les efforts existants dans les spécimens ATD. Deux types de régions sont ainsi définis.

1. Les régions d'Orientation Préférentielle des Fibres (OPF), où les fibres sont perpendiculaires au plan principal de fissuration anticipé et participent directement à la résistance d'adhérence entre le BFUP et les barres d'armatures. Comme il sera présenté plus loin, les propriétés de ces zones sont néanmoins inférieures aux propriétés obtenues de l'essai de traction directe.
2. Les Bandes Faibles (BF), situées dans les zones où les fibres sont orientées parallèlement au plan de fissuration anticipé et contribuent peu à la résistance en traction. Deux bandes faibles sont intégrées au modèle :
    - une bande transversale à l'axe du spécimen positionnée entre la barre d'ancrage et la barre de support avec une épaisseur égale à un diamètre de barre, et visant à caractériser le fait que les fibres ont une contribution réduite pour une fissuration au bout de la barre ancrée transversale à l'axe du spécimen;
    - une bande dans le plan des barres, dont l'épaisseur correspond à la somme du diamètre d'une barre et de deux fois la taille d’un élément du maillage et visant à caractériser le fait que les fibres ont une contribution réduite pour une fissuration dans le plan des barres.

La disposition des bandes faibles est représentée en rouge sur la Figure 5.6. Il convient de noter que l'ajout de bandes faibles est un artifice propre à l'essai ATD.

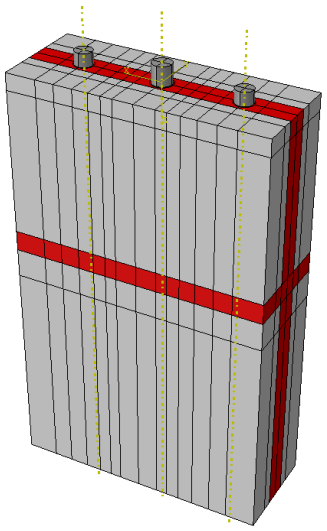
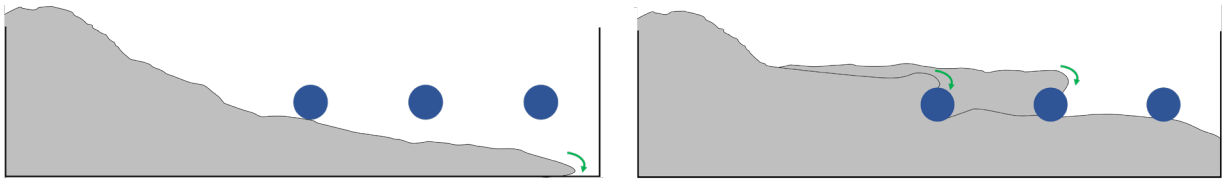


Figure 5.6 Bande faible dans le modèle numérique

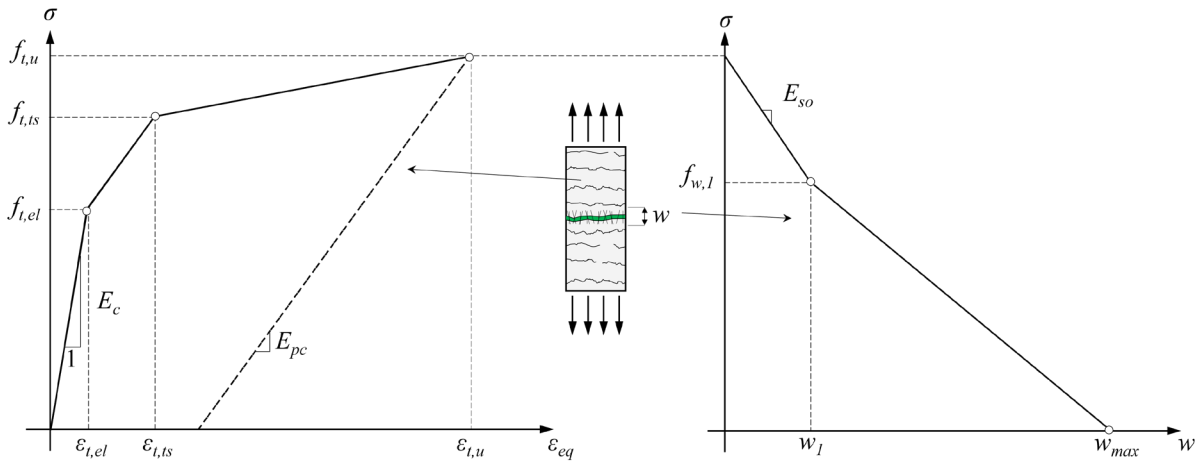
Le choix des bandes faibles dans le modèle numérique est justifié par le mode de coulée utilisé pour la réalisation des spécimens ATD. Lors du début de la coulée, un premier flux de BFUP se crée (Figure 5.7a). Une fois que ce flux a dépassé en hauteur la première barre d'armature, il se scinde en deux avec un second front d'écoulement dans la partie supérieure qui a tendance à s'enrouler autour des barres d'armatures (Figure 5.7b). Pour simplifier le modèle, une hypothèse a été adoptée : les fibres sont supposées être orientées verticalement dans les zones de bandes faibles. Cette simplification permet de pénaliser de manière critique les zones les plus sensibles du modèle, sachant que la calibration sera réalisée sur le béton situé dans les zones d'orientations préférentielles des fibres qui contribuent à la résistance des ATD.



(a) Front écoulement inférieur (b) Front d'écoulement supérieur

Figure 5.7 Plan faiblesse induit par le mode de coulé du spécimen

Zahedi (2021) a mené une étude de sensibilité sur l'impact des paramètres des courbes de traction du BFUP sur les résultats obtenus via la modélisation par éléments finis pour les spécimens ATD. Ainsi, nous adopterons la définition des courbes simplifiées en traction identiques à celles définies dans son étude. Plus spécifiquement, nous adopterons une courbe adoucissante bilinéaire, telle que présentée à la Figure 5.8. Il a été notamment montré que lorsque la pente initiant la phase adoucissante est constante (E_{so} constant) les relations entre $f_{t,u}$ et les paramètres $f_{s,max}$, $f_{s,cr}$, $w_{fs,max}$ étaient linéaires. Cela facilitera le contrôle des paramètres lors de la calibration du modèle.



(a) Relation σ-ε en phase pré-pic (b) Relation en phase post-pic

Figure 5.8 Paramètres caractéristiques des courbes de traction dans le modèle numérique avec EPM3D

Les propriétés mécaniques des lois de matériaux sont détaillées au Tableau 5.1 et au Tableau 5.2 ainsi que sur la Figure 5.9 et la Figure 5.10. 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.

Tableau 5.1 Propriétés mécaniques en compression du modèle numérique

OPF		
Grandeur	Valeur	Unité
E_c	41 745	MPa
v_c	0,207	
f'_c	156	MPa
ε_c	-7600	µm/m

BF		
Grandeur	Valeur	Unité
E_c	41 745	MPa
v_c	0,207	
f'_c	156	MPa
ε_c	-7600	µm/m

Tableau 5.2 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique

	$f_{t,el}$ (MPa)	$f_{t,ts}$ (MPa)	$f_{t,u}$ (MPa)	E_{pc} (MPa)	$\varepsilon_{t,el}$ ($\mu\varepsilon$)	$\varepsilon_{t,ts}$ ($\mu\varepsilon$)	$\varepsilon_{t,u}$ ($\mu\varepsilon$)	$f_{w,1}$ (MPa)	w_1 (mm)	w_u (mm)	E_{so} (MPa)
OPF	7,75	10,65	13,98	*8800*	240	480	3920	4	1,35	5,50	-7,4
BF	6,0	6,005	6,01	41 745	140	150	160	2,4	0,90	5,50	-4

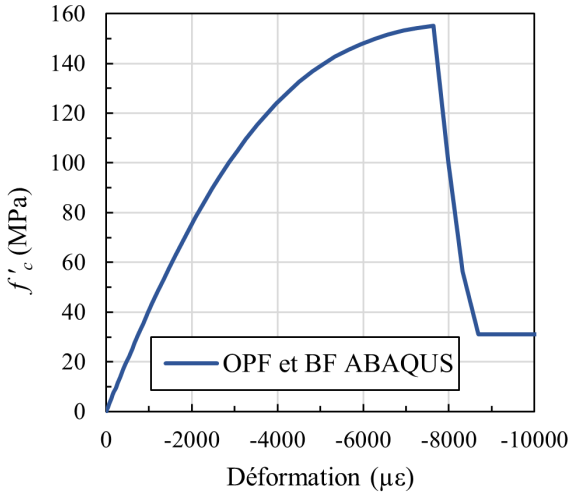
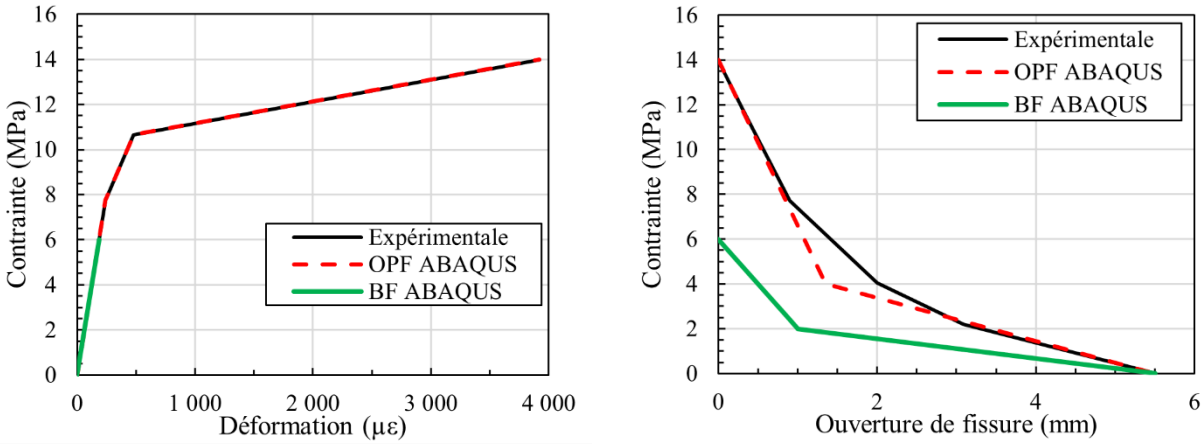


Figure 5.9 Comportement en compression de la loi du BFUP du modèle numérique



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 5.10 Comportements en traction des lois du BFUP du modèle numérique

5.2.4 Contact acier béton

Comme mentionné précédemment, la modélisation de la liaison entre le BFUP et les barres d'armatures est primordiale pour que le modèle soit représentatif des mécanismes de transferts d'efforts entre ces deux matériaux. L'algorithme de contact utilisé est une loi est une loi de type contact normal (*Hard contact*) avec une loi assouplie selon la méthode pénalité (*Penalty method*). Cette approche permet de prendre en compte les composantes normales et tangentielles de la liaison. L'interface entre le BFUP et les barres d'armatures est appliquée par un contact normal pour la face avant de la crénelure, permettant à la face arrière de se séparer librement lorsqu'aucune pression de contact n'est transmise. Une loi de frottement de Mohr-Coulomb permettant un décollement normal est adoptée le long de l'interface entre deux crénelures adjacentes, comme illustré à la Figure 5.11.

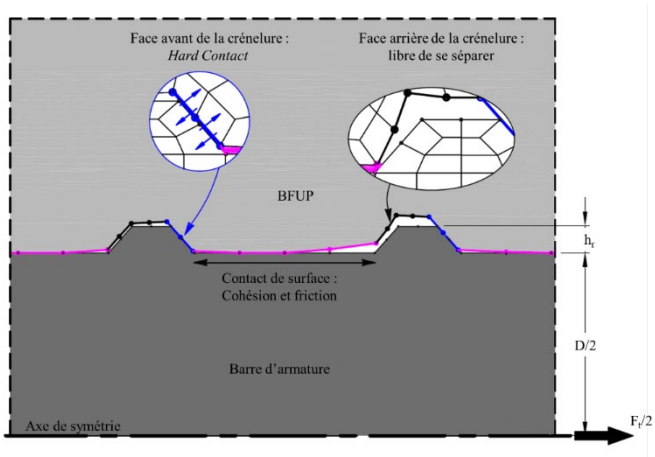


Figure 5.11 Vue schématique des propriétés d'interaction de surface à l'interface acier-béton adaptée de Lagier et al. (2016a)

En s'appuyant sur les analyses menées par Lagier et al. (2016a), une surface de cohésion est définie à l'interface des crénelures, adoptant le modèle de frottement de Mohr-Coulomb comme illustré à la Figure 5.12. Cette surface de cohésion permet de représenter la décohésion de l'interface lorsque la résistance normale sera dépassée. Dans la direction parallèle au chargement, le cisaillement sera géré par le frottement associé au glissement. Les propriétés utilisées dans le modèle sont détaillées dans le Tableau 5.3.

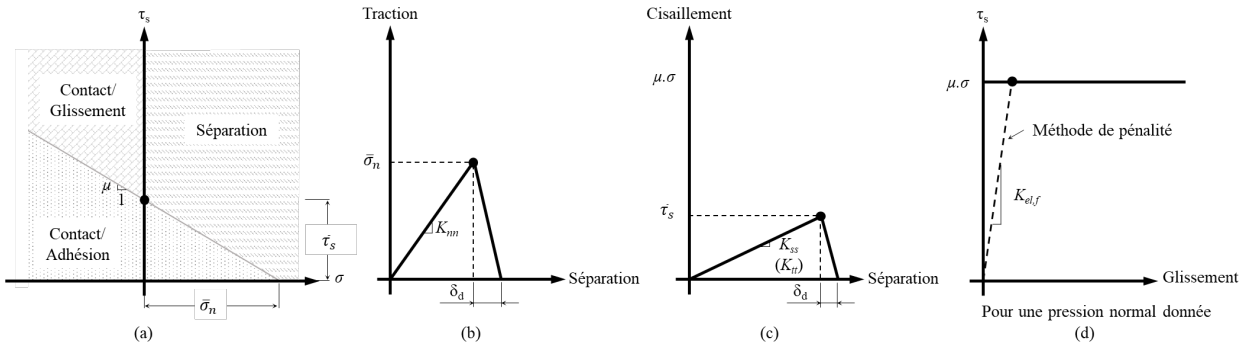


Figure 5.12 Modèle constitutif de l'interface acier-béton : (a) États de l'interface sur la surface de Mohr-Coulomb; loi de séparation des contacts à l'interface (b) direction normale (c) direction de cisaillement ; (d) méthode de pénalité à l'interface adaptée de Lagier et al. (2016a)

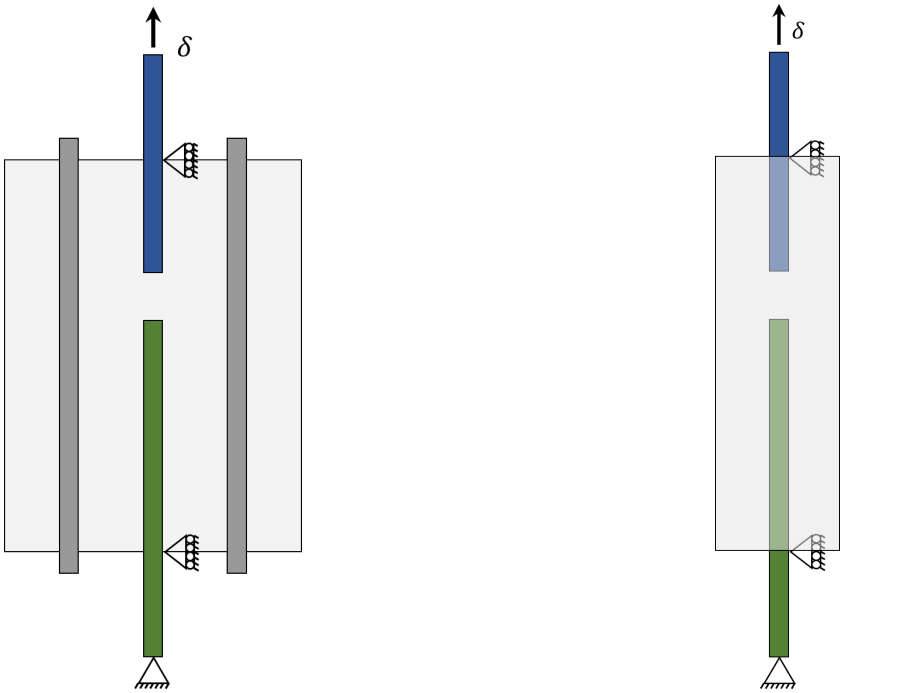
Tableau 5.3 Paramètres de l'interface entre le BFUP et l'armature employée

Loi de traction et de décollement							Loi de frottement	
$\overline{\sigma_n}$	$\overline{\tau_n}$	$\overline{\tau_s}$	K_{nn}	K_{tt}	K_{ss}	δ_d	μ	$K_{el,f}$
(MPa)	(MPa)	(MPa)	$(N.mm^{-3})$	$(N.mm^{-3})$	$(N.mm^{-3})$	(μm)		$(N.mm^{-1})$
2,0	1,2	1,2	100	20,0	20,0	5,0	0,6	80,0

5.2.5 Charges appliquées et conditions limites

Le retrait endogène élevé du BFUP restreint par la présence d'armatures génère des contraintes internes de traction dans le béton qui peuvent conduire à la formation de fissures, ce qui pourrait influencer le comportement de l'ancrage. Afin de simuler ce retrait, une étape préalable au chargement a été intégrée. La valeur ciblée pour le retrait est de – 480 με, basée sur les travaux effectués par Lagier (2015). Ce retrait est modélisé en appliquant une réduction uniforme de la température uniquement au volume de béton. Une température de – 40 °C est appliquée sous la forme d'une fonction d'interpolation régulière (*Smooth Step*) avec un coefficient de dilatation thermique de 12×10^{-6} °C^{-1}.

Le chargement du spécimen est appliqué à l'extrémité de la barre ancrée sous la forme d'une fonction d'interpolation de déplacement régulière (*Smooth Step*). La restriction du déplacement dans la direction longitudinale est imposée à 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 restreints à l'intersection avec le béton, comme illustré à la Figure 5.13.

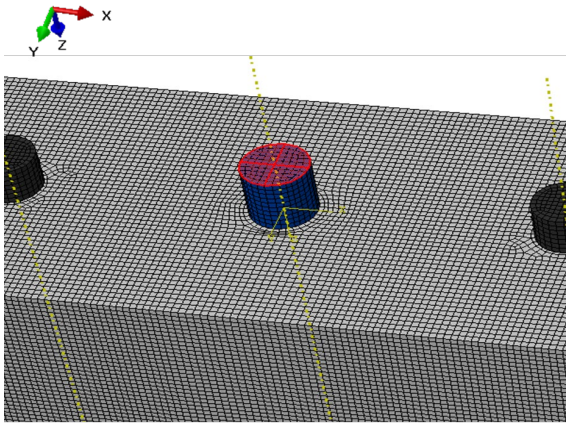


(a) Vue de face (b) Vue de profil

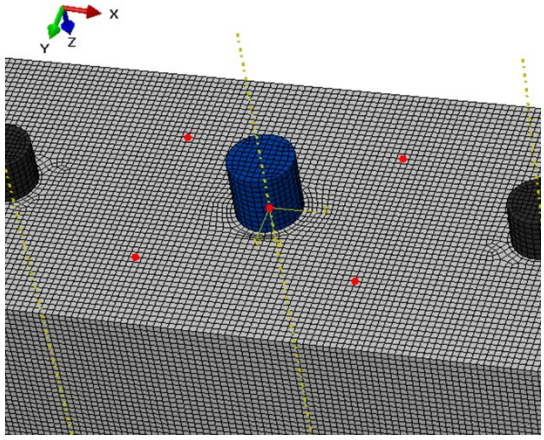
Figure 5.13 Conditions limites appliquées au modèle

5.2.6 Paramètres de comparaison entre les simulations et les essais

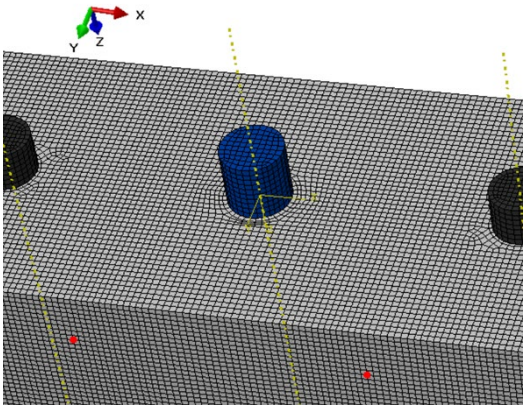
La Figure 5.14 et le Tableau 5.4 présentent la méthodologie employée pour obtenir les différentes grandeurs de mesure à partir du modèle numérique.



(a) Ensemble de mesure de la contrainte de la barre



(b) Ensemble de mesure du glissement de la barre



(c) Ensemble de mesure de la déformation et de l'ouverture de fissure

Figure 5.14 Localisation des ensembles de mesures du modèle numérique ATD

Ainsi, la contrainte dans la barre est déterminée en prenant en compte les éléments sur la surface supérieure de la barre testée (Figure 5.14a). Pour le glissement de la barre, quatre points de référence à sur la surface supérieure du bloc de béton et le nœud central sur la barre testée au début de l'intersection entre le béton et la barre ont été modélisés (Figure 5.14b). Deux nœuds de référence situés sur la face du béton ont été positionnés aux mêmes emplacements que les LVDT mentionnés dans la section 3.5.4. Ceci permet de comparer les résultats du modèle numérique en termes de déformations et ouvertures de fissures avec ceux obtenus expérimentalement (Figure 5.14c). Les détails de l'obtention des valeurs sont présentés dans le Tableau 5.4.

Tableau 5.4 Détails de l'obtention des valeurs de sortie du modèle

Grandeur mesurée	Type d'ensemble	Type de sortie	Valeur de sortie
Contrainte dans la barre	Surface d'éléments	Contrainte (S33)	Moyenne
Glissement de la barre	Nœuds	Déplacement (U3)	Exact
Déformation	Nœuds	Déplacement (U1)*	Exact
Ouverture de fissure	Nœuds	Déplacement (U1)	Exact

**Déplacement entre deux points divisé par la distance entre ces deux points pour obtenir la valeur de déformation*

Les modèles numériques ont été évalués et comparés aux résultats expérimentaux selon deux aspects : le comportement global et les valeurs des paramètres surveillés lors de la rupture.

5.3 Calibration du modèle avec les résultats expérimentaux

5.3.1 Processus de calibration

Les résultats des essais de caractérisation en traction du BFUP ne correspondent pas exactement aux propriétés mécaniques observées dans les spécimens ATD. Malgré la mise en place d'un procédé d'orientation préférentielle des fibres lors de la fabrication du spécimen, les perturbations du flux d'écoulement et la présence des barres d'armatures ont empêché d'atteindre une orientation parfaitement perpendiculaire à l'axe de ces barres. Il est donc nécessaire de considérer ces phénomènes dans la calibration du modèle numérique en appliquant un facteur de réduction aux performances en traction du BFUP. Pour cette étude, le spécimen 103, mentionné dans le Tableau 3.2, a été choisi comme modèle de référence pour la calibration du modèle. Ce choix se justifie par le rôle de ce spécimen en tant que référence pour l'étude des différentes configurations de spécimens.

5.3.2 Résultat préliminaire et calibration de la loi de matériaux

La Figure 5.15, la Figure 5.16 ainsi que les données du Tableau 5.5 présentent les résultats préliminaires du modèle numérique, comparés aux résultats expérimentaux. Ces figures et le tableau montrent que le comportement global du modèle numérique est similaire aux courbes expérimentales, ce qui témoigne de la fiabilité du modèle numérique. En particulier, la Figure 5.15 illustre la précision avec laquelle le modèle numérique représente la première phase du mécanisme d'ancrage, caractérisée par la mise en butée des crénelures contre le BFUP, qui ne dépendent que des propriétés en compression du BFUP.

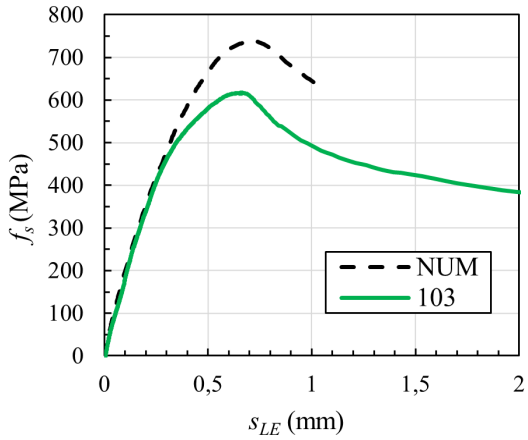
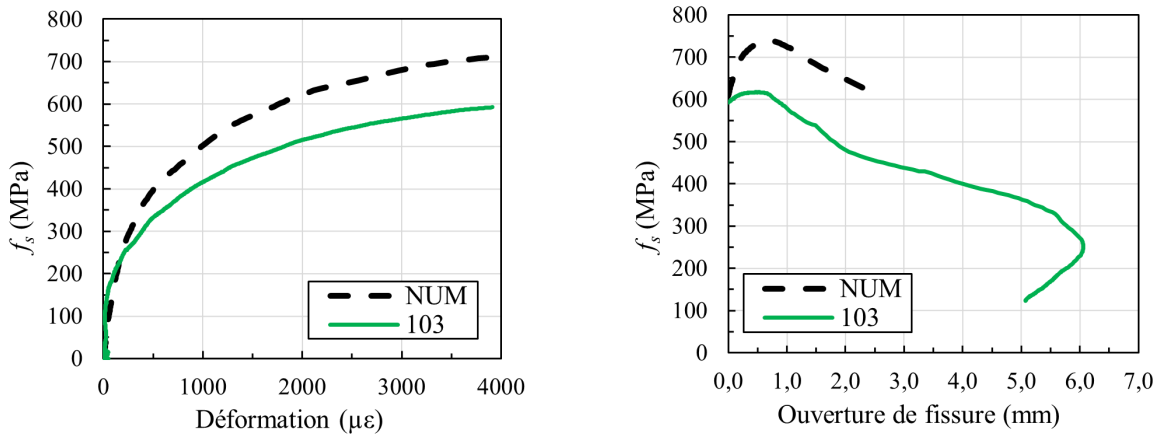


Figure 5.15 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen 103 et le modèle numérique préliminaire



(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure 5.16 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen 103 et le modèle numérique préliminaire

Tableau 5.5 Résultats principaux du modèle numérique préliminaire

	ATD 103									
	$f_{s,cr}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,max}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,cr}$ / $f_{s,max}$	exp/num	s_{LE} $f_{s,max}$ (mm)	exp/num	w$f_{s,max}$ (mm)	exp/num
NUM	709	0,85	738	0,85	0,96	1,00	0,71	0,93	0,69	0,76
EXP	592		617		0,96		0,66		0,53	

EXP : Résultats expérimentaux

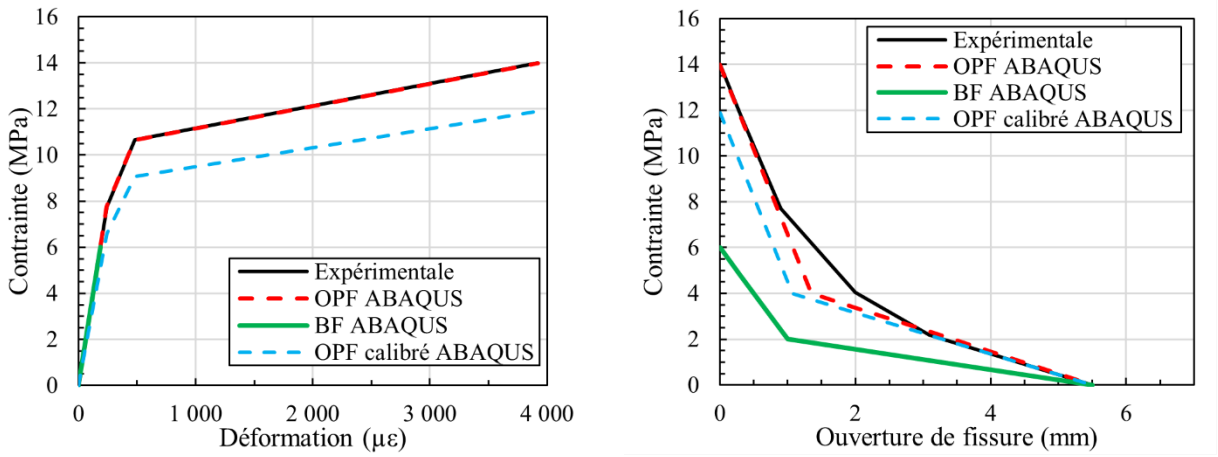
NUM : Résultats numériques

La comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques révèle une différence d'environ 15% (Tableau 5.5) lorsque l'on utilise la loi issue de la caractérisation du BFUP en traction. Cela indique qu'un facteur de réduction de 0,85 est nécessaire pour refléter fidèlement l'efficacité globale réelle des fibres. Comme l'a montré Zahedi (2021), la pente initiale de la phase adoucissante joue un rôle déterminant dans l'amplitude de la contrainte à la rupture, tandis que le changement de la phase d'écrouissage a assez peu d'effet sur l'amplitude.

Ainsi, le facteur de réduction de 0,85 est appliqué uniquement à la résistance à la traction du BFUP de manière à ce que la pente post-pic reste constante dans la phase adoucissante. La déformation ultime est quant à elle restée inchangée dans la loi de matériaux calibrée. Les caractéristiques mécaniques en traction de la bande faible restent inchangées. Les propriétés mécaniques du modèle calibré sont illustrées dans le Tableau 5.6 et la Figure 5.17.

Tableau 5.6 Propriétés mécaniques en traction du modèle numérique calibré

	$f_{t,el}$ (MPa)	$f_{t,ts}$ (MPa)	$f_{t,u}$ (MPa)	E_{pc} (MPa)	$\varepsilon_{t,el}$ ($\mu\varepsilon$)	$\varepsilon_{t,ts}$ ($\mu\varepsilon$)	$\varepsilon_{t,u}$ ($\mu\varepsilon$)	$f_{w,1}$ (MPa)	w_1 (mm)	w_u (mm)	E_{so} (MPa)
OPF Calibré	6,59	9,05	11,89	*8800*	240	480	3920	4	1,07	5,50	-7,4
BF	6,0	6,005	6,01	41 745	140	150	160	2,4	0,90	5,50	-4



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 5.17 Comportements en traction des lois du BFUP du modèle numérique calibré

5.3.3 Vérification du modèle

Le Tableau 5.7, les Figures 5.17 à 5.19 démontrent que, suite à la calibration du modèle numérique, les résultats correspondent étroitement avec les données expérimentales. Cette concordance se manifeste à la fois dans le comportement global du modèle et dans les valeurs spécifiques des paramètres surveillés au moment de l'atteinte de la contrainte maximale et lors du mode de rupture du spécimen. La précision observée après la calibration suggère que les propriétés en traction du BFUP ajustées sont correctes pour évaluer de manière fiable les tests expérimentaux restants. La Figure 5.21, ou SDV52, représente l'ouverture de la fissure et montre que le modèle numérique représente bien le mode de défaillance du spécimen expérimental.

Tableau 5.7 Résultats principaux du modèle numérique calibré

	ATD 103									
	$f_{s,cr}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,max}$ (MPa)	exp/num	$f_{s,cr}$ / $f_{s,max}$	exp/num	s_{LE} $f_{s,max}$ (mm)	exp/num	w$f_{s,max}$ (mm)	exp/num
NUM	622	0,95	638	0,97	0,98	1,02	0,61	0,93	0,58	0,90
EXP	592		617		0,96		0,66		0,53	

EXP : Résultats expérimentaux

NUM : Résultats numériques

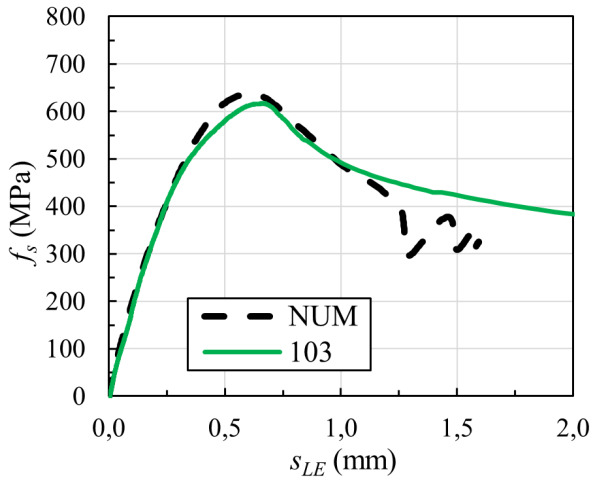
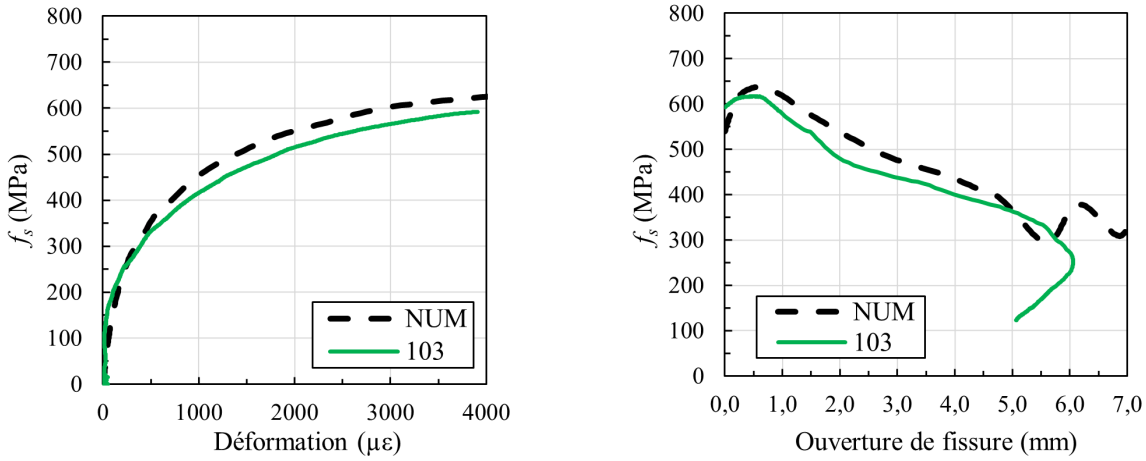


Figure 5.18 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen 103 et le modèle numérique calibré



(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure 5.19 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen 103 et le modèle numérique calibré

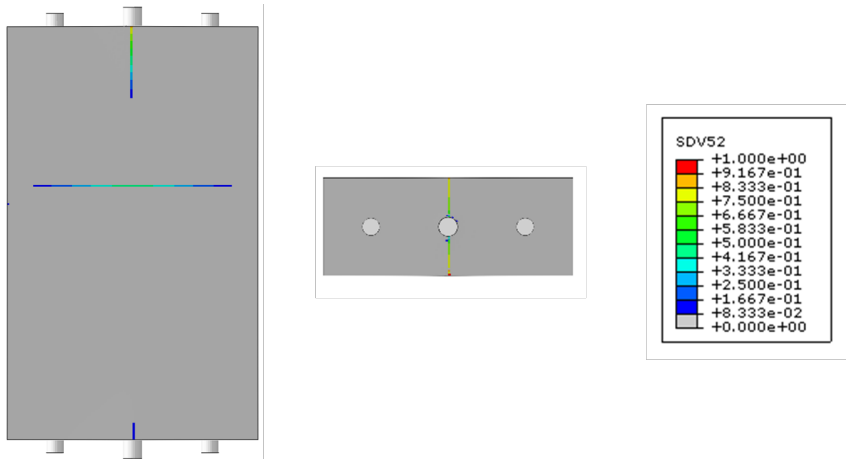


Figure 5.20 Mode de défaillance du modèle numérique 103

5.4 Validation du modèle et comparaison

La validation du modèle numérique après sa calibration est une étape importante pour confirmer sa fiabilité et son exactitude dans la simulation de conditions réelles. Pour ce faire, il est nécessaire de comparer les résultats du modèle numérique avec ceux des essais expérimentaux de la campagne expérimentale qui présentent des configurations variées. L'objectif de cette démarche est de vérifier si le modèle calibré est capable de reproduire fidèlement les résultats expérimentaux sous diverses conditions. Il s'agit de s'assurer que le modèle peut être appliqué de manière fiable pour diverses situations, ce qui est essentiel pour sa pertinence dans des analyses plus larges ou des applications pratiques. La stratégie de modélisation employée sera conforme à celle décrite précédemment dans la section 5.2.

5.4.1 Mode de fissuration

Il convient de rappeler que tous les spécimens testés au cours de la campagne expérimentale ont présenté un mode de fissuration par fendage perpendiculaire au plan des barres, accompagné d'une fissuration horizontale comme le montre la Figure 3.17, sans fissuration dans le plan des barres. Comme on peut le voir sur la Figure 5.21 pour les ATD 32 ainsi que la Figure 5.22 et la Figure 5.23 pour les ATD 16, tous les modes de défaillance numériques sont en accord avec les observations expérimentales à l’exception du spécimen 101 et des spécimens ATD 16 avec les barres d’armatures 15M 400W. En effet, le mode de fissuration du spécimen 101 montre une différence entre les résultats expérimentaux et ceux obtenus par le modèle numérique. Expérimentalement, ce spécimen n'a pas montré de fissuration parallèle au plan des barres, tandis que le modèle numérique a produit une fissure parallèle. Cependant, l'amplitude de l'ouverture de cette fissure parallèle dans le modèle numérique à la fin du chargement est de seulement 0,4 mm. Cette ouverture est relativement faible comparée à l'ouverture de la fissure de fendage perpendiculaire. Cet écart dans les résultats de fissuration pourrait s'expliquer par des différences dans la représentation des propriétés du BFUP. En effet, lors des essais réels, une certaine quantité de fibres devait certainement être présente entre les barres d’armatures, ce qui favorise donc la résistance du BFUP à l’ouverture de fissure dans le plan des barres. Ce phénomène a été observé lors de la confection des spécimens. L'approche adoptée est conservatrice, car la présence et l'orientation des fibres perpendiculaires au plan des barres sont affectées par plusieurs paramètres dont la viscosité du BFUP, la vitesse d'écoulement et la distance entre les barres. Néanmoins, le

fait que l'ouverture de la fissure parallèle dans le modèle numérique soit négligeable devant la fissure de fendage perpendiculaire principale qui domine la rupture indique que le modèle numérique reste capable prédire le comportement général et le mode de rupture du spécimen. Les modèles numériques des spécimens ATD 16 avec des barres d'armatures 15M 400W n'ont pas représenté des modes de fissuration observés expérimentalement. Les spécimens ancrés à $8d_b$ et $10d_b$ n'ont pas présenté de fissuration externe du spécimen, le spécimen ancré à $6d_b$ avait un schéma de fissuration correct, mais des valeurs d'ouverture de fissure négligeable (0,1 mm).

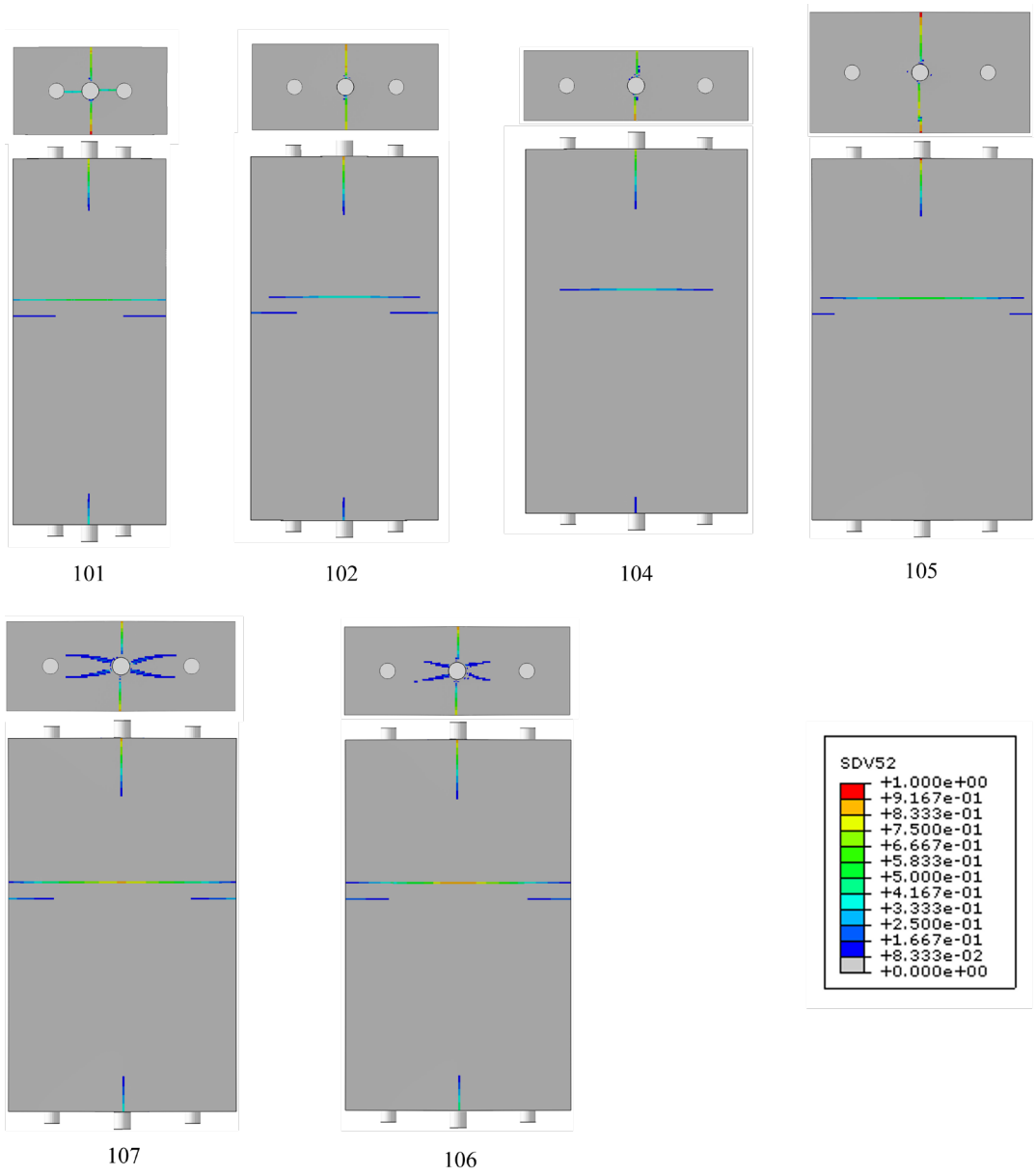


Figure 5.21 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 32

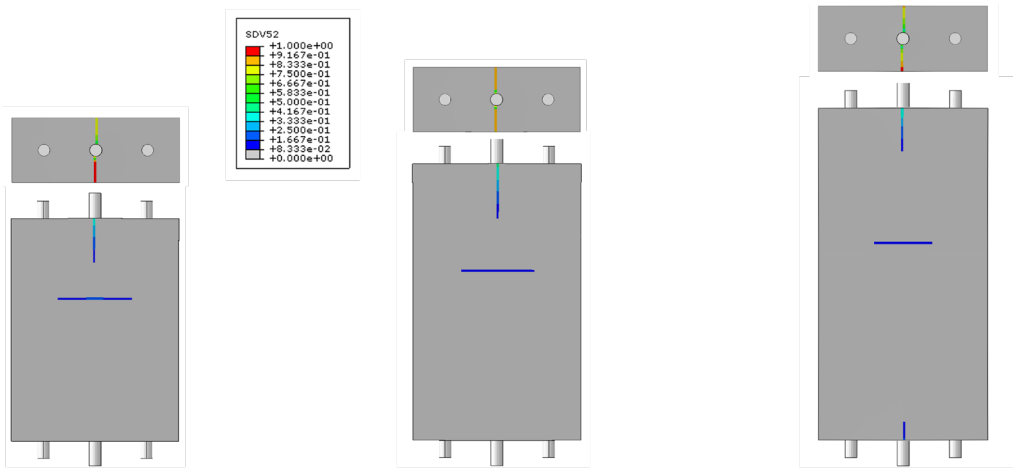


Figure 5.22 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures A1035 No. 5

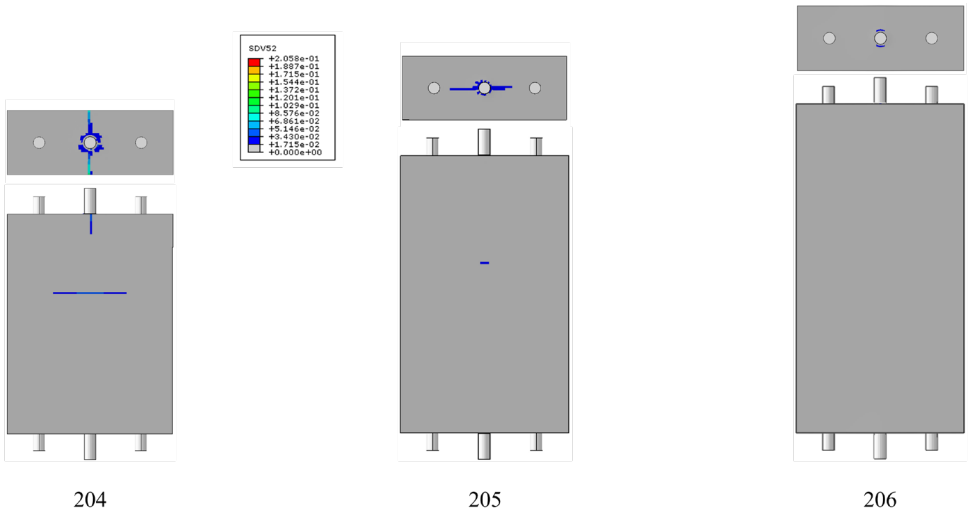


Figure 5.23 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures 15M 400W

Le modèle numérique est donc capable de reproduire fidèlement les mêmes modes de fissuration observés expérimentalement avec les spécimens possédant des barres d'armatures A1035 No. 5 et No. 10, mais pas ceux avec des barres 15M 400W. Cela suggère que le modèle numérique est bien adapté pour simuler le comportement des spécimens avec des barres A1035, mais il présente des limitations lorsqu'il s'agit de modéliser les spécimens avec des barres 15M 400W. Ces différences peuvent être dues à des particularités dans le comportement mécanique des barres 15M 400W, en particulier concernant l'ancrage des barres dans le BFUP après leur plastification, qui ne sont peut-être pas entièrement représentées dans le modèle numérique actuel.

5.4.2 Validation des ATD avec les barres A1035 No. 5 et No. 10

La Figure 5.24 et la Figure 5.25 illustrent les comparaisons entre les courbes de glissement en fonction de la contrainte de barre entre les modèles numériques et les résultats expérimentaux. On observe que les modèles numériques concordent bien avec les courbes expérimentales, bien que le modèle numérique surestime les performances des ATD pour tous les spécimens à l'exception du spécimen 104 dont l'enrobage extérieur est le plus faible de la campagne expérimentale avec un $c_{so} = 1{,}5d_b$. On remarque que les spécimens ATD 16 n°202, ayant les mêmes paramètres que le modèle de référence utilisé pour la calibration du modèle, présente une corrélation particulièrement bonne. De plus, on remarque que le modèle numérique reproduit aussi la rigidité supérieure des spécimens ATD 16 durant la phase linéaire de la courbe contrainte en fonction du glissement, comme ce qui a été observé expérimentalement (section 3.6.3).

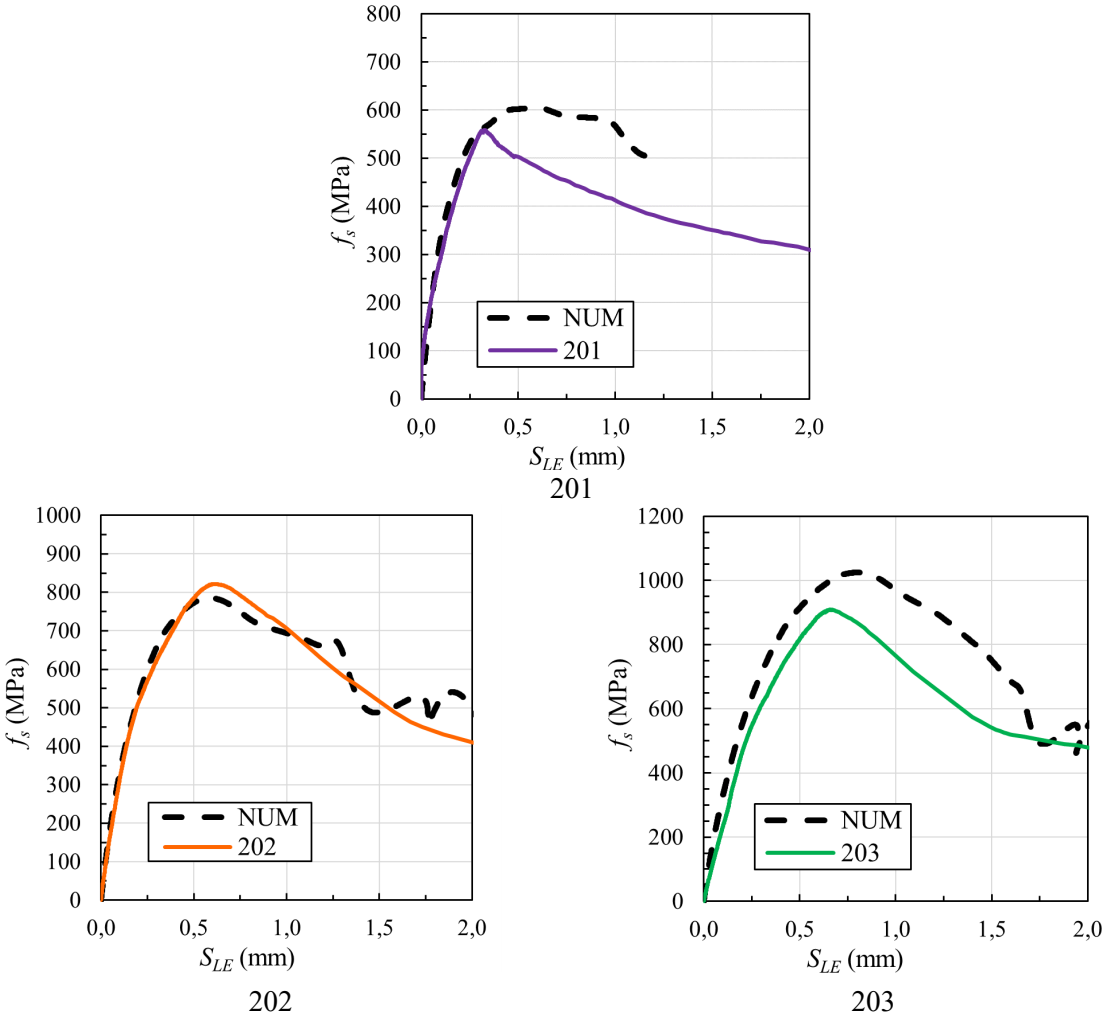


Figure 5.24 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5

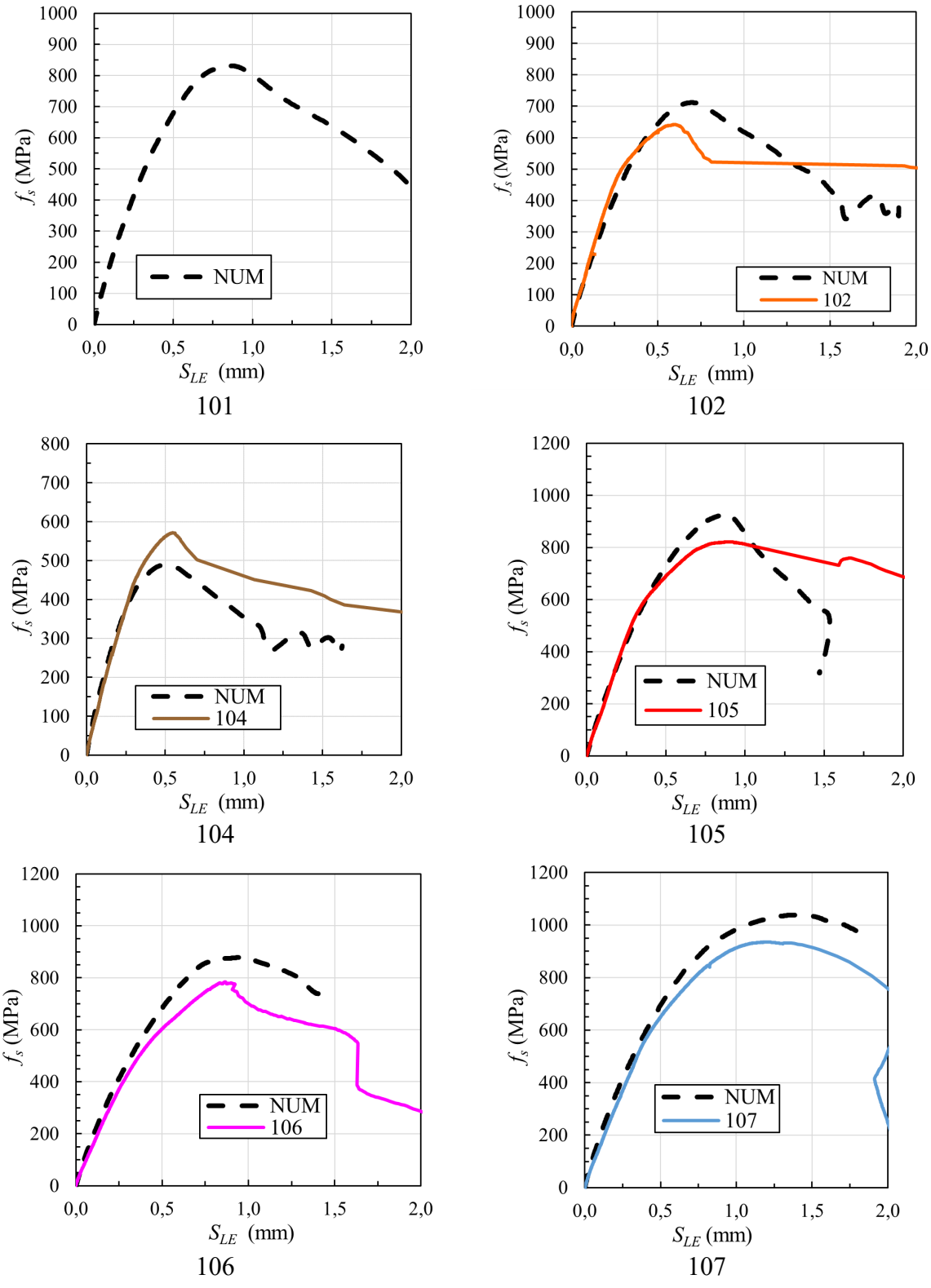


Figure 5.25 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 32

La Figure 5.26 et la Figure 5.27 la illustrent une concordance relativement bonne entre les courbes de contrainte en fonction de la déformation sur la face des spécimens 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 observés expérimentalement.

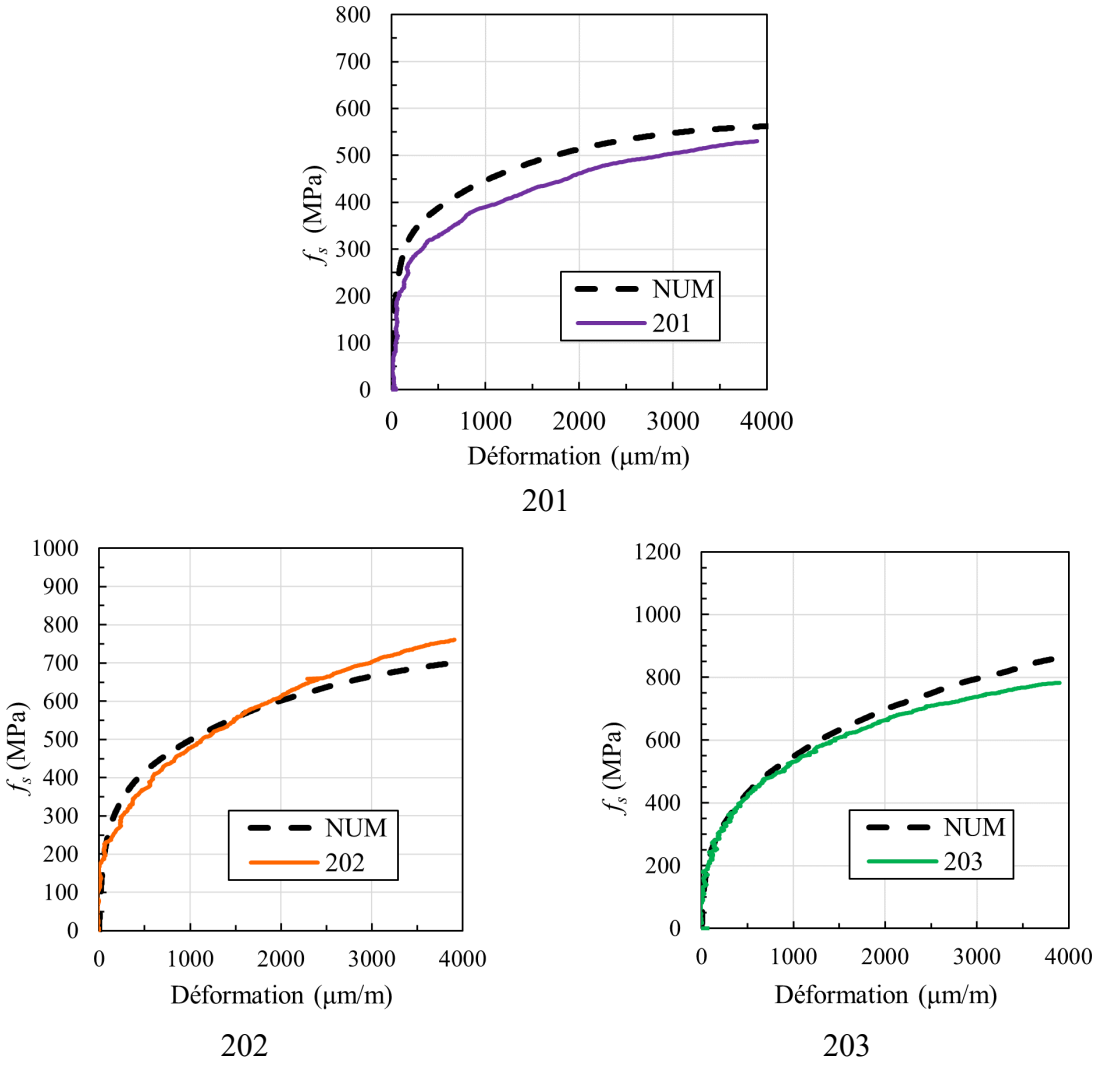


Figure 5.26 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5

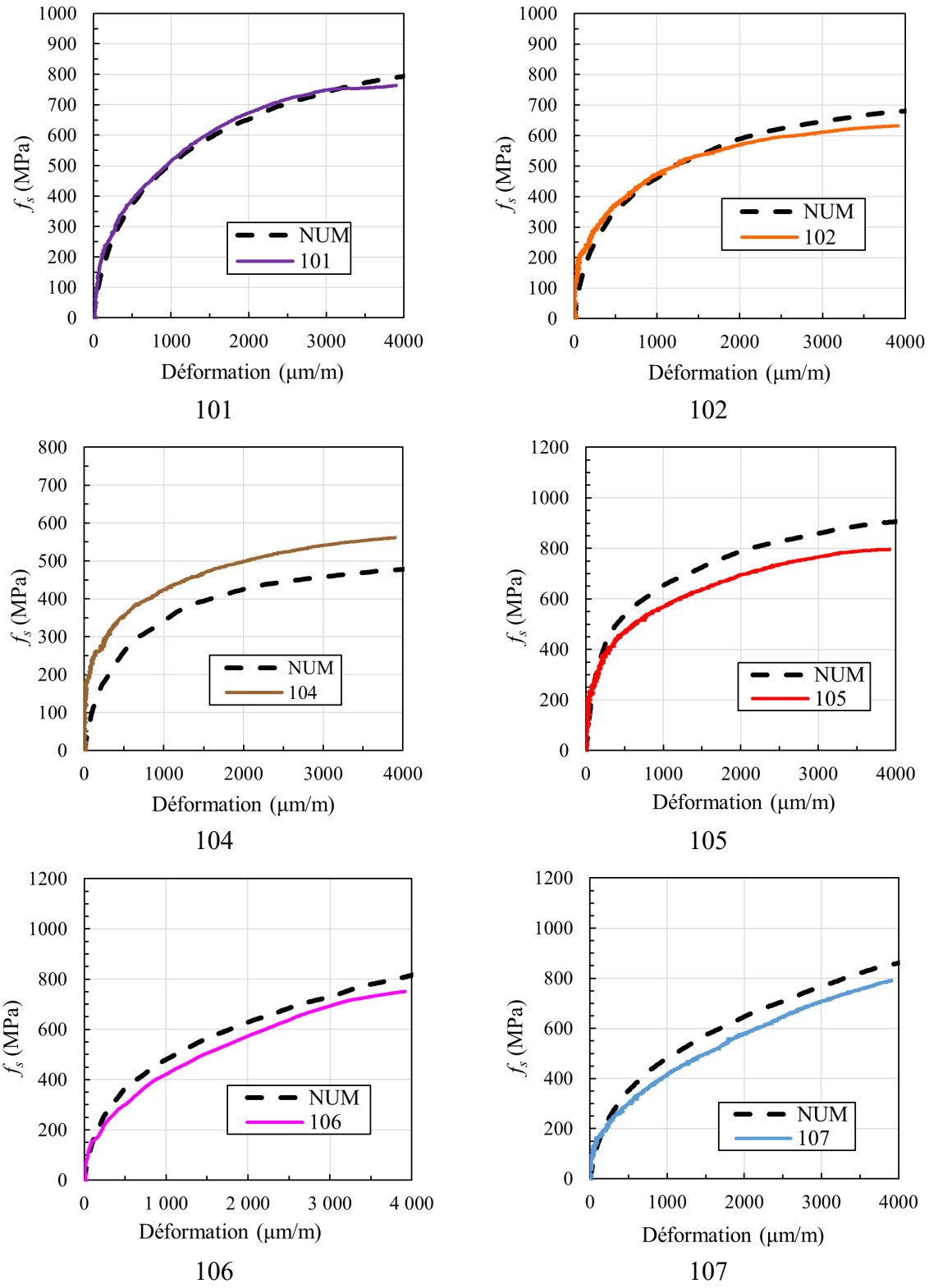


Figure 5.27 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 32

En ce qui concerne la réponse globale de l'ouverture de fissure sur la face des spécimens, illustrée à la Figure 5.28 et la Figure 5.29, la plupart des modèles numériques présentent des allures cohérentes 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. Cependant, le modèle numérique donne des valeurs d'ouverture de fissures maximales pour les ATD 16 supérieures à celles mesurées expérimentalement, cet écart n'est cependant pas le plus critique, car l'objectif de la modélisation des structures n'est pas de se rendre à des fissurations de telles amplitudes.

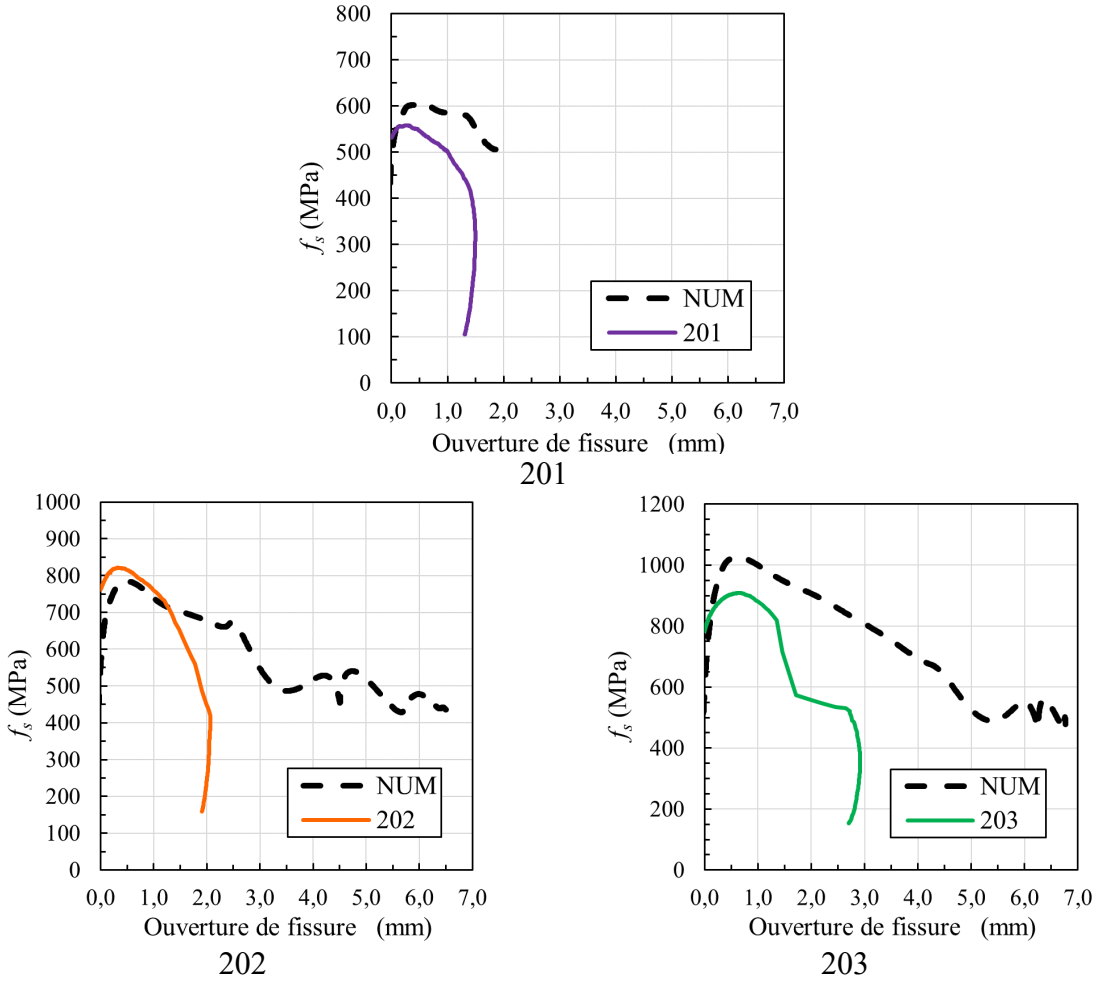
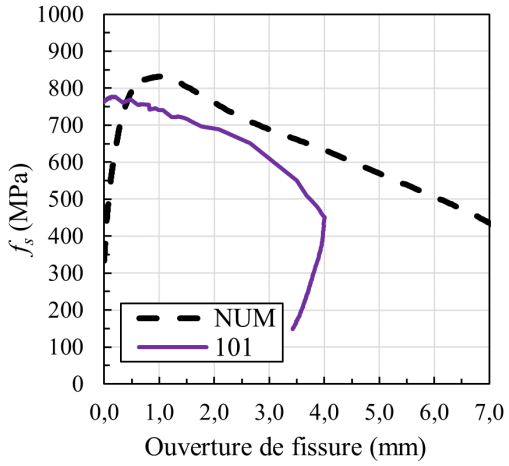
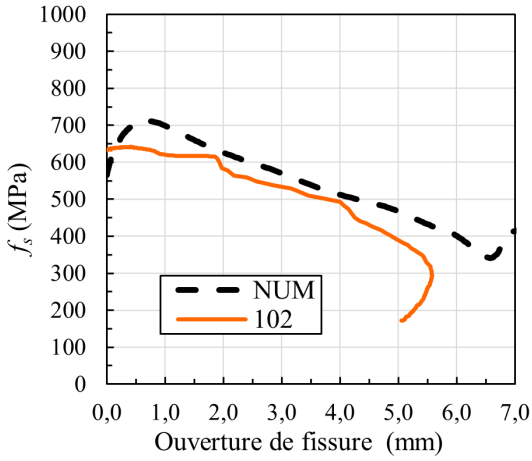


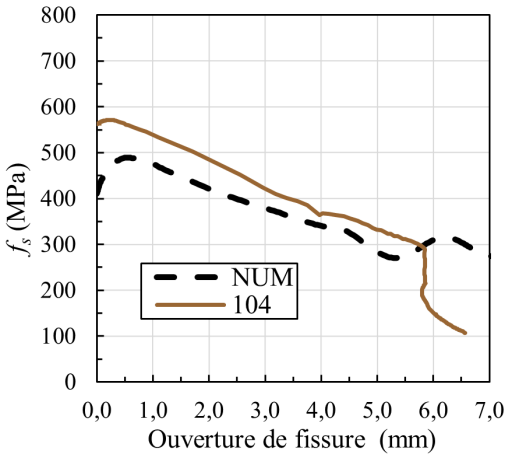
Figure 5.28 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5



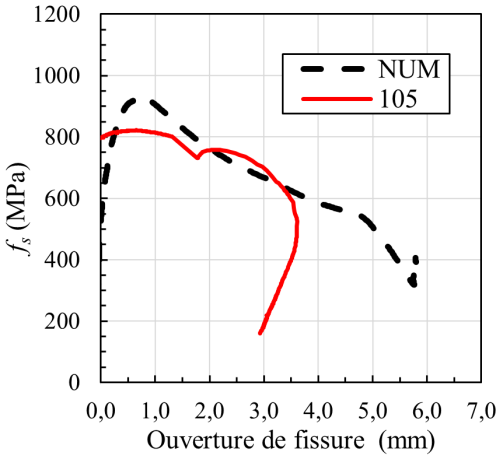
101



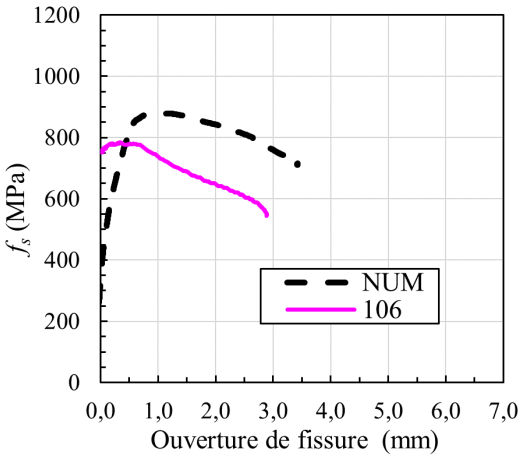
102



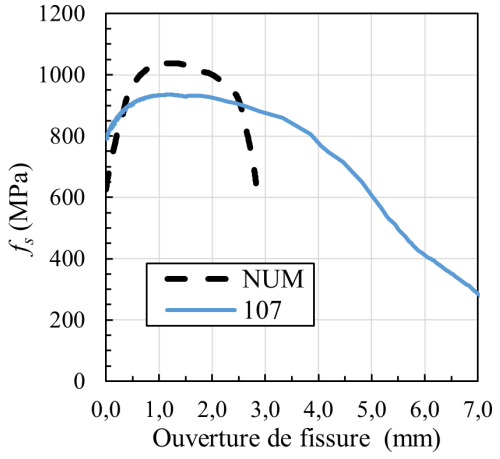
104



105



106



107

Figure 5.29 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 32

Les modèles numériques des ATD 32 et ATD 16 avec les barres A1035 ont donc présenté un comportement global très représentatif des essais réels. De plus, le Tableau 5.8 regroupe les valeurs des paramètres surveillés au moment de la défaillance pour les différents spécimens avec les barres d'armatures A1035. Plusieurs observations peuvent être faites, que ce soit pour les spécimens ATD 32 et ATD 16.

- Les valeurs de contrainte maximale et à l'initiation de la fissuration des modèles numériques présentent de très bonnes corrélations bien avec les données expérimentales.
- Les valeurs de glissement dans les modèles numériques concordent parfaitement avec les données expérimentales.

Tableau 5.8 Comparaison des réponses des spécimens A1035 No. 5 et No. 10

Spécimen	$f_{s,max}$ (MPa)			$S_{LE\,fs,\max}$ (mm)			$f_{s,\mathrm{cr}}$ (MPa)			$w_{fs,\max}$ (mm)		
	EXP	NUM	EXP/ NUM	EXP	NUM	EXP/ NUM	EXP	NUM	EXP/ NUM	EXP	NUM	EXP/ NUM
ATD 32 A1035 No. 10												
101	777	831	0,93	--	0,86	--	764	790	0,97	0,19	1,00	0,19
102	642	711	0,90	0,60	0,70	0,86	632	679	0,93	0,41	0,70	0,59
103	617	638	0,97	0,66	0,61	1,09	592	622	0,95	0,53	0,58	0,90
104	571	489	1,17	0,55	0,49	1,12	561	476	1,18	0,19	0,54	0,36
105	822	925	0,89	0,90	0,87	1,04	796	903	0,88	0,66	0,73	0,90
106	784	864	0,91	0,87	0,78	1,11	751	809	0,93	0,33	0,68	0,48
107	935	1038	0,90	1,20	1,38	0,87	791	854	0,93	1,17	1,15	1,01
Moyenne :			0,95			1,02			0,97			0,63
Écart type :			0,10			0,12			0,10			0,31
ATD 16 A1035 No. 5												
201	558	605	0,92	0,33	0,59	0,56	531	561	0,95	0,26	0,54	0,49
202	821	785	1,05	0,62	0,59	1,05	760	701	1,08	0,34	0,49	0,68
203	909	1025	0,89	0,65	0,81	0,81	782	863	0,91	0,64	0,65	0,98
Moyenne :			0,95			0,80			0,98			0,72
Écart type :			0,08			0,25			0,09			0,25

La Figure 5.30 montre que les modèles numériques reproduisent les mêmes tendances observées expérimentalement concernant l'influence de l'enrobage extérieur (c_{so}), demi-espacement net (c_{si}), des armatures transversales et de longueur d'ancrage. Cependant le modèle ne rend pas compte de manière précise des variations non linéaires spécifiques à chacun des paramètres géométriques. Cependant, la présence des armatures transversales dans le modèle numérique conduit à des écarts constants par rapport aux essais expérimentaux. Cela résulte du fait qu'il n'y a pas de variation des paramètres géométriques pour ces modèles numériques qui sont basés sur la géométrie du spécimen de référence utilisé pour la calibration. Ainsi, le modèle numérique permet de prédire de manière générale l'effet des différents paramètres, mais ne permet pas de saisir toutes les nuances spécifiques provenant des variations géométriques des spécimens.

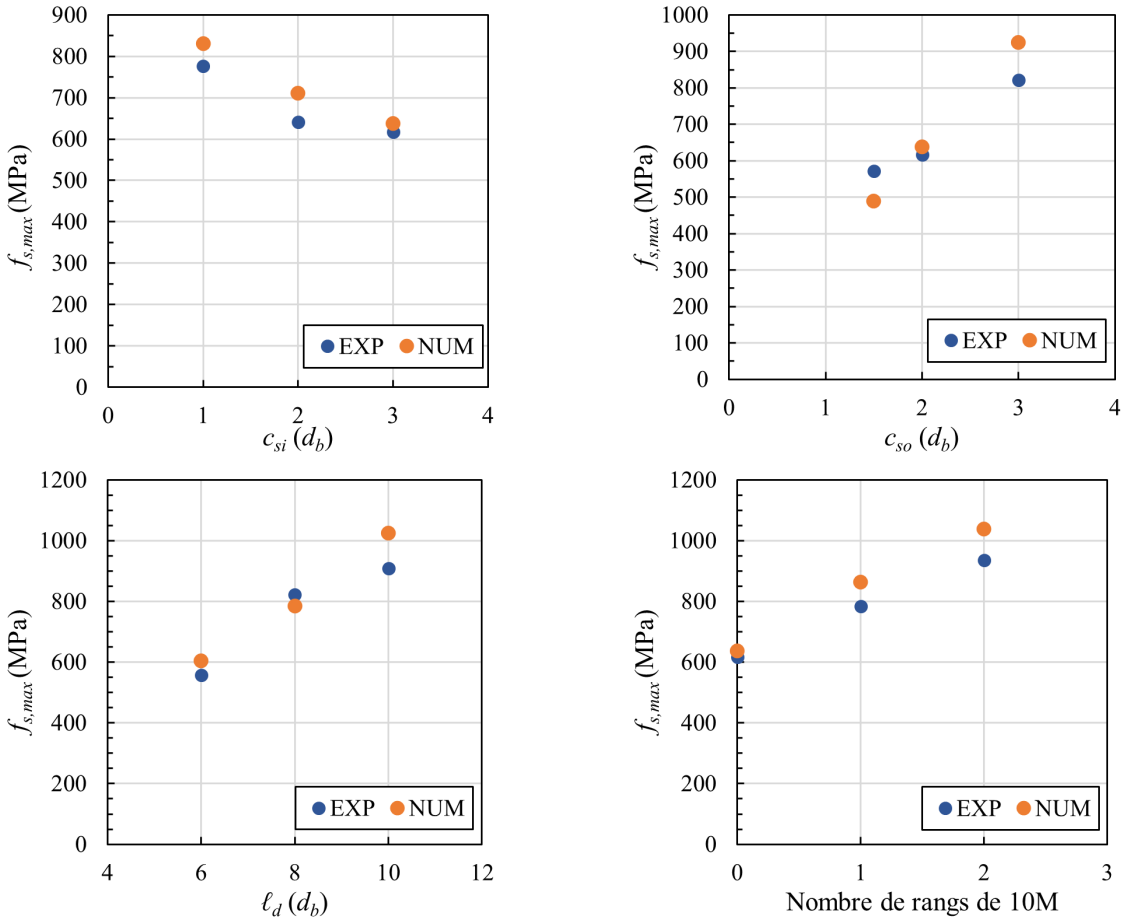


Figure 5.30 Comparaison des tendances observées pour les différents paramètres entre les données expérimentales et les modèles numériques

5.4.3 Validation des ATD 16 avec les barres 15M 400W

La Figure 5.31 illustre une comparaison entre les courbes de glissement en fonction de la contrainte pour les barres 15M 400W, mettant en relation les résultats des modèles numériques et des tests expérimentaux. Il apparaît que dans la plupart des cas les modèles numériques donnent des résultats qui s'écartent notablement des données expérimentales. Cependant, pour le spécimen n°206 ancré à $10d_b$, une bonne corrélation est observée dans la phase linéaire des courbes jusqu'à l'atteinte d'une contrainte de 400 MPa. Ces divergences montrent la complexité de reproduire précisément les interactions dans les systèmes d'ancrage en conditions réelles pour les barres 15M 400W qui sont beaucoup plus sujettes à la striction que les barres A1035 No. 5.

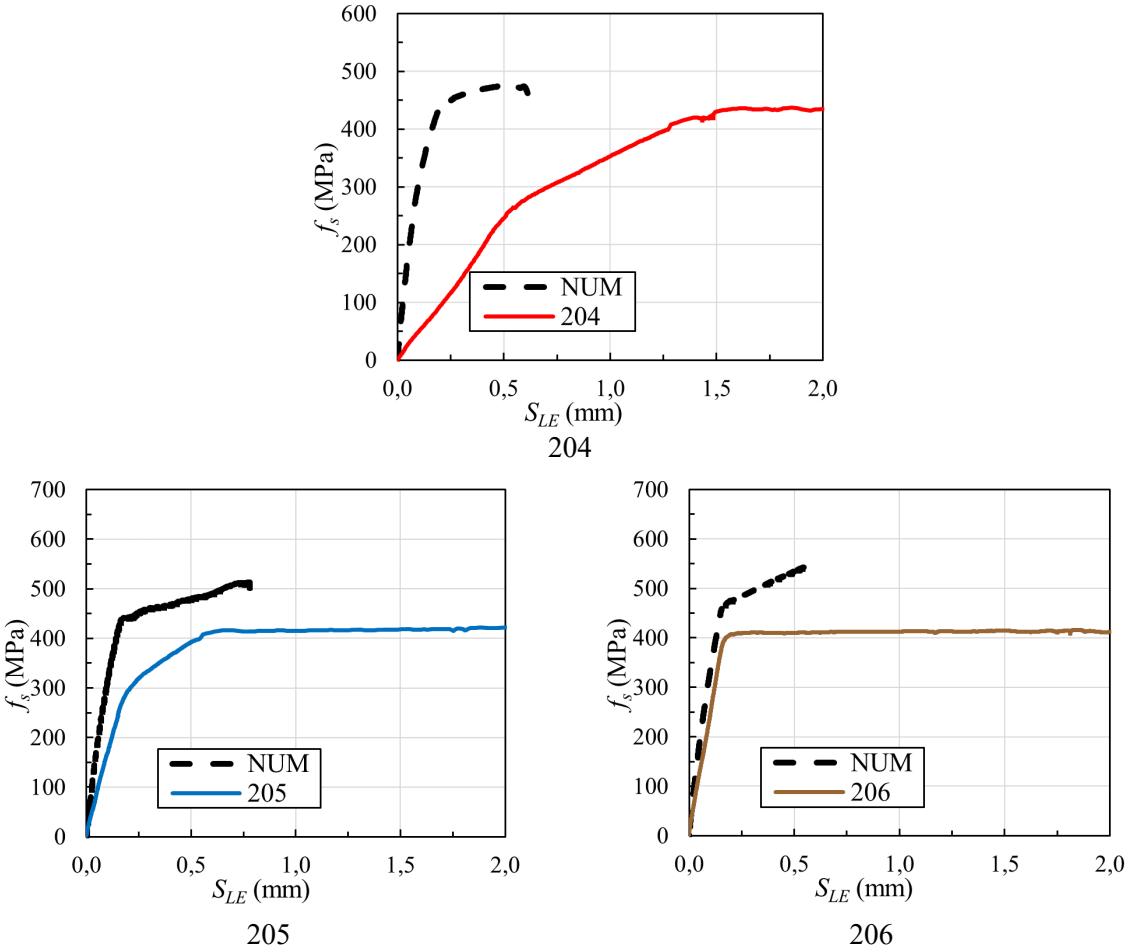


Figure 5.31 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres 15M 400W

La Figure 5.32 illustre une bonne concordance entre les courbes de contrainte en fonction de la déformation sur la face des spécimens entre les modèles numériques et les données expérimentales pour le spécimen n°204 (ancré à $6d_b$). Le modèle numérique du spécimen n°205 (ancré à $8d_b$) suit aussi la même tendance observée expérimentalement, même si la déformation à l'ultime est divisée par 2, jusqu'à environ 90% de la charge maximale. Le modèle numérique représente bien le comportement observé expérimentalement. Pour le modèle numérique du spécimen n°206 (ancré à $10d_b$), le modèle numérique présente un comportement assez éloigné des résultats expérimentaux.

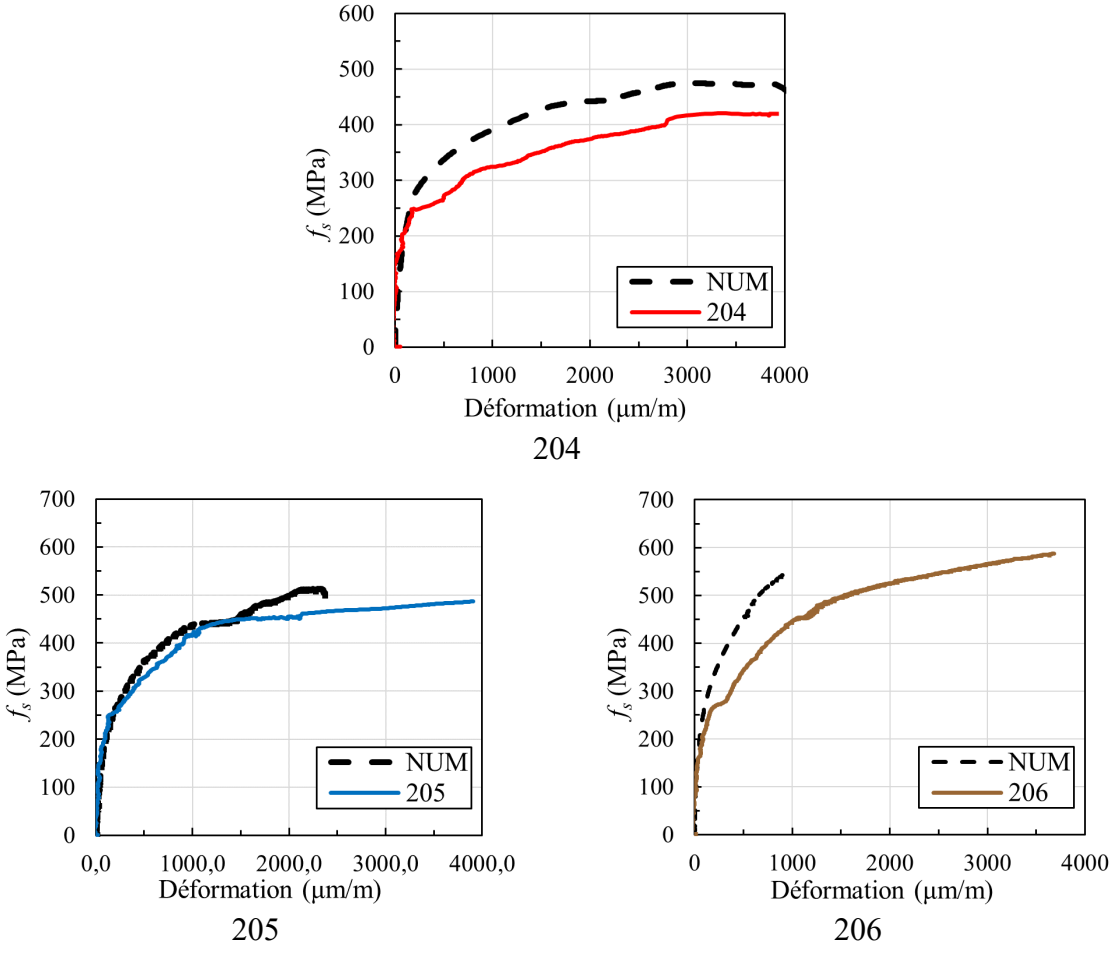


Figure 5.32 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W

En ce qui concerne la réponse globale de l'ouverture de fissure sur la face des spécimens, illustrée à la Figure 5.33, à l'exception du modèle numérique du spécimen n°204 (ancré à $6d_b$) qui présente une ouverture maximale de la fissuration égale à 0,1 mm, qui reste très éloigné des données expérimentales, les autres modèles numériques ne présentent pas d'ouverture de fissure.

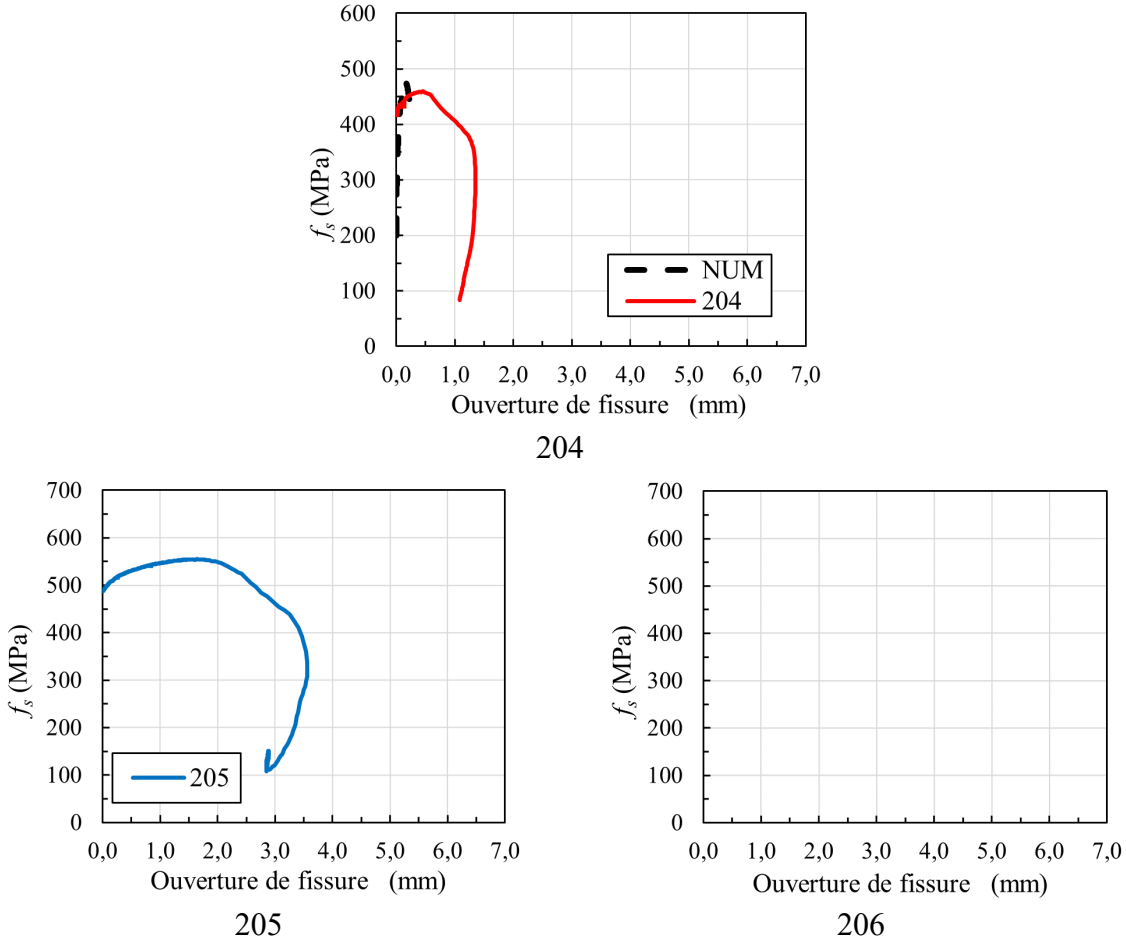


Figure 5.33 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W

Les modèles numériques des ATD 16 avec les barres 15M 400W ont donc présenté un comportement global assez éloigné des essais réels. Les écarts observés entre les résultats des modèles et ceux des essais expérimentaux pourraient s'expliquer par des spécificités dans le comportement mécanique de ces barres, notamment en ce qui concerne leur ancrage dans le BFUP après leur plastification. Il est possible que ces particularités ne soient pas entièrement représentées par le modèle numérique actuel. Cependant, bien que le mode de rupture du modèle d'éléments finis diffère des essais expérimentaux, les valeurs de contraintes maximales numériques obtenues

par le modèle numérique sont tout de même bien corrélées aux valeurs expérimentales, comme illustré dans le Tableau 5.9.

Tableau 5.9 Comparaison des réponses des spécimens 15M 400W

Spécimen	$f_{s,max}$ (MPa)		
	EXP	NUM	EXP/ NUM
ATD 16 15M 400W			
204	459	475	0,97
205	555	513	1,08
206	588	543	1,08
Moyenne :			1,04
Écart type :			0,07

5.4.4 Pertinence du modèle

La validation du modèle numérique a montré une performance remarquable pour les spécimens avec des barres A1035, où le modèle a fidèlement reproduit les modes de fissuration, le glissement de la barre ainsi que les valeurs de contraintes observées expérimentalement. Cela confirme l'efficacité du modèle numérique pour simuler le comportement de l'ancrage de barre A1035 dans le BFUP, avec une bonne corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux.

En revanche, pour les spécimens avec des barres 15M 400W, des écarts significatifs entre les modèles numériques et les résultats expérimentaux ont été constatés. Ces divergences indiquent des limites du modèle numérique actuel pour reproduire fidèlement le comportement de ces barres, notamment concernant leur ancrage dans le BFUP après leur plastification, qui n'est peut-être pas entièrement représenté dans le modèle numérique actuel. En particulier, la striction qui est observée expérimentalement dans une zone de longueur restreinte pour les barres soumises à de grandes déformations n'est pas bien reproduite pour le modèle numérique.

Une seconde calibration des modèles présentée à l'Annexe C adopte un facteur de réduction γ_F moindre pour la zone préférentielle égal à 0,80. La réduction additionnelle est justifiée à partir des valeurs de la contrainte maximale atteinte présentées dans le Tableau 5.8. En comparant les résultats des spécimens avec des armatures A1035 pour un enrobage c_{so} égal à $2d_b$ (spécimens 104 et 105 exclus), on obtient une moyenne de 0,934 et un écart type de 0,053. Cette meilleure corrélation indique que la dispersion est moindre pour les spécimens avec $c_{so} = 2d_b$, alors que la

réduction de la résistance en traction est trop importante pour un enrobage plus mince (spécimen 104) et insuffisant pour un enrobage plus important (spécimens 105). Ces résultats préliminaires amènent à émettre l'hypothèse qu'un enrobage plus mince favorise l'orientation des fibres, avec le mode de coulée adopté, alors qu'un enrobage plus important tend à être plus défavorable. Le nombre de spécimens étant réduit, cela suggère de répéter les essais pour les spécimens 103, 104 et 105 afin de conforter cette conclusion préliminaire. Toutefois, les analyses structurales présentées au chapitre suivant amènent un éclairage additionnel.

5.4.5 Étude additionnelle du modèle éléments finis

Dans cette partie, il sera abordé la généralisation de tendances et la vérification des hypothèses expérimentales. Comme observé précédemment, une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et le modèle numérique, ce qui permet donc d'extrapoler des tendances générales à partir des résultats numériques.

5.4.5.1 Armatures transversales

Il a pu être montré que l'influence des armatures transversales est bien reproduite par le modèle numérique avec un écart de contrainte maximale constant. Ainsi, une étude numérique a été faite pour évaluer l'impact de la présence d'un nombre plus élevé d'armatures transversales (espacées de $1d_b$), ainsi que de différents enrobages extérieurs, en complément de ce qui a été testé expérimentalement. La Figure 5.34 et le Tableau 5.10 illustrent les résultats obtenus pour l'évolution de ce paramètre pour les différentes valeurs d'enrobage extérieur (c_{so}). On remarque que lorsque c_{so} est égal à $3d_b$, l'ajout de rangs d'armatures supplémentaires au-delà du premier rang n'affecte que très peu la contrainte maximale. Pour les spécimens avec des c_{so} de 1,5 et $2d_b$, une tendance similaire est constatée : au-delà de deux rangs d'armatures, l'ajout de rangs supplémentaires influence peu la contrainte maximale atteinte. Il est à noter que les valeurs asymptotiques des contraintes maximales diminuent avec l'enrobage extérieur.

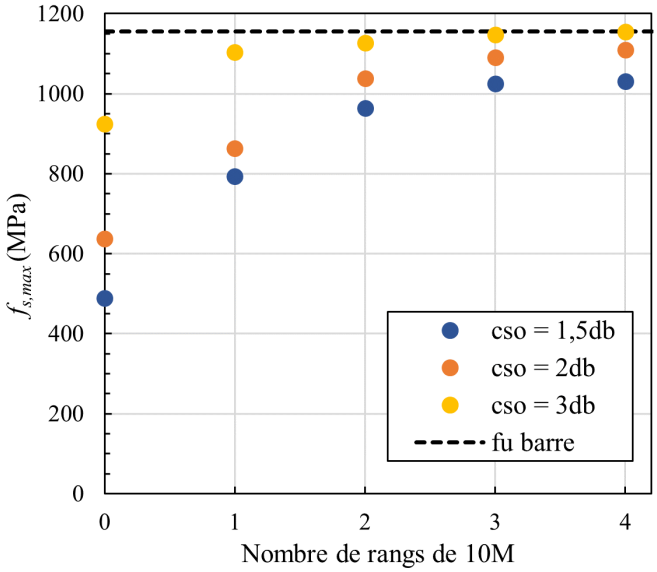
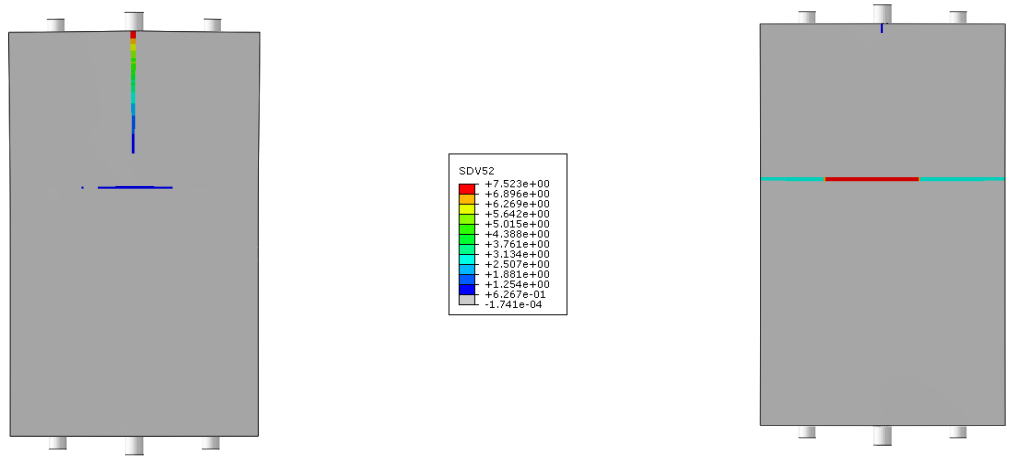


Figure 5.34 Évolution de la contrainte maximale développée dans la barre en fonction du nombre d'armatures transversales pour différents enrobages extérieurs

En ce qui concerne les schémas de fissuration observés dans les modèles, les ruptures par fendage perpendiculaire ont été constatées pour des contraintes maximales dans l'armature inférieures à 1000 MPa, comme illustré dans la Figure 5.35a. Lorsque les contraintes dépassaient ce seuil de 1000 MPa, les spécimens ont montré des ruptures horizontales, comme représenté dans la Figure 5.35b. Néanmoins, il est important de noter que ce mode de rupture ne reflète pas entièrement la réalité. D'une part, au-delà des 1000 MPa, la barre subit de très grandes déformations, car proche de sa limite ultime. D'autre part, ce mode de rupture est fortement influencé par la présence de bandes faibles horizontales du modèle numérique. Ces bandes peuvent artificiellement orienter le mode de rupture, ce qui implique que les observations du modèle numérique à de telles contraintes doivent être interprétées avec prudence, en tenant compte des limitations et hypothèses du modèle.



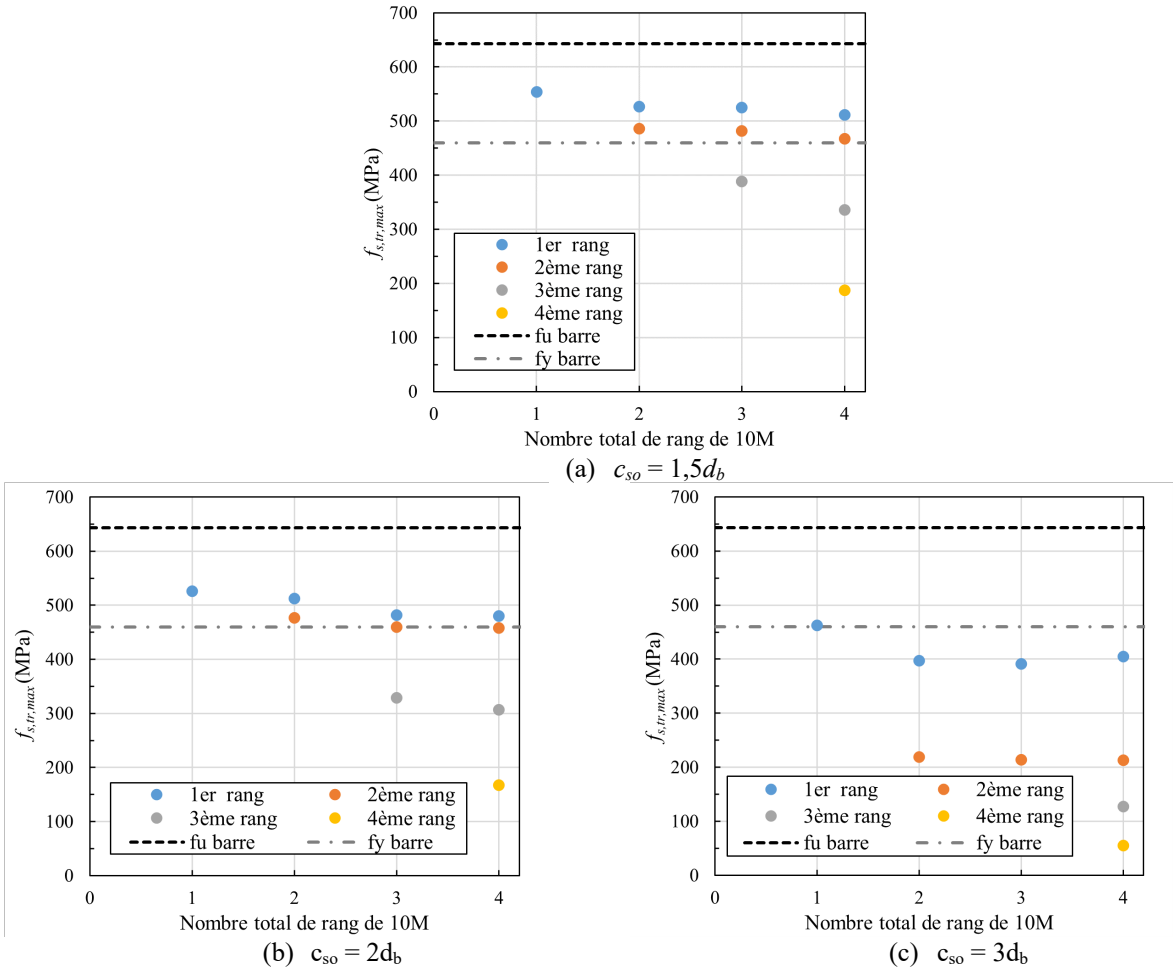
(a) Rupture par fendage perpendiculaire (b) Rupture par fissuration horizontale

Figure 5.35 Schémas de fissuration des modèles numériques d'étude des armatures transversales

Tableau 5.10 Évolution de la contrainte maximale développée dans la barre en fonction du nombre d'armatures transversales pour différents enrobages extérieurs

n_{tr} \ c_{so}	$1{,}5d_b$	$2d_b$	$3d_b$
0	489	638	925
1	794	864	1104
2	964	1038	1126
3	1025	1090	1147
4	1031	1109	1155

La Figure 5.36 illustre les contraintes dans les armatures transversales lorsque la barre d'armature principale développe sa contrainte maximale ($f_{s,max}$). On observe que pour les spécimens avec un enrobage extérieur de 1,5 et 2d_b, les premiers et seconds rangs atteignent la limite élastique. Dans ces configurations d'enrobage, les troisième et quatrième rangs demeurent en dessous de cette limite. En revanche, pour les spécimens avec un enrobage extérieur de 3d_b, seul le premier rang d'armature transversale du spécimen avec un seul rang se plastifie. Dans toutes les autres configurations avec cet enrobage, tous les rangs d'armatures transversales restent sous la limite élastique. Cette observation indique que l'enrobage extérieur a une influence notable sur le niveau de contrainte atteint par les armatures transversales.



(a) $c_{so} = 1{,}5d_b$

(b) $c_{so} = 2d_b$

(c) $c_{so} = 3d_b$

Figure 5.36 Contraintes dans les armatures transversales lors de l'atteinte de la contrainte maximale dans la barre

Une étude complémentaire a été réalisée pour évaluer l'influence de l'aire des barres transversales. Dans cette étude, des modèles comportant des armatures transversales 15M 400W avec une aire de 200 mm^2 ont été comparés aux armatures transversales 10M 400W d'une aire de 100 mm^2. La Figure 5.37 illustre l'effet de l'aire des barres transversales sur des spécimens avec un enrobage extérieur (c_{so}) de 1,5 et 2d_b. On remarque qu'un rang de barre 15M 400W offre une performance d'ancrage équivalente à deux rangs de barre 10M espacés d'un diamètre de barre.

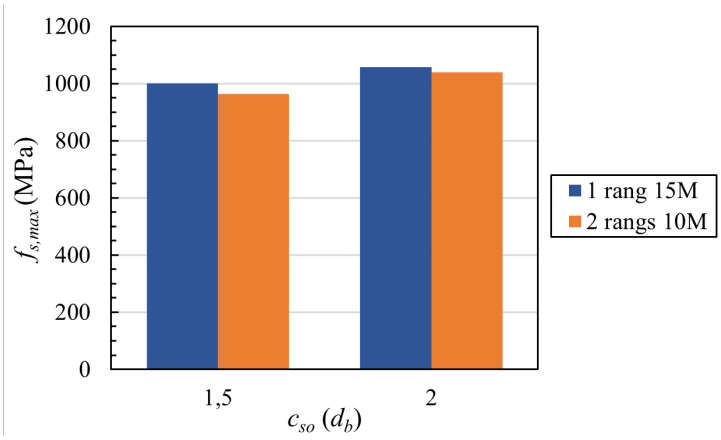


Figure 5.37 Contraintes maximale développée dans la barre pour différents diamètres d'armatures transversales avec une aire équivalente

La Figure 5.38 illustre les contraintes développées dans les armatures transversales pour ces deux configurations. On observe que pour une aire équivalente d'armature transversale, le rang composé de barres 15M 400W atteint tout juste la limite élastique, tandis que les deux rangs composés d'armatures 10M 400W se plastifient à l'atteinte de la contrainte maximale.

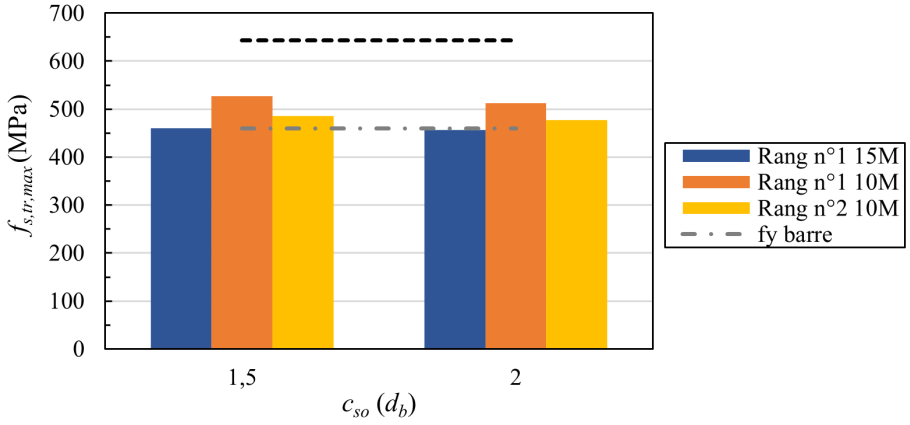


Figure 5.38 Contraintes dans les armatures transversales lors de l'atteinte de la contrainte maximale dans la barre pour différents diamètres avec une aire équivalente

5.4.5.2 Diamètre de barre

Le modèle numérique calibré représente bien les différences de performances observées expérimentalement en ce qui concerne le diamètre des barres d'armature. Les hypothèses avancées dans la section 3.6.13 sur l'effet d'échelle lié à la taille relative des fibres et l'aire relative des crénelures des barres A1035 No. 5 comparées aux barres A1035 No. 10 ont été étudiées à l'aide de ce modèle numérique. Comme le modèle numérique utilise les mêmes propriétés mécaniques du BFUP pour tous les spécimens, sans tenir compte de la taille des fibres, et produit néanmoins des résultats similaires aux observations expérimentales, il semble que l'effet d'échelle des fibres n'est pas le facteur déterminant pour expliquer cette variation de performance.

Afin de déterminer si l'aire relative de l'armature pourrait expliquer les variations de performances observées, plusieurs modèles numériques ont été étudiés. Ces modèles se basent sur le spécimen ATD 32 de référence ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $\ell_d = 8d_b$). Des diamètres de barres de 8, 16 et 48 mm ont été choisis, avec des géométries de crénelures ajustées proportionnellement à celles du spécimen ATD 32. Les dimensions des crénelures qui sont illustrées dans le Tableau 5.11 permettent d'avoir des aires relatives équivalentes à celle du spécimen ATD 32 de référence, soit $R_r = 0{,}5374$.

Tableau 5.11 Géométrie des crénelures pour l'étude du diamètre des barres avec aires relatives égales

Diamètre de barre (d_b) (mm)	d_i (mm)	a_r (mm)	b_r (mm)	s_r (mm)	h_r (mm)
8 (R_r constant)	7,7	0,375	0,64	5,3	0,55
16 (R_r constant)	15,4	0,75	1,28	10,6	1,1
16 (R_r mesuré)	14,5	0,70	1,35	9,4	1,1
32 (R_r constant)	30,8	1,5	2,56	21,2	2,2
48 (R_r constant)	46,2	2,25	3,84	31,8	3,3

La Figure 5.39 illustre l'effet du diamètre des barres sur des spécimens ayant une aire relative constante. Les modèles numériques reproduisent les tendances observées expérimentalement, notamment la diminution de la contrainte maximale que peuvent développer les barres avec l'augmentation de leur diamètre, et cela indépendamment de l'aire relative des crénelures. Ces résultats indiquent que l'aire relative des crénelures ne suffit pas à expliquer à elle seule les différences de performance observées en fonction du diamètre des barres.

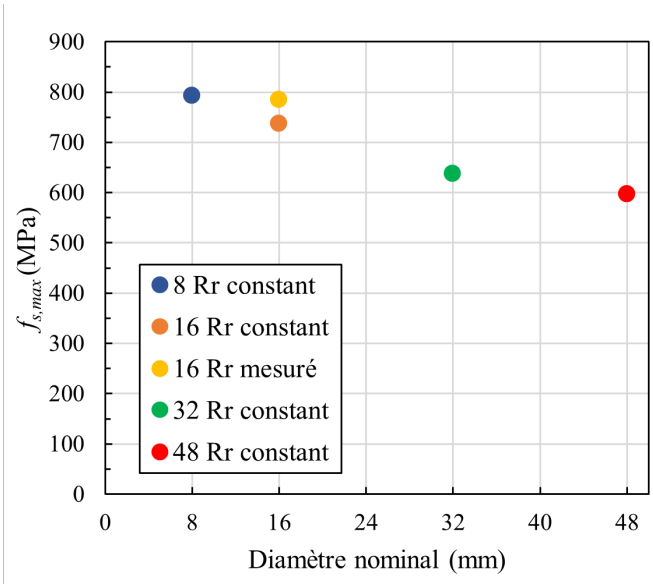


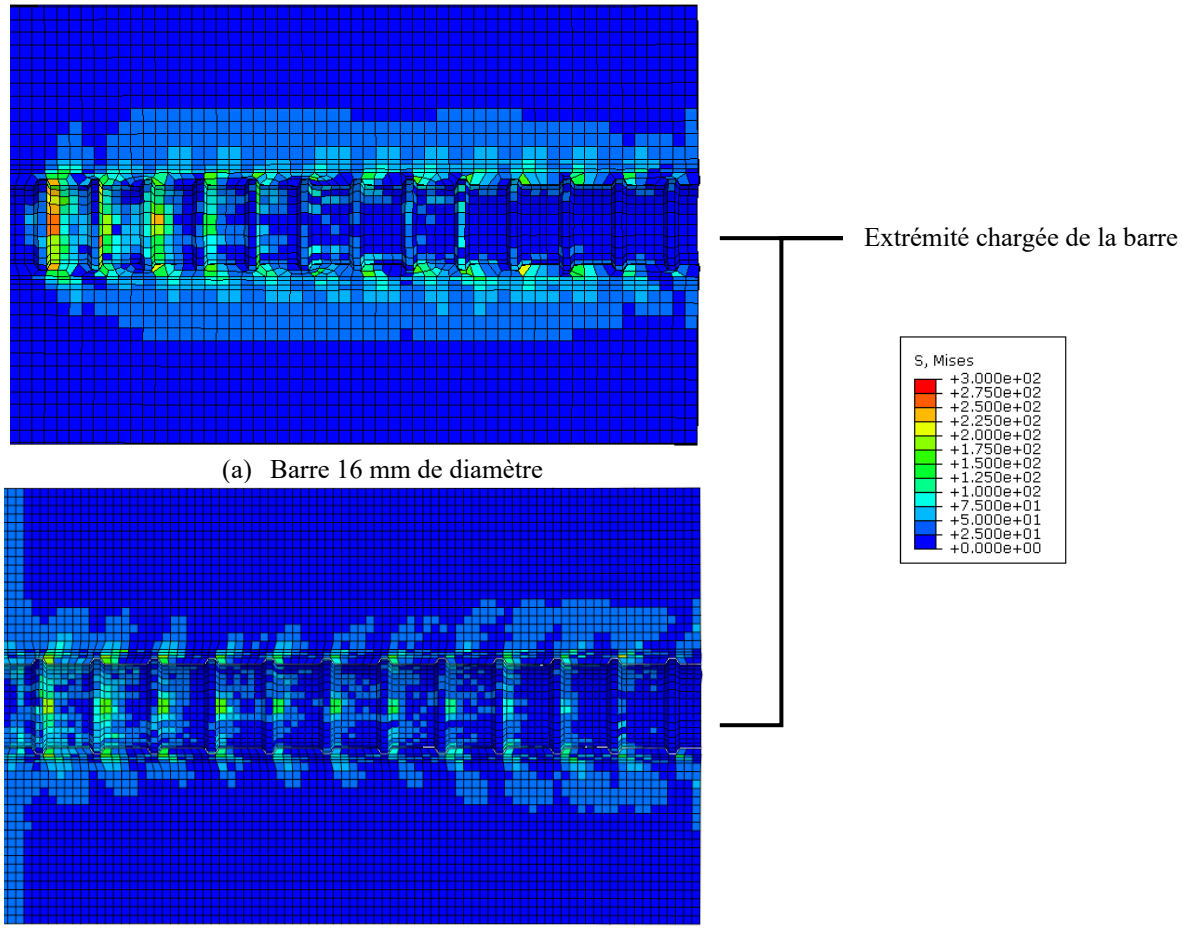
Figure 5.39 Évolution de la contrainte développée par la barre d'armature en fonction du diamètre de la barre avec une aire relative de crénelure constante ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $\ell_d = 8d_b$)

Il est important de noter que, bien que l'aire relative des crénelures ne puisse pas à elle seule expliquer entièrement les différences de comportement observées entre les spécimens ATD 16 et ATD 32, elle contribue néanmoins de manière significative à la résistance à l'ancrage. En effet, une augmentation de 13% de l'aire relative mesurée pour les barres plus grandes entraîne une hausse d'environ 7% de la contrainte maximale $f_{s,max}$ de l'ordre de 7%.

Tableau 5.12 Évolution de la contrainte développée par la barre d'armature en fonction du diamètre de la barre avec une aire relative de crénelure constante ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $\ell_d = 8d_b$)

Diamètre de barre (d_b) (mm)	$f_{s,max}$ (MPa)
8 (R_r constant)	792
16 (R_r constant)	736
16 (R_r mesuré)	785
32 (R_r constant)	638
48 (R_r constant)	597

La distribution homogène des contraintes dans les barres de petit diamètre, telles que les 16 mm, est probablement la cause des meilleures performances des ATD 16 comparées aux ATD 32. Les contraintes de von Mises ont été choisies car elles permettent de mieux représenter le champ de contraintes dans le BFUP autour de la barre d'armature. En effet, les barres d'armature de 16 mm favorisent une répartition plus équilibrée des contraintes dans le béton environnant (Figure 5.40a). Cette distribution homogène des contraintes diminue le risque de concentrations de contraintes, qui pourraient autrement entraîner des ruptures prématurées. En revanche, pour les barres de 32 mm de diamètre, on observe une répartition moins uniforme des contraintes (Figure 5.40b). Cette répartition inégale des contraintes peut diminuer la performance globale du spécimen. Cela montre l'importance de l'influence de la taille de la barre d'armature dans la conception des d'ancrage d'armatures en BFUP.



(a) Barre 16 mm de diamètre

(b) Barre 32 mm de diamètre

Figure 5.40 Comparaison de la répartition des contraintes dans le BFUP le long de la barre à un déplacement de 2 mm de l'extrémité chargée entre les barres de 16 et 32 mm de diamètre

5.4.5.3 Influence du carottage des spécimens

Dans la continuité de l'étude expérimentale faite par Renaud-Laprise (2022) sur l'influence du carottage des spécimens ATD un modèle numérique avec un trou reproduisant ce qui a été fait expérimentalement tel qu'illustré à la Figure 5.41.

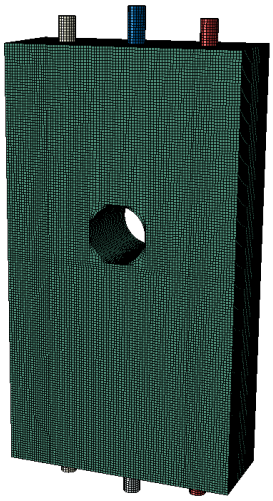
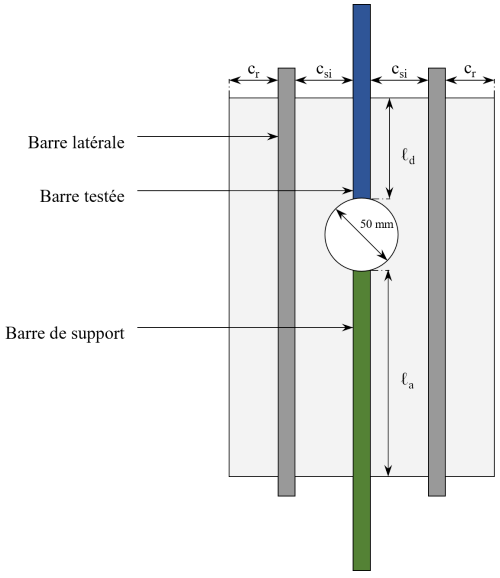
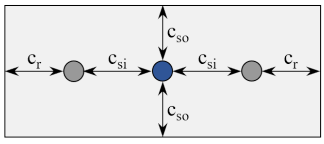


Figure 5.41 Modèle numérique du spécimen ATD carotté

Ce modèle présente les mêmes caractéristiques géométriques que le modèle ATD n°202 (d_b = 16 mm, $c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $\ell_d = 8d_b$) et a été modélisé avec un trou de 50 mm de diamètre au centre reproduisant les dimensions du carottage et du spécimen comme illustré à la Figure 5.42.



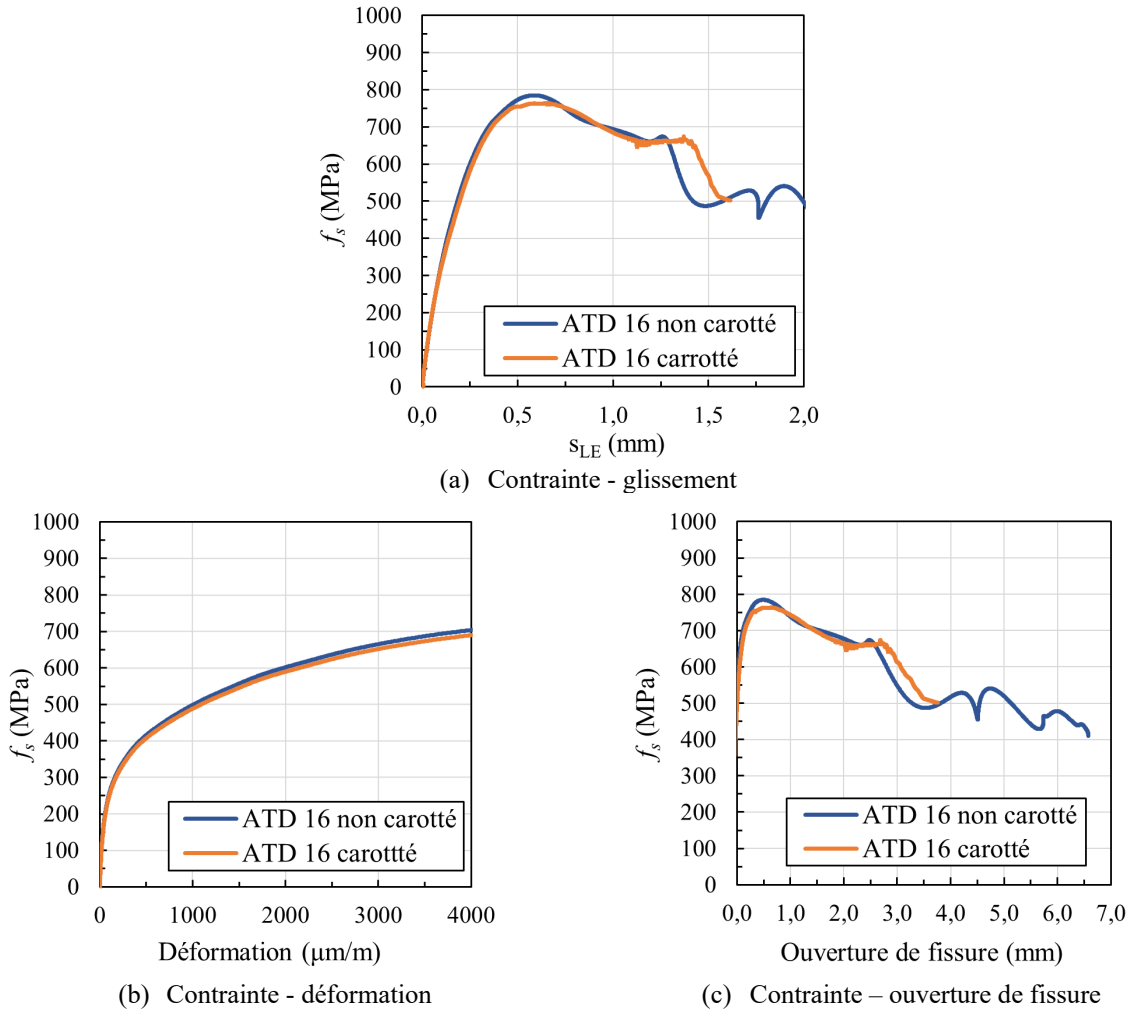
(a) Vue en élévation



(b) Vue en coupe

Figure 5.42 Paramètres géométriques du spécimen ATD carotté

La Figure 5.43 illustre l'effet du carottage sur un spécimen, confirmant les résultats expérimentaux obtenus par Renaud-Laprise (2022). Cela confirme que dans le cadre de spécimens conçus pour être standardisés, le processus de carottage ne semble pas influencer leur comportement. Cette observation suggère donc que le carottage peut être une technique viable pour la préparation des spécimens sans altérer leurs propriétés mécaniques ou leur réponse sous charge, offrant ainsi une méthode efficace pour réalisation de spécimens ayant pour objectif la caractérisation du BFUP.



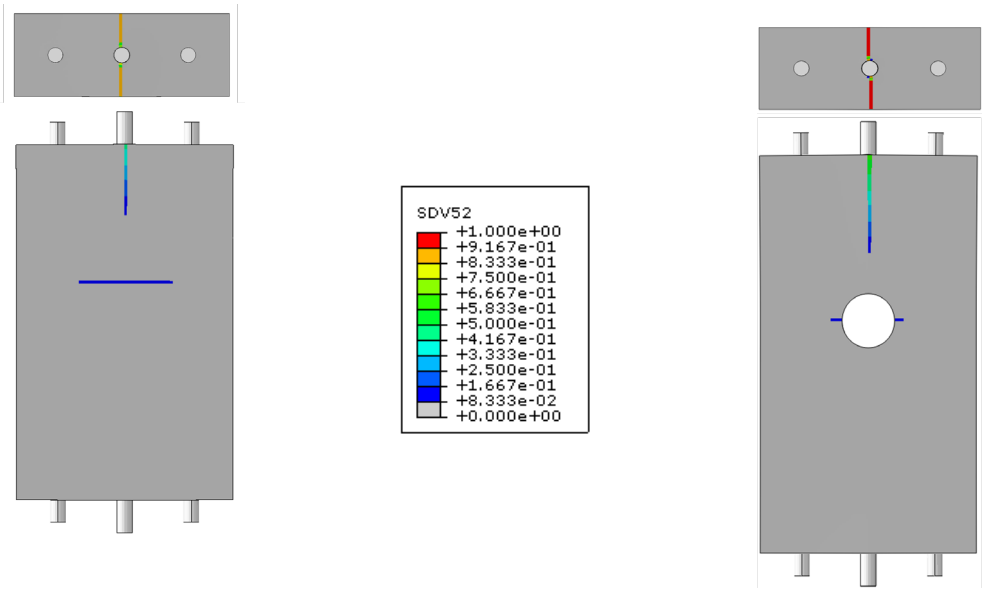
(a) Contrainte - glissement

(b) Contrainte - déformation

(c) Contrainte – ouverture de fissure

Figure 5.43 Comparaison du comportement général entre l'ATD 16 carotté et non carotté

La Figure 5.44 compare les modes de défaillance de deux spécimens, l'un carotté et l'autre non. Dans les deux cas, on observe des fissures principales de fendage perpendiculaires et des fissurations secondaires horizontales. Toutefois, chez le spécimen carotté, le plan de fissuration ne se situe pas à l'extrémité inférieure de la barre chargée, mais plutôt à l'horizontale de la zone où une quantité significative de BFUP a été enlevée par le carottage. Cette observation indique que, bien que le carottage n'affecte pas globalement le comportement du spécimen, il peut modifier la localisation et la nature des zones de fissuration horizontale.



(a) ATD 16 non carotté (b) ATD 16 carotté

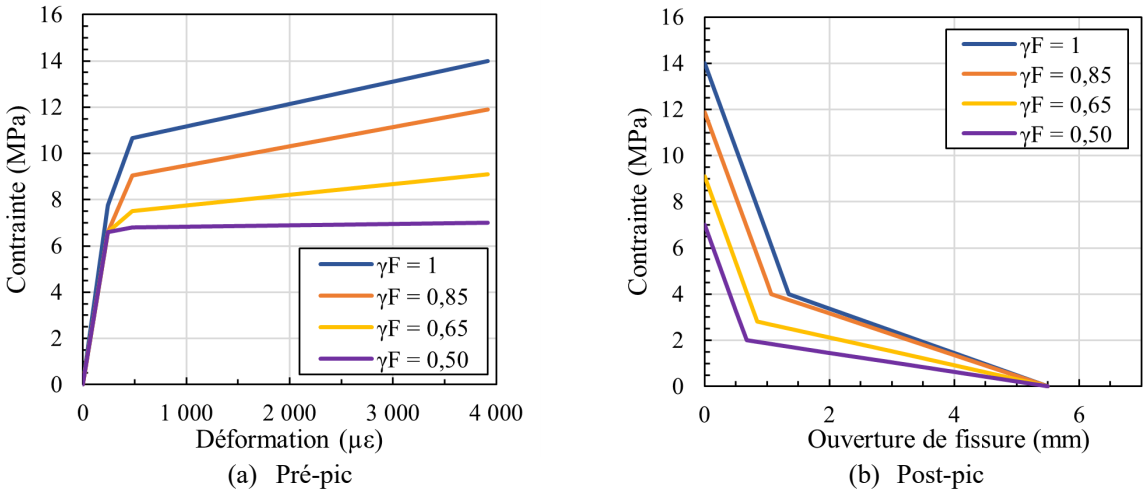
Figure 5.44 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 carotté et non carotté

5.4.5.4 Influence des performances en traction du BFUP

Cette section s'intéresse à l'influence des performances en traction du BFUP sur le comportement d'ancrage. Pour cela, le modèle numérique de référence (d_b = 32 mm, $c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $\ell_d = 8d_b$) est modélisé de la même manière que précédemment, mais sans la présence de bandes faibles, garantissant ainsi des propriétés isotropes pour l'ensemble du bloc de béton. L'objectif est d'observer les conséquences de la diminution des performances d'ancrage pouvant résulter d'une orientation aléatoire des fibres.

Le facteur de réduction appliqué à la contrainte maximale en traction du BFUP ($f_{t,u}$) est représenté par γ_F. Les propriétés en traction étudiées dans cette section sont illustrées à la Figure 5.45 et au Tableau 5.13. Les valeurs de $\varepsilon_{t,u}$, $\varepsilon_{t,ts}$, $\varepsilon_{t,el}$, E_{pc}, E_{so} et w_u restent inchangées pour tous les facteurs de réduction de performance appliqués.

Hormis la valeur de γ_F égale à 1,0, $f_{t,el}$ reste égal à 6,59 MPa afin de préserver la résistance en traction de la matrice cimentaire, qui n'est pas influencée par une orientation favorable ou défavorable des fibres. De plus, l'inclinaison de la section adoucissante de la courbe en phase pré-pic est réduite pour représenter fictivement le nombre réduit de fibres du BFUP traversant la section.



(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure 5.45 Lois de BFUP des modèles numériques isotropes

Tableau 5.13 Propriétés mécaniques en traction des modèles numériques isotropes

γ_F	$f_{t,el}$ (MPa)	$f_{t,ts}$ (MPa)	$f_{t,u}$ (MPa)	E_{pc} (MPa)	$\varepsilon_{t,el}$ ($\mu\varepsilon$)	$\varepsilon_{t,ts}$ ($\mu\varepsilon$)	$\varepsilon_{t,u}$ ($\mu\varepsilon$)	$f_{w,1}$ (MPa)	w_1 (mm)	w_u (mm)	E_{so} (MPa)
1,0	7,75	10,65	13,98	*8800*	240	480	3920	4	1,35	5,50	-7,4
0,85	6,59	9,05	11,89	*8800*	240	480	3920	4	1,07	5,50	-7,4
0,65	6,59	7,50	9,09	*8800*	240	480	3920	2,82	0,85	5,50	-7,4
0,50	6,59	6,80	7,00	*8800*	240	480	3920	2	0,68	5,50	-7,4

Les variations de performances d'ancrage des barres d'armature en fonction de la réduction de la loi de traction du BFUP sont illustrées à la Figure 5.47, la Figure 5.48 et le Tableau 5.14. On observe dans le Tableau 5.14 une similitude entre le facteur de réduction appliqué à la résistance en traction maximale du BFUP (γ_F) et les facteurs de réduction obtenus pour les valeurs de $f_{s,max}$, $f_{s,cr}$ et $s_{fs,max}$ des différents modèles. La diminution de la valeur de $w_{fs,max}$ avec γ_F ne semble cependant pas être directement liée à ce facteur. On rappelle qu'une contrainte maximale de 638 MPa a été obtenue avec le modèle numérique avec des bandes faibles et un coefficient γ_F égal à 0,85.

Tableau 5.14 Résultat des modèles numériques ATD isotropes

γ_F	$f_{s,max}$ (MPa)	$\tau_{s,max}$ (MPa)	$f_{s,cr}$ (MPa)	$f_{s,cr}$ / $f_{s,max}$	$s_{fs,max}$ (mm)	$w_{fs,max}$ (mm)
1,0	842	26,3	796	0,945	0,80	0,97
0,85	741	23,2	716	0,966	0,68	0,85
0,65	527	16,5	512	0,971	0,52	0,55
0,50	410	0,40	408	0,995	0,40	0,39

Tous les modèles numériques ont présenté le même schéma de fissuration, tel qu'illustré à la Figure 5.46, à savoir une rupture par fendage perpendiculaire et une fissuration horizontale secondaire à l'extrémité de la barre testée.

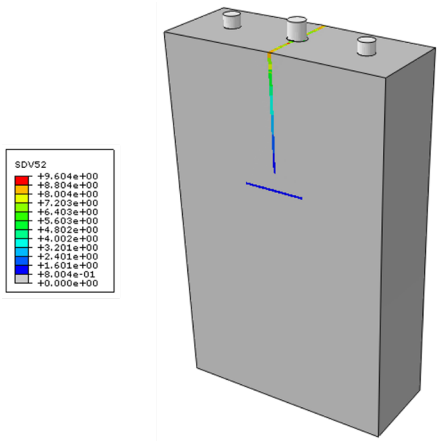


Figure 5.46 Modes de défaillance des modèles numériques ATD isotrope

La Figure 5.47 illustre la comparaison des courbes de contraintes en fonction du glissement. Jusqu'à 350 MPa, toutes les courbes se superposent, indiquant que, durant cette phase, le mécanisme d'ancrage est principalement régi par la matrice cimentaire. Au-delà de ce point, le modèle avec une réduction de 50% des performances en traction atteint légèrement une contrainte plus élevée avant d'entrer dans la phase post-pic. Le modèle avec $\gamma_F = 0{,}65$ présente une augmentation plus marquée du glissement jusqu'à atteindre 527 MPa avant d'entamer la phase post-pic. Les modèles avec $\gamma_F = 1$ et $\gamma_F = 0{,}85$ présentent des courbes similaires avec une prolongation de la phase quasi linéaire jusqu'à environ 600 MPa, indiquant que, pour des BFUP performants, la résistance en traction améliore considérablement les performances d'ancrage des barres. Au-delà de 600 MPa, le glissement augmente de manière plus significative par rapport à la contrainte jusqu'à l'atteinte de $f_{s,max}$.

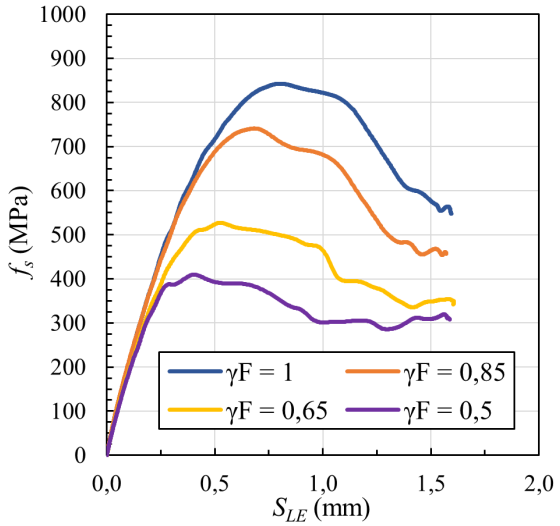
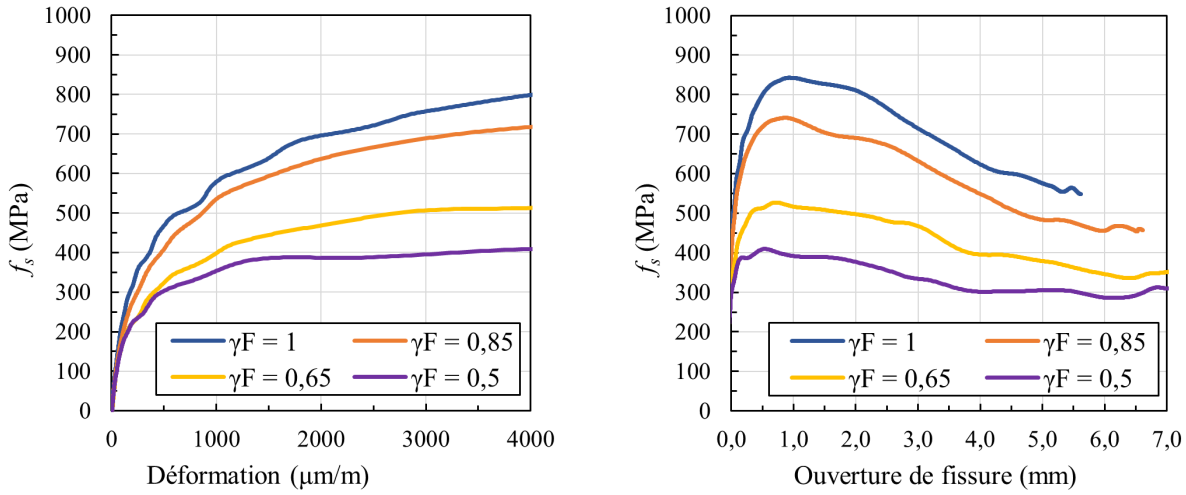


Figure 5.47 Courbe contrainte en fonction du glissement des modèles numériques ATD isotropes

En ce qui concerne le comportement global de fissuration des modèles, la Figure 5.48 montre qu'en phase pré-pic, toutes les courbes suivent la même évolution jusqu'à l'atteinte d'une contrainte de 200 MPa. Au-delà de ce point, les courbes avec une valeur de $f_{t,u}$ réduite respectivement de 85%, 65% et 50% reproduisent le comportement de la courbe non réduite auquel on aurait appliqué ces facteurs de réduction.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure 5.48 Comportement à la fissuration des modèles numériques ATD isotropes

Dans cette section, il a été démontré que les performances d'ancrage des barres d'armature dans le BFUP sont étroitement liées au paramètre de résistance en traction maximale du BFUP utilisé, $f_{t,u}$. Les résultats soulignent l'impact significatif de ce paramètre sur le comportement global de l'ancrage dans le BFUP.

CHAPITRE 6 MODÉLISATIONS NUMÉRIQUE D'ÉLÉMENTS STRUCTURAUX

6.1 Introduction

Cette section étend l'application notre modèle numérique calibré, initialement conçu pour les essais d'ancrage ATD, à l'étude de joints continus et de poutres. La bonne corrélation entre les essais expérimentaux et les simulations numériques donne la possibilité d'analyser le comportement de ces éléments structuraux.

6.2 Joints continus en BFUP

Dans cette section, l'objectif sera de comparer les performances des essais ATD à celles des joints de chevauchement continus, notamment d'observer s'il est possible de lier les performances de l'essai local ATD aux performances d'un joint continu.

6.2.1 Géométrie des spécimens

L'étude des joints continus se basera sur la géométrie des spécimens de joint sans contact symétrique de Renaud-Laprise (2022), illustrée à la Figure 6.1. Les modèles de joints continus disposeront de 4 barres testées et de 5 barres en attente. Pour simplifier la comparaison entre les spécimens ATD et les joints continus, on utilisera le préfixe de l'ATD qui définira les caractéristiques géométriques du spécimen et le nombre de barres testées du joint continu en suffixe, on retrouve le détail les joints continus modélisés dans le Tableau 6.1.

Tableau 6.1 Géométrie des spécimens

Spécimen n°	Nombre de barres testées	Nombre de barres en attente	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	ℓ_e (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	Spécificité
101-n4	4	5	32	8	0	2	1	2	--
102-n4	4	5	32	8	0	2	2	2	--
103-n4	4	5	32	8	0	2	3	2	--
104-n4	4	5	32	8	0	1,5	3	2	--
105-n4	4	5	32	8	0	3	3	2	--
106-n4	4	5	32	8	0	2	3	2	$A_{tr} = 1 \times 200\ mm^2$
107-n4	4	5	32	8	0	2	3	2	$A_{tr} = 2 \times 200\ mm^2$

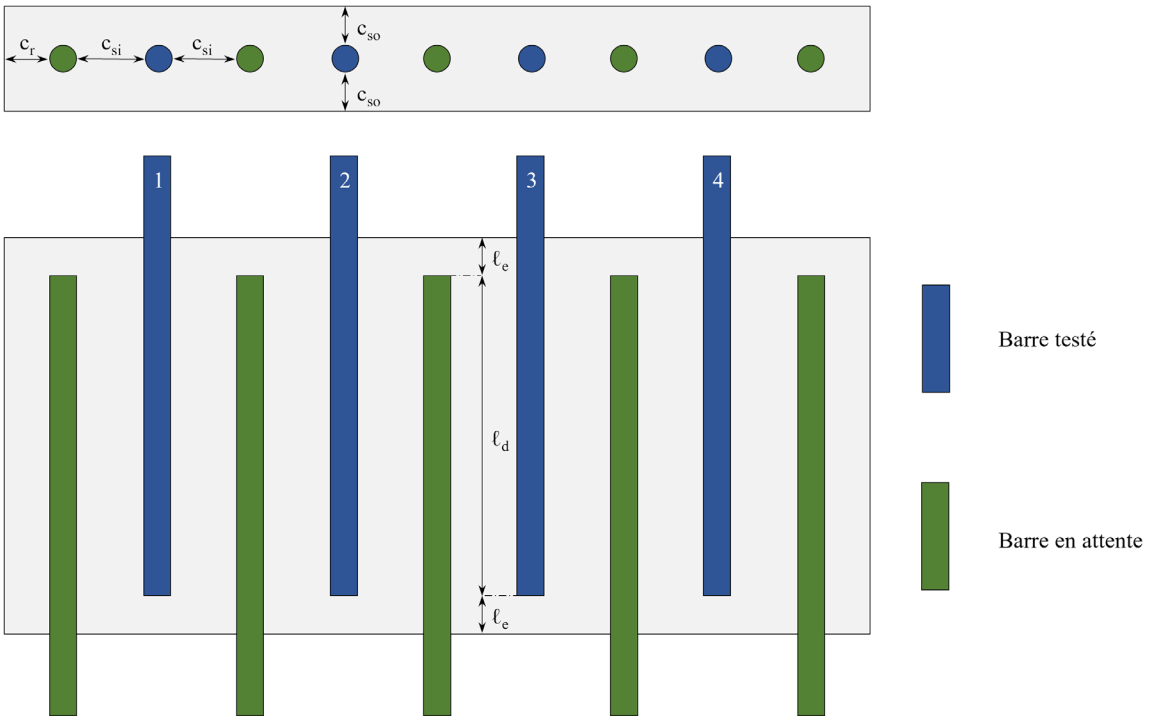
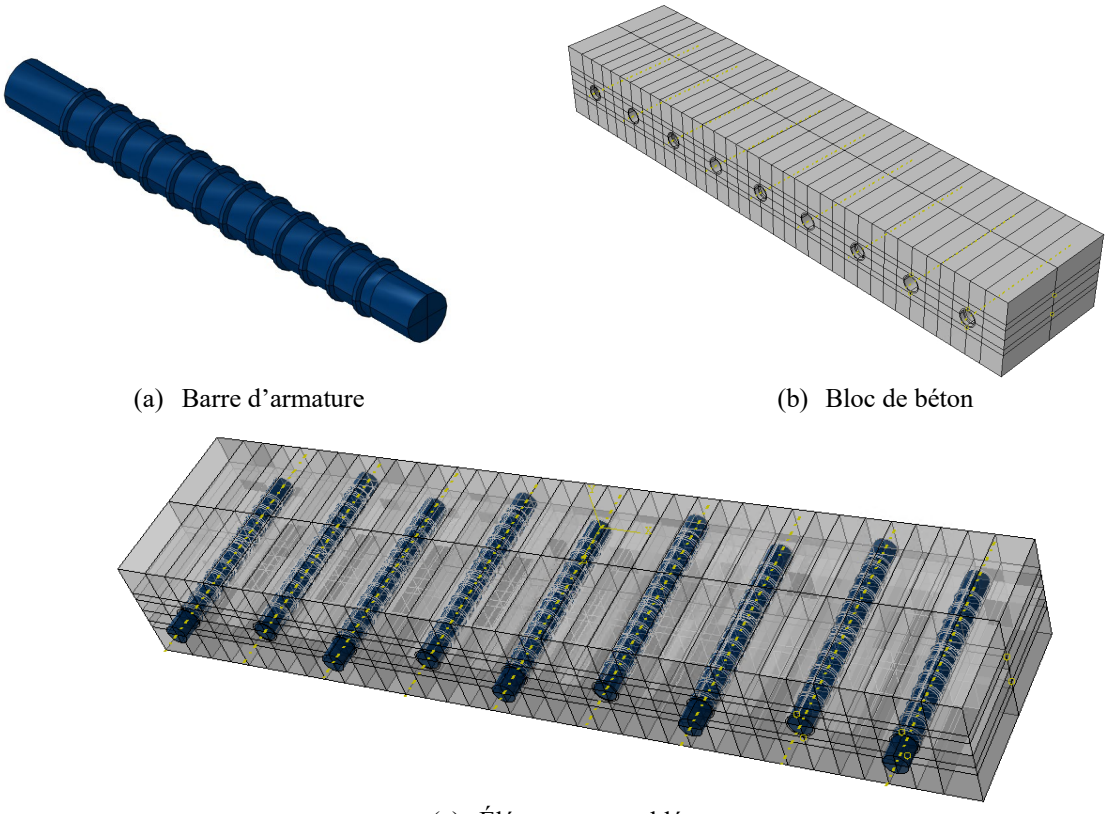


Figure 6.1 Paramètres géométriques des chevauchements

Les données de contraintes dans les barres seront identifiées avec un indice correspondant à leur numérotation, tel que présenté dans à la Figure 6.1.

6.2.2 Éléments composant le modèle

Les spécimens sont modélisés en utilisant 2 éléments distincts, comme illustré à la Figure 6.2. Cette modélisation comprend des barres d'armature et un bloc de béton. La modélisation des barres A1035 No. 10 est identique à celle modélisée dans le modèle ATD avec une représentation uniquement des crénelures transversales, dont les détails sont présentés à la Figure 5.3. Le bloc de béton présente des zones extrudées correspondant aux volumes occupés par les barres qui y sont ancrées. Les éléments utilisés dans ces modélisations sont des éléments hexaédriques explicites à intégration réduite (C3D8R) avec un *Hourglass control* défini par le mode *Relax Stiffness*, la taille moyenne du maillage est de 3 mm.



(a) Barre d'armature

(b) Bloc de béton

(c) Éléments assemblés

Figure 6.2 Modélisation des éléments structuraux

6.2.3 Matériaux

Acier

La définition de la loi de comportement de l'acier pour les barres A1035 No. 10 est identique à celle utilisée pour la modélisation des modèles numériques ATD (Figure 5.5).

BFUP

La loi de comportement utilisée sera identique à celle du modèle calibré des modèles ATD 32, que ce soit en compression (Figure 5.8) et en traction (Figure 5.16).

Comme le modèle ATD, une bande faible avec des performances réduite du BFUP localisée dans la plan des barres, représentant ainsi les zones où l'orientation des fibres est perturbée. La disposition de la bande faible est représentée en rouge sur la Figure 6.3.

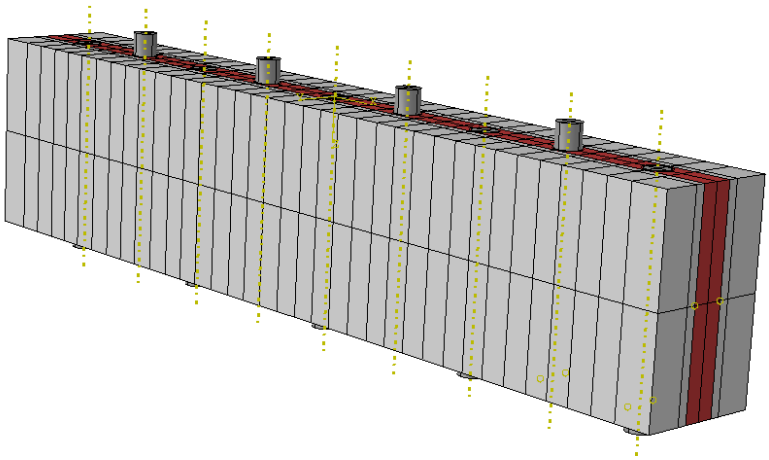


Figure 6.3 Bande faible dans le modèle numérique

6.2.4 Contact acier béton

La modélisation de la liaison entre le BFUP et les barres d'armatures est identique à celle des modèles ATD, détaillée à la section 5.2.4.

6.2.5 Charges appliquées et conditions limites

De la même manière que pour les modèles numériques des ATD, une étape préliminaire au chargement des barres pour simuler le retrait endogène a été appliquée. Le chargement du spécimen est appliqué à l'extrémité des barres testées sous la forme d'un avec la fonction *Smooth Step*. La restriction du déplacement dans la direction longitudinale est imposée à la face inférieure des barres en attente. Pour les barres ancrées et les barres en attente, les déplacements dans les deux directions perpendiculaires à l'axe longitudinal des barres sont restreints à l'intersection avec le béton.

6.3 Résultats et discussions

Comme les contraintes maximales ne sont pas atteintes simultanément dans toutes les barres du joint continu, la contrainte moyenne maximale dans les barres ($f_{s,moy\text{-}max}$) est calculée en faisant la moyenne des contraintes dans les quatre barres à chaque incrément de temps, puis en sélectionnant la valeur maximale.

6.3.1 Tableau résumé général

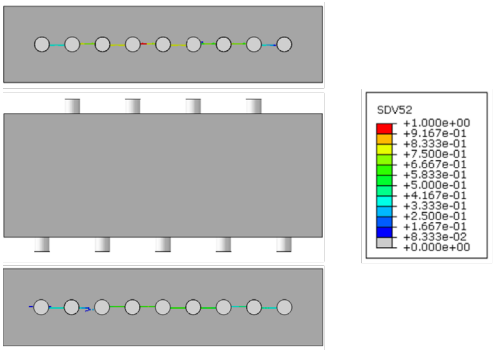
Le Tableau 6.2 récapitule les résultats des modèles numériques des joints continus, incluant dans la dernière colonne la contrainte maximale obtenue en utilisant le modèle numérique équivalent ATD (notée $f_{s,max(ATD)}$).

Tableau 6.2 Résultat des modèles numériques de joints continus

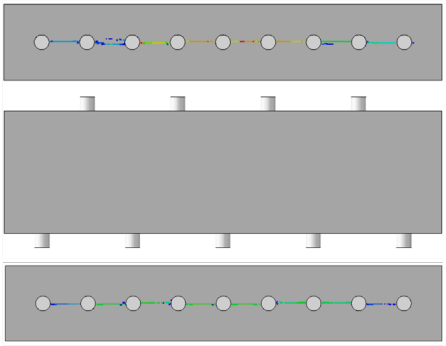
Spécimen n°	$f_{s1,max}$ (MPa)	$f_{s2,max}$ (MPa)	$f_{s3,max}$ (MPa)	$f_{s4,max}$ (MPa)	$f_{s,moy\text{-}max}$ (MPa)	$f_{s,max(ATD)}$ (MPa)
101-n4	459	344	343	474	399	831
102-n4	650	547	536	651	589	711
103-n4	723	776	773	724	740	638
104-n4	577	833	814	581	696	489
105-n4	876	792	781	878	826	925
106-n4	788	759	762	785	773	864
107-n4	816	760	765	804	784	1038

6.3.2 Mode de fissuration

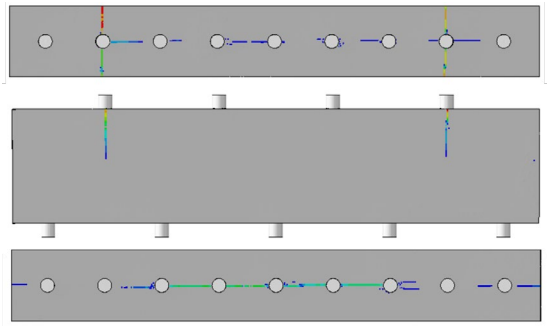
La Figure 6.4 présente les schémas de fissuration des différentes configurations des modèles de joints continus. Dans tous les modèles, la rupture se produit par un fendage dans le plan des barres, débutant au centre et se propageant vers les extrémités. Certains modèles (Figure 6.4c, d, f et g) ont cependant présenté des fissures de fendage perpendiculaires localisées au niveau des barres extérieures. Bien que ces fissures perpendiculaires soient les premières à apparaître, elles ne contrôlent pas la rupture des spécimens. Il est observé que l'augmentation du nombre de barres transversales (Figure 6.4f et g) entraîne une réduction de l'amplitude de l'ouverture de ces fissures perpendiculaires, ce qui est cohérent avec les observations précédentes.



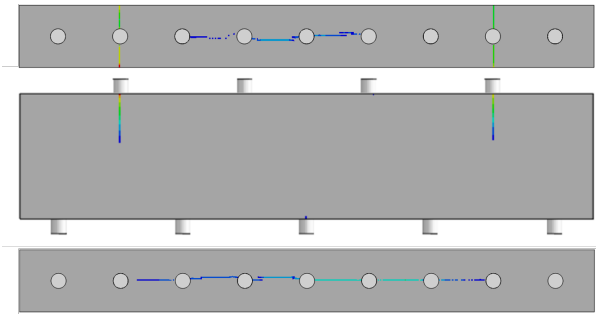
(a) 101-n4 ($c_{si} = 1d_b$, $c_{so} = 2d_b$)



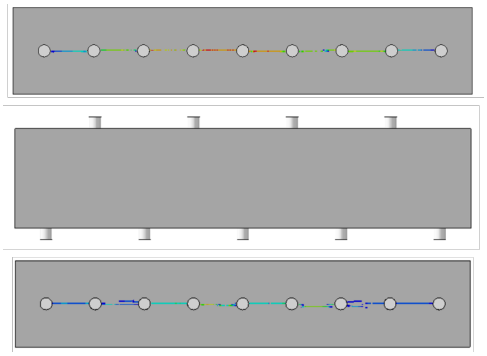
(b) 102-n4 ($c_{si} = 2d_b$, $c_{so} = 2d_b$)



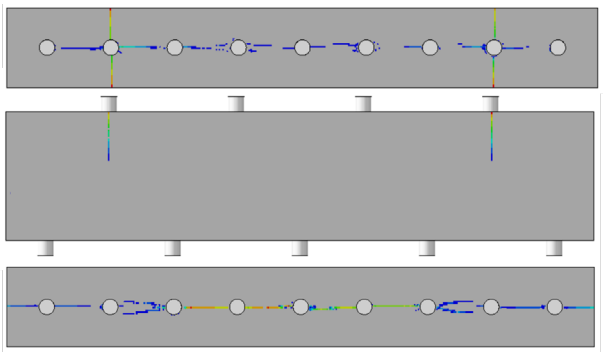
(c) 103-n4 ($c_{si} = 3d_b$, $c_{so} = 2d_b$)



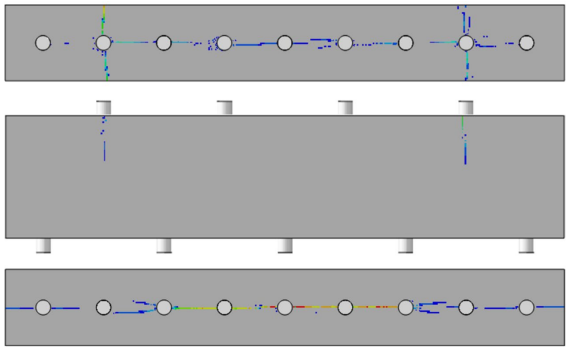
(d) 104-n4 ($c_{si} = 3d_b$, $c_{so} = 1{,}5d_b$)



(e) 105-n4 ($c_{si} = 3d_b$, $c_{so} = 3d_b$)



(f) 106-n4 ($c_{si} = 3d_b$, $c_{so} = 2d_b$, $A_{tr} = 200$ mm^2)



(g) 107-n4 ($c_{si} = 3d_b$, $c_{so} = 2d_b$, $A_{tr} = 400$ mm^2)

Figure 6.4 Modes de défaillance des modèles numériques des joints continus

6.3.3 Influence de c_{si}

La Figure 6.5 illustre l'évolution de la contrainte en fonction de l'enrobage intérieur. Les tendances observées par les modèles ATD sont opposées à celles remarquées par les joints continus. Cette disparité peut s'expliquer par le phénomène parasite lié à la flexion du spécimen ATD, qui devient d'autant plus important que le c_{si} augmente, réduisant ainsi les performances atteignables par ces spécimens. Contrairement aux spécimens ATD, les joints continus ne sont pas soumis à ces effets parasites de flexion. L'augmentation du c_{si} permet ainsi d'atteindre une performance supérieure, car davantage de distance est nécessaire pour que la propagation de la fissure de fendage dans le plan des barres conduise à la rupture des spécimens.

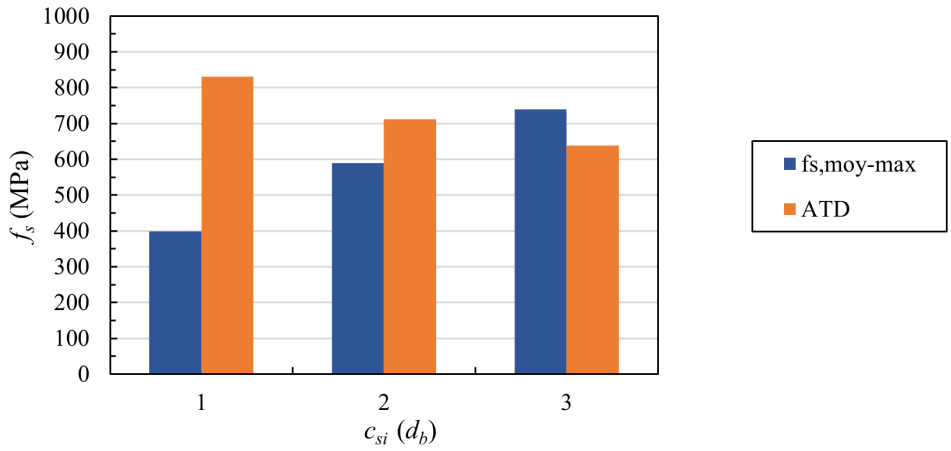


Figure 6.5 Comparaison de l'influence de l'enrobage intérieur entre joints continus et ATD ($c_{so} = 2d_b$ et $c_r = 2d_b$)

6.3.4 Influence de c_{so}

La Figure 6.6 illustre l'évolution de la contrainte en fonction de l'enrobage extérieur. On observe une augmentation des contraintes tant pour les joints continus que pour les ATD avec l'augmentation de l'enrobage extérieur. Cependant, les variations suivies par les ATD sont plus prononcées que pour les joints continus. Cette différence peut s'expliquer par le fait que, dans les modèles ATD, les barres situées de part et d'autre de la barre testée sont ancrées dans le BFUP, mais ne subissent pas de grandes sollicitations en traction. En revanche, pour les modèles de joints continus, les barres en attente situées de part et d'autre des barres testées subissent également des contraintes en traction en raison de leurs conditions limites.

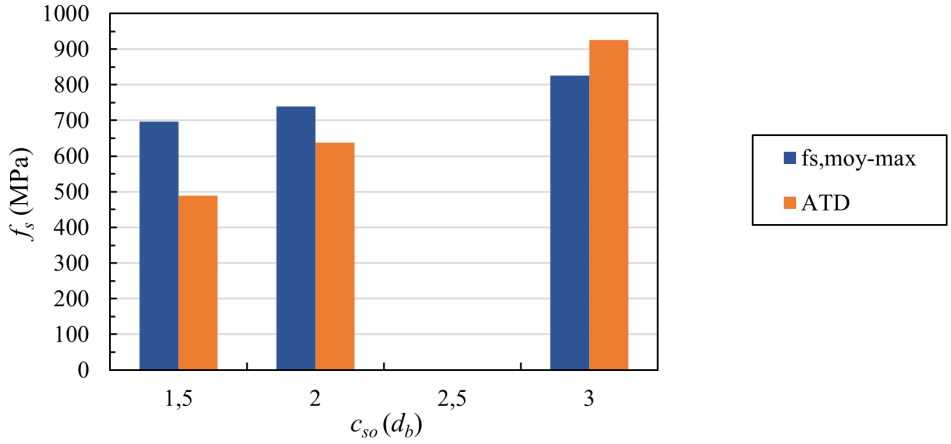


Figure 6.6 Comparaison de l'influence de l'enrobage extérieur entre joints continus et ATD ($c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

6.3.5 Influence des barres transversales

La Figure 6.7 présente l'évolution de la contrainte maximale en fonction de la présence d'armatures transversales. L'ajout d'un rang d'armatures transversales permet d'augmenter la contrainte maximale d'environ 5%, tandis que l'ajout d'un second rang d'armature n'a aucune influence. Cette différence avec les spécimens ATD, où l'ajout de rangs d'armatures transversales augmente considérablement la contrainte maximale atteinte, provient du mode de fissuration à la rupture des joints continus dans le plan des barres. Ce mode de rupture rend presque totalement inefficace la présence d'armatures transversales, dont le rôle est principalement d'aider à la résistance à la fissuration perpendiculaire.

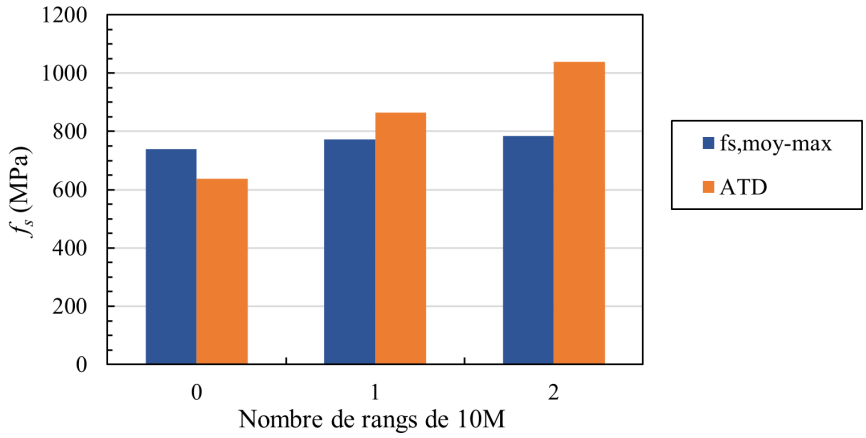


Figure 6.7 Comparaison de l'influence des armatures transversales entre joints continus et ATD ($c_{so} = 2d_b$, $c_{si} = 3d_b$ et $c_r = 2d_b$)

6.3.6 Relation entre les performances des joints continus et les ATD

Les résultats précédents montrent que, contrairement à ce que Bastide (2020) avait montré dans son étude numérique, l'essai ATD ne donne pas toujours des résultats conservateurs en termes de performances en fonction de la configuration testée. Cette conclusion différente de celle obtenue par Bastide peut être attribuée au fait que, dans sa modélisation, Bastide (2020) utilisait des propriétés isotropes du béton sans considérer les bandes faibles et que les plages de configurations géométriques modélisées étaient plus restreintes.

6.4 Poutre avec joint en BFUP

Dans la présente section, l'objectif sera d'examiner la faisabilité de concevoir un joint de chevauchement en BFUP situé dans la région de moment maximal au centre d'une poutre en béton ordinaire soumise à une flexion, en utilisant un modèle d'éléments finis. Pour atteindre cet objectif, nous utiliserons un maillage raffiné à l'échelle de la crénelure dans la zone de chevauchement et un maillage plus grossier dans le reste de la poutre.

6.4.1 Géométrie des spécimens

Les dimensions et différentes dispositions des éléments sont présentées à la Figure 6.8 ainsi que le Tableau 6.3. Il s'agit d'un montage d'essai en flexion 4 points avec une zone de moment constant entre les deux appareils d'appui. Dans le cadre de la modélisation, le plan de symétrie longitudinale sera exploité. Ce modèle s'apparente à la géométrie des poutres testées par (Dagenais, 2014). Les poutres modélisées mesurent 5,7 m de long, 300 mm de large et 400 mm de profondeur. Les barres de flexion principales sont des barres A1035 No. 8 (25 mm) , deux barres 10M sont placées dans la section comprimée de la poutre. Le renfort de cisaillement à l'extérieur de la zone de chevauchement est assuré par des étriers de 10M espacés de 150 mm.

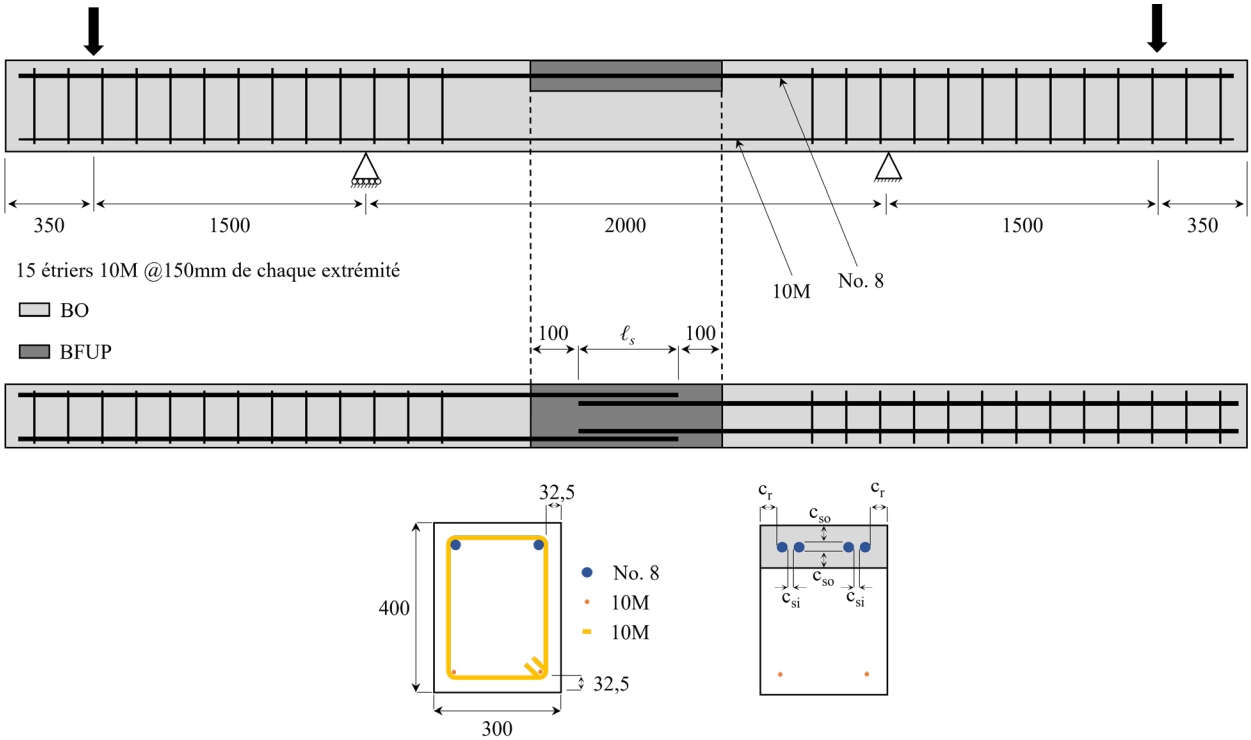


Figure 6.8 Plan des modèles de poutres en flexion avec joints de chevauchement en BFUP

Différentes configurations de joints, dont les dimensions sont spécifiées dans le Tableau 6.3, seront modélisées en variant les longueurs d'ancrage avec des valeurs de 6 et 8 diamètres de barres.

Tableau 6.3 Dimensions de la section de la zone de chevauchement

Spécimen	d_b (mm)	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)
P-6	25	6	1,5	1	1,5
P-8	25	8	1,5	1	1,5

Pour établir une référence pour la poutre, afin de la comparer avec les différentes configurations comportant des joints de chevauchement, une poutre sans joints de chevauchement, mais avec des armatures continues sur toute sa longueur sera modélisée (notée P-réf).

6.4.2 Éléments composant le modèle

Les spécimens sont modélisés comme illustré à la Figure 6.9. Les barres A1035 No. 8 et le béton environnant de la zone de chevauchement sont modélisés de la même manière que dans le modèle ATD, avec une représentation des crénelures transversales, dont les détails sont présentés dans le Tableau 6.4. Le bloc de béton présente des zones extrudées correspondant aux volumes occupés par les barres ancrées. En dehors de la zone de chevauchement, les barres A1035 No. 8 sont modélisées par des éléments cylindriques pour simplifier la représentation tout en capturant efficacement leur comportement en flexion dans la poutre. Les éléments utilisés dans ces modélisations sont des éléments hexaédriques explicites à intégration réduite (C3D8R) avec un *Hourglass control* défini par le mode *Relax Stiffness*. La taille moyenne du maillage est de 2,5 mm dans la zone de chevauchement, de 5 mm dans le BFUP situé de part et d'autre de la zone de chevauchement sur une largeur de 100 mm, tandis que le reste du béton ordinaire et les plaques d'appui sont modélisés par des éléments de taille moyenne de 20 mm. Les barres d'armature 10M sont modélisées par des éléments de treillis linéaires à deux nœuds (T3D2) avec une taille moyenne d'éléments de 10 mm. Les armatures A1035 No. 8 de la poutre de référence sont modélisées uniquement avec des éléments de treillis (T3D2), comme illustré dans la Figure 6.10.

Tableau 6.4 Dimensions des crénelures utilisée dans la zone de chevauchement

Barre	d_i (mm)	a_r (mm)	b_r (mm)	s_r (mm)	h_r (mm)
A1035 No. 8	14,5	0,7	1,35	9,4	1,1

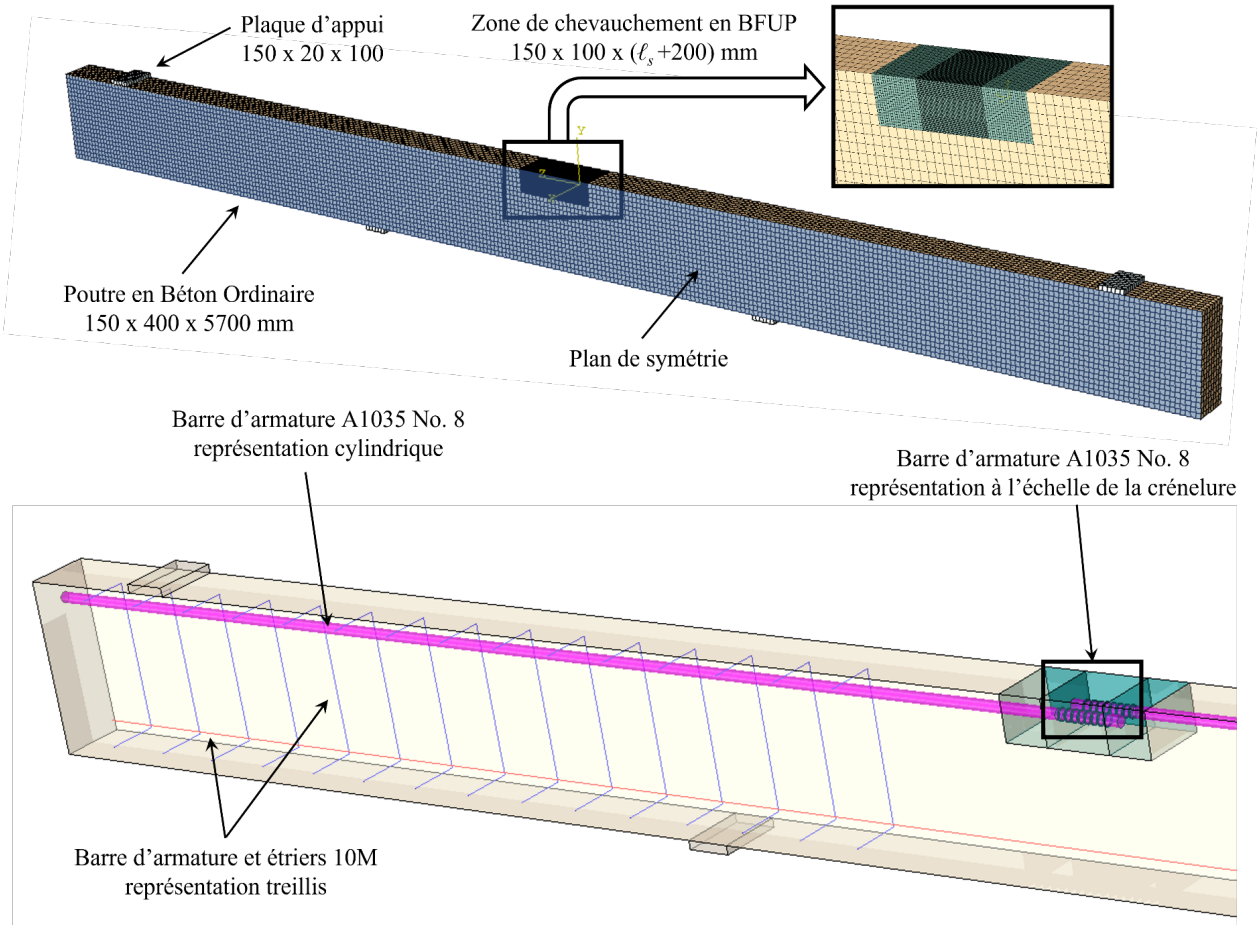


Figure 6.9 Modélisation des éléments structuraux avec joint de chevauchement

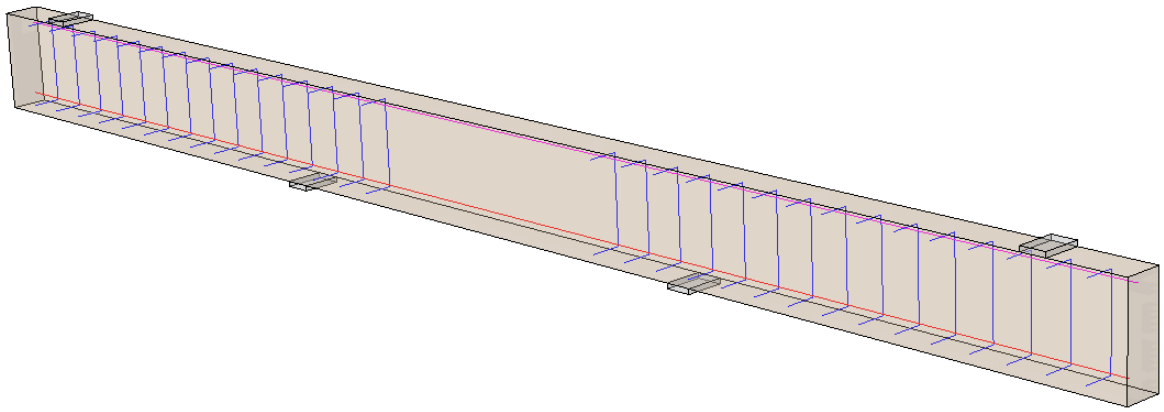


Figure 6.10 Modélisation des éléments structuraux de la poutre de référence

6.4.3 Matériaux

Acier

La définition de la loi de comportement de l'acier pour les barres A1035 No. 8 et les aciers de nuances 400W est identique à celle utilisée pour la modélisation des modèles numériques ATD tel qu'illustré à la Figure 5.5.

BFUP

La loi de comportement utilisée sera la même que celle du modèle calibré des modèles ATD 32, que ce soit en compression (Figure 5.8) et en traction avec une valeur de $\gamma_F = 0{,}85$ pour les zones d'orientation préférentielle des fibres (Figure 5.16).

Comme dans le modèle ATD, une bande faible avec des performances réduites du BFUP, localisée dans le plan des barres, est introduite pour représenter les zones où l'orientation des fibres est perturbée. La disposition de la bande faible est illustrée en rouge sur la Figure 6.11.

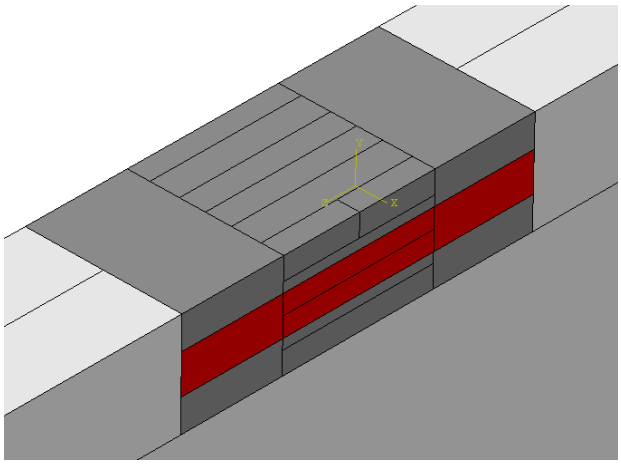


Figure 6.11 Bande faible dans le modèle numérique du joint de chevauchement de la poutre

Afin d'observer l'influence des performances du BFUP dans le cas du joint de chevauchement, des modèles avec des performances réduites (notés P-6 (0,65) et P-8 (0,65)) seront modélisés, en changeant uniquement les performances en traction du BFUP en dehors de la bande faible. Pour ce faire, on utilisera la courbe en traction définie par un coefficient $\gamma_F = 0{,}65$ (Figure 5.44), soit une réduction de 24% de la contrainte maximale en traction du BFUP ($f_{t,u}$) en comparaison avec la valeur de $\gamma_F = 0{,}85$.

BO

Le Tableau 6.5 présente en détail les principales propriétés utilisées pour modéliser le comportement non linéaire du béton ordinaire dans la poutre.

Tableau 6.5 Propriétés du béton ordinaire des modèles numériques de poutre

Propriété	Valeur	Unités
Résistance en compression	60	MPa
Module élastique	33 000	MPa
Résistance en traction	2,6	MPa
Coefficient de Poisson	0,200	

Afin d'améliorer la représentation du comportement en traction du béton autour des barres d'armature, un raidissement est appliqué selon le modèle de *Fields and Bischoff* à la zone entourant les armatures longitudinales. Les modifications du comportement en traction induites par le raidissement en traction du béton sont illustrées à la Figure 6.12.

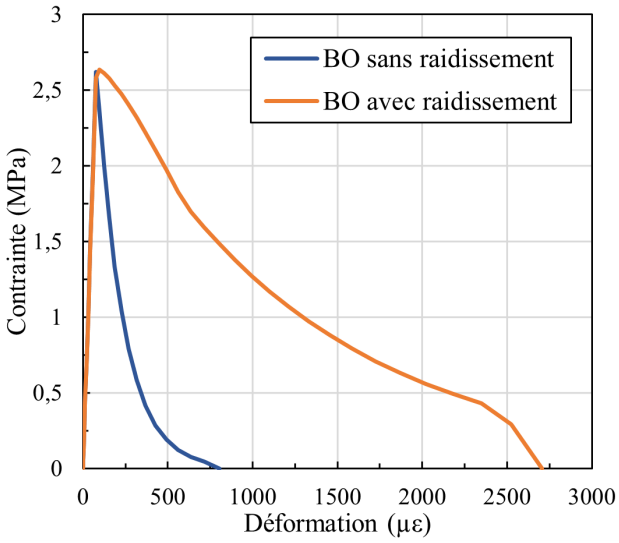


Figure 6.12 Comportement du béton ordinaire en traction avec et sans raidissement

6.4.4 Joint de chevauchement

La zone de chevauchement, comme illustrée à la Figure 6.13, est modélisée de la même manière que dans les sections précédentes, en considérant l'ancrage des barres à l'échelle de la crénelure. Les spécificités des propriétés d'interaction entre les armatures et le BFUP sont détaillées dans la section 5.2.4.

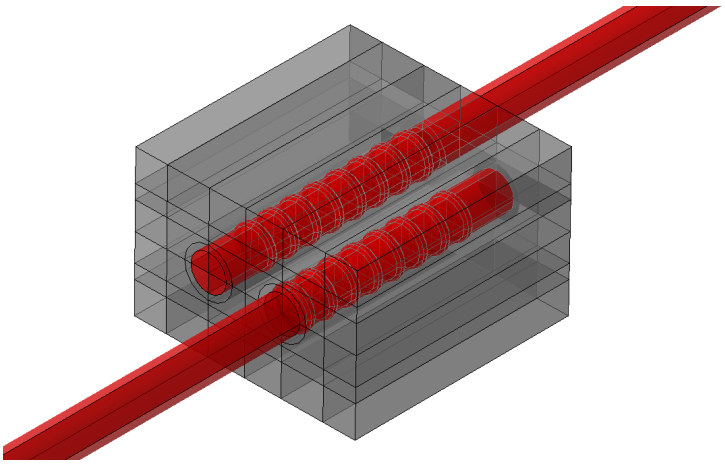
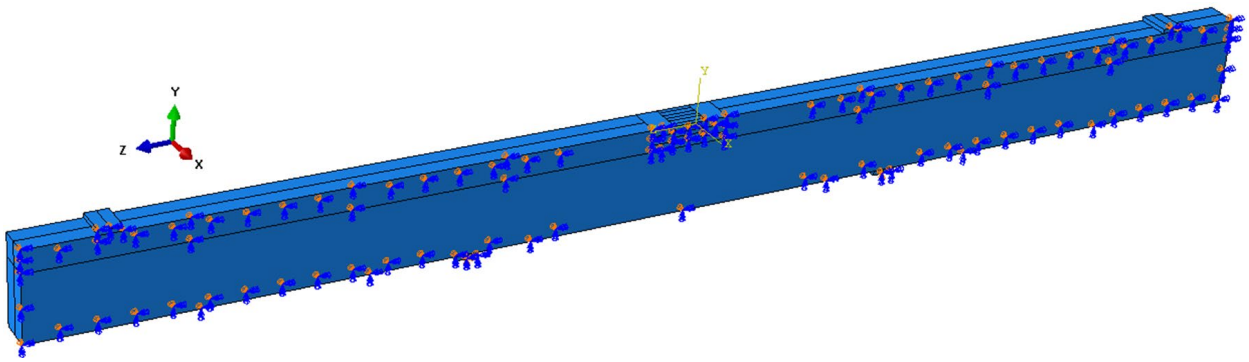


Figure 6.13 Zone de chevauchement des armatures

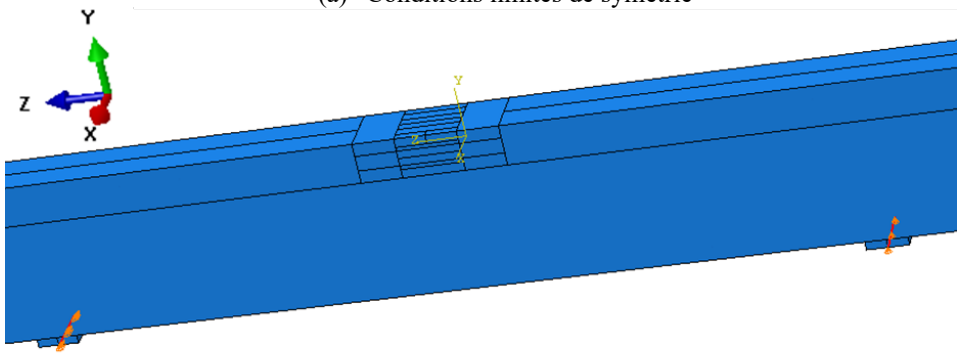
6.4.5 Charges appliquées, conditions limites et interactions

Une symétrie a été appliquée tel qu'illustré à Figure 6.14a, avec une translation bloquée le long de l'axe X et des rotations bloquées selon les axes Y et Z. Les conditions aux limites des plaques d'appui sont présentées à la Figure 6.14b, les déplacements selon les axes Y et Z ont été bloqués le long d'une ligne au centre de l'appui gauche, permettant uniquement la rotation, tandis que pour l'appui droit, seul le déplacement selon l'axe Y a été bloqué, autorisant ainsi la rotation et la translation de cet appui. Le chargement de la poutre, illustré à la Figure 6.14c, est appliqué en imposant un déplacement vertical négatif le long d'une ligne au centre des plaques de chargement selon l'axe Y, en utilisant une fonction d'interpolation régulière (*Smooth Step*).

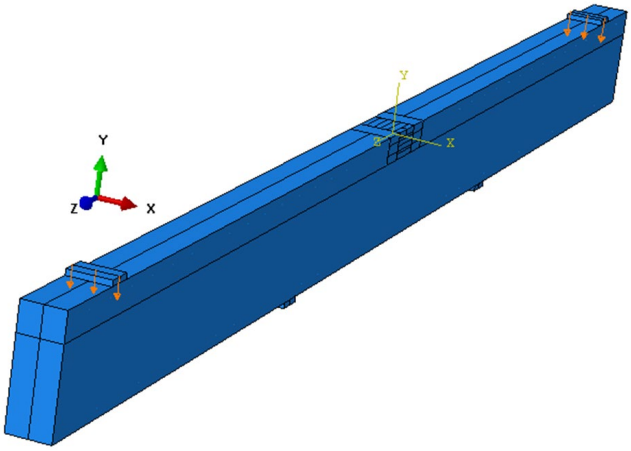
Une interaction de contact parfait (*Tie*) a été imposée entre les plaques et la poutre, ainsi qu'entre le béton ordinaire et le BFUP de la zone de chevauchement. Tous les éléments d'armature, à l'exception de la partie joint de chevauchement avec une représentation des crénelures, ont une interaction incorporée (*Embedded*) dans la poutre.



(a) Conditions limites de symétrie



(b) Conditions limites aux appareils d'appuis



(c) Applications du chargement

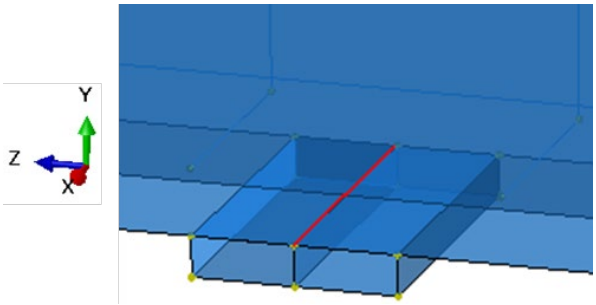
Figure 6.14 Conditions limites appliquées aux modèles

6.4.6 Résultats et discussions

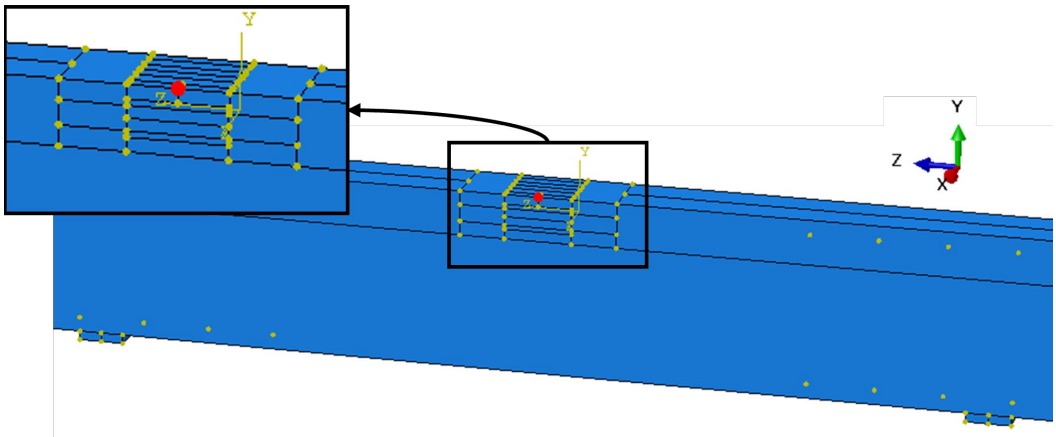
Dans cette section, les résultats des différents modèles numériques seront présentés et comparés, tout en discutant de la faisabilité d'utiliser un joint de chevauchement en BFUP dans la zone la plus critique d'une poutre en flexion.

6.4.6.1 Paramètres de comparaison entre les simulations

La Figure 6.15 et le Tableau 6.6 présentent les paramètres utilisés dans le logiciel Abaqus pour l'analyse des résultats des modèles. La force totale reprise par la poutre est obtenue en sommant la variable RF2 le long de la ligne centrale des plaques d'appui (Figure 6.15a). La flèche développée par la poutre sous chargement est définie comme le déplacement U2 du nœud situé au centre de la poutre (Figure 6.15b). Pour la poutre de référence, les contraintes axiales dans la barre sont obtenues à partir de la variable S11, tandis que pour les barres modélisées en 3D, la variable S33 fournit les valeurs des contraintes axiales des barres d'armature. Les informations sur les ouvertures de fissures sont fournies par la variable SDV28 pour le béton ordinaire et la variable SDV52 pour le BFUP.



(a) Ensemble de mesure du chargement de la poutre



(b) Ensemble de mesure de la flèche de la poutre

Figure 6.15 Localisation des ensembles de mesures des modèles numériques de poutre

Tableau 6.6 Détails de l'obtention des valeurs de sortie du modèle

Grandeur mesurée	Type d'ensemble	Type de variable	Unité
Chargement	Géométrie	Résultante (RF2)	N
Flèche	Géométrie	Déplacement (U2)	mm
Contrainte barres d'armature	Modèle global	Contrainte (P-réf : S11) (P-8 et P-6 : S33)	MPa
Ouverture de fissure	Modèle global	SDV28 (BO) SDV52 (BFUP)	mm

6.4.6.2 Comparaison des différentes configurations

Comportement mécanique

La Figure 6.16 illustre la relation entre le chargement total et la flèche pour les différentes poutres testées. On observe que la poutre de référence, avec des armatures continues, présente la meilleure performance. La force augmente linéairement avec la flèche jusqu'à environ 275 kN, après quoi l'augmentation de la contrainte en fonction de la flèche se réduit. Ce phénomène est dû au fait que les armatures commencent à atteindre des contraintes en traction proches de leur limite élastique f_y. Avant d'atteindre le pic de chargement, toutes les configurations de joints de chevauchement suivent parfaitement la courbe de la poutre de référence. Cependant, la capacité de flexion de la poutre est réduite par la présence de ces joints.

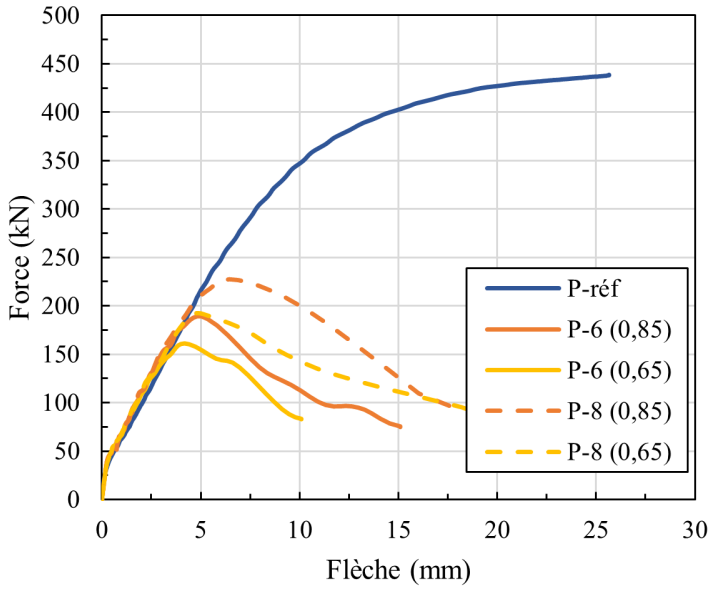


Figure 6.16 Comportement en flexion des différentes poutres – Armatures No. 8 A1035

L'augmentation de la longueur d'ancrage joue un rôle important dans la capacité de flexion de la poutre. Le Tableau 6.7 montre que le chargement maximal admissible augmente de près de 20% pour les configurations ancrées à 8 et 6d_b, par rapport aux configurations réduites ou non.

Tableau 6.7 Capacité de chargement maximale des différentes configurations de chevauchement

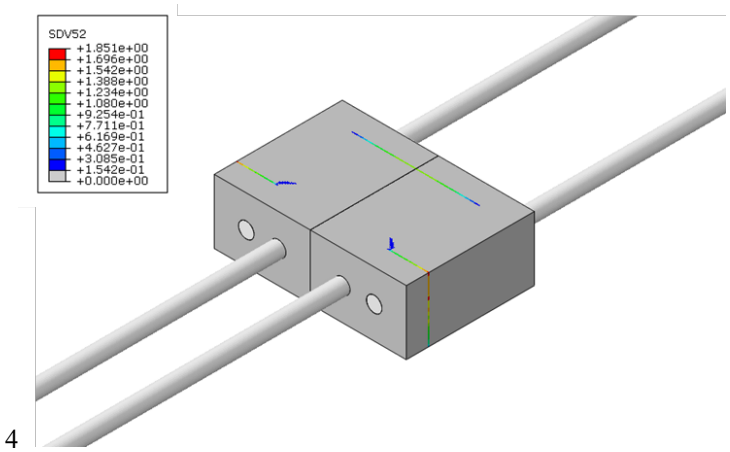
Poutre	Chargement maximal (kN)
P-6 (0,65)	161
P-6 (0,85)	189
P-8 (0,65)	193
P-8 (0,85)	227

Les performances en traction du BFUP ont un impact significatif sur le comportement du joint de chevauchement. En réduisant la contrainte maximale en traction ($f_{t,u}$) à une valeur de $\gamma_F = 0{,}65$, on obtient des performances globales similaires pour les joints de chevauchement avec une longueur d'ancrage de 8d_b et les joints avec une longueur d'ancrage de 6d_b avec un $\gamma_F = 0{,}85$. Ainsi, une augmentation de la longueur d'ancrage permettrait de compenser une performance en traction moindre du BFUP.

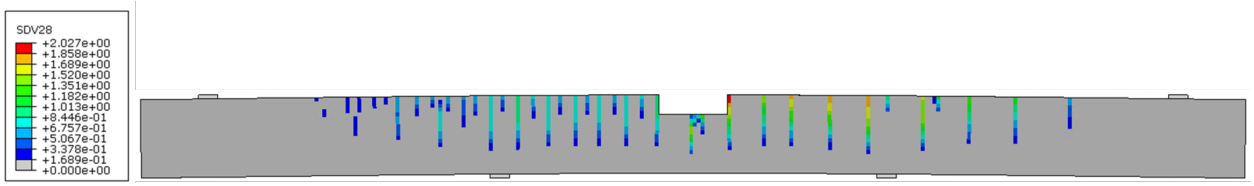
Modes de fissuration

Tous les modèles de poutres avec des joints de chevauchement ont présenté un mécanisme de rupture fragile identique. Ce dernier se caractérise par une rupture du BFUP dans la zone de chevauchement, avec des fissurations initiées aux extrémités chargées des armatures. Ce phénomène est illustré dans la Figure 6.17a. L'analyse de la partie en béton ordinaire des poutres révèle des différences de comportement selon le modèle.

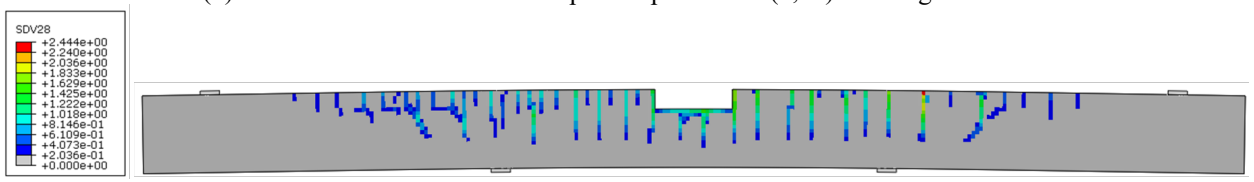
- La poutre P-6 (0,65) présente uniquement une fissuration en flexion, comme le montre la Figure 6.17b.
- Des fissures de cisaillement apparaissent initialement pour les poutres P-6 (0,85) et P-8 (0,65) (Figure 6.17c, d), puis s'accentuent dans le cas de la poutre P-8 (0,85) (Figure 6.17e).
- La poutre P-réf n'a pas atteint la rupture pour le chargement appliqué. Cependant, on observe une fissuration en flexion au centre de la poutre et de larges fissures de cisaillement à l'extérieur des appuis (Figure 6.17f).



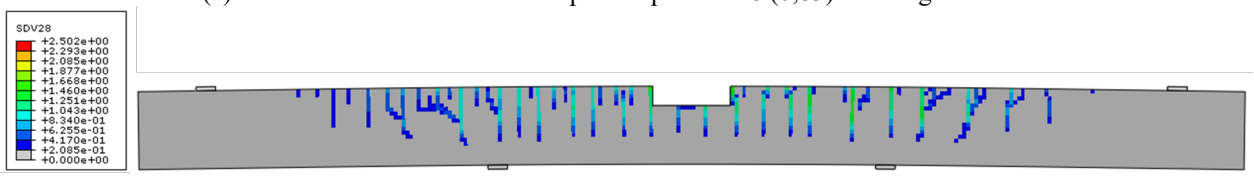
(a) Schéma de fissuration type des joints de chevauchement à la rupture



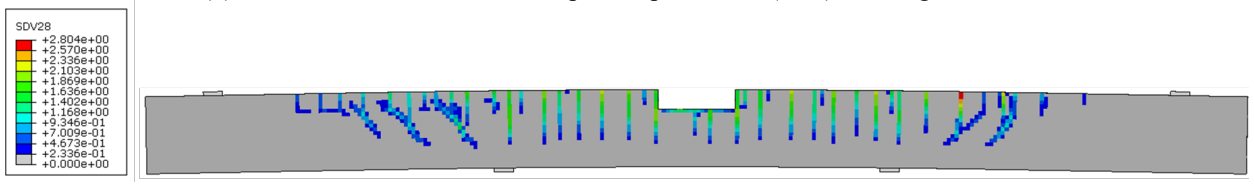
(b) Schéma de fissuration du BO pour la poutre P-6 (0,65) au chargement maximal



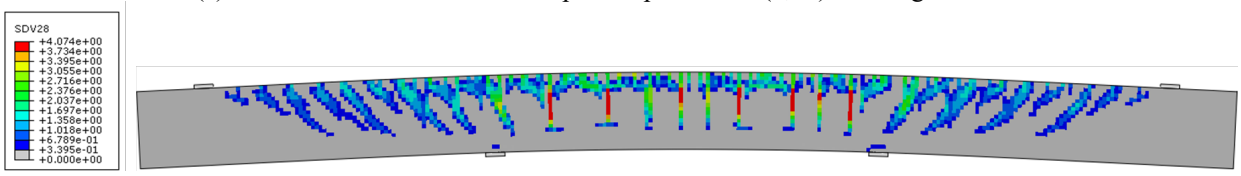
(c) Schéma de fissuration du BO pour la poutre P-6 (0,85) au chargement maximal



(d) Schéma de fissuration du BO pour la poutre P-8 (0,65) au chargement maximal



(e) Schéma de fissuration du BO pour la poutre P-8 (0,85) au chargement maximal



(f) Schéma de fissuration du BO pour la poutre P-réf au chargement maximal

Figure 6.17 Modes de défaillance des modèles numériques de poutres en flexion

Plastification des armatures

La Figure 6.18 présente les zones où les armatures de traction ont subi une plastification (identifiées en rouge). Cela signifie que lorsque les barres A1035 utilisées dans ce modèle dépassent la limite d'élasticité f_y = 460 MPa des barres 400W (qui ont un comportement identique aux barres A1035 dans leur phase élastique), cela permettrait à des barres 400W sollicitées dans de telles conditions de se plastifier. Cette analyse permet d'évaluer l'efficacité de l'ancrage des armatures dans le BFUP selon plusieurs configurations : ancrage à $6d_b$ et $8d_b$ pour des BFUP réduits ou non.

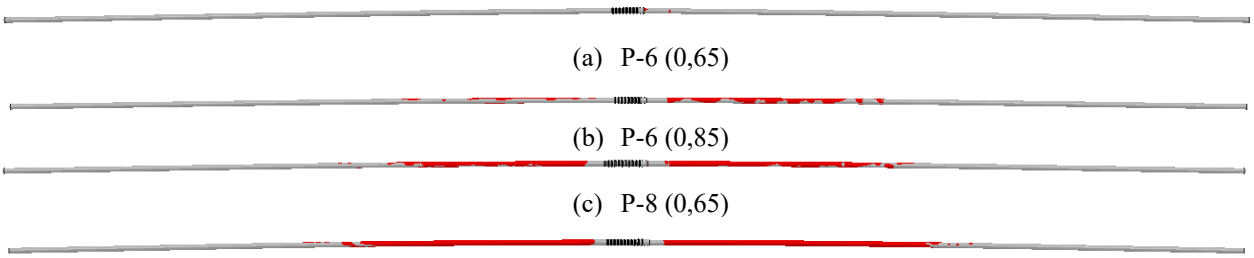
Ancrage à $6d_b$:

- BFUP aux performances réduites (Figure 6.18a) : La plastification est quasi inexistante, indiquant une bonne performance de l'ancrage dans ce cas, mais une sous-sollicitation des barres d'armatures.
- BFUP non réduit (Figure 6.18b) : La plastification est limitée aux parties supérieures des barres, sans affecter la pleine section de la barre d'armature.

Ancrage à $8d_b$:

- BFUP aux performances réduites (Figure 6.18c) : Une zone de plastification significative est observée, suggérant une meilleure exploitation du potentiel des armatures.
- BFUP non réduit (Figure 6.18d) : La zone de plastification est encore plus importante, confirmant l'efficacité de l'ancrage à $8d_b$ pour ce type de BFUP.

L'analyse de la plastification des armatures de traction dans le BFUP révèle que l'ancrage à $8d_b$ semble le plus adéquat pour exploiter pleinement le potentiel des barres 400W.



(a) P-6 (0,65)

(b) P-6 (0,85)

(c) P-8 (0,65)

(d) P-8 (0,85)

Figure 6.18 Zone des armatures plastifiées au chargement maximal

Le Tableau 6.8 et la Figure 6.19 présentent les valeurs maximales de contrainte pour la barre située à l'extérieur et celle située à l'intérieur de la poutre, pour chacune des barres d'armatures. On peut constater que la barre intérieure présente des contraintes légèrement supérieures à celles de la barre extérieure. Cette différence peut être attribuée aux conditions limites de symétrie appliquées aux modèles.

Tableau 6.8 Contraintes tangentielle dans les armatures à l'extrémité de la zone de chevauchement pour les modèles de poutre en flexion.

Poutre	$\tau_{s,max}$ (extérieur) (MPa)	$\tau_{s,max}$ (intérieur) (MPa)	$\tau_{s,max}$ (moyenne) (MPa)
P-6 (0,65)	11,19	11,45	11,32
P-6 (0,85)	17,91	17,93	17,92
P-8 (0,65)	14,52	15,33	14,93
P-8 (0,85)	17,09	17,52	17,30

En ce qui concerne les contraintes tangentielles, il a été observé que pour une valeur de $\gamma_F = 0{,}85$, la conclusion selon laquelle la contrainte tangentielle est invariante en fonction de la longueur d'ancrage reste valable. Cependant, ce n'est plus le cas pour une valeur de $\gamma_F = 0{,}65$.

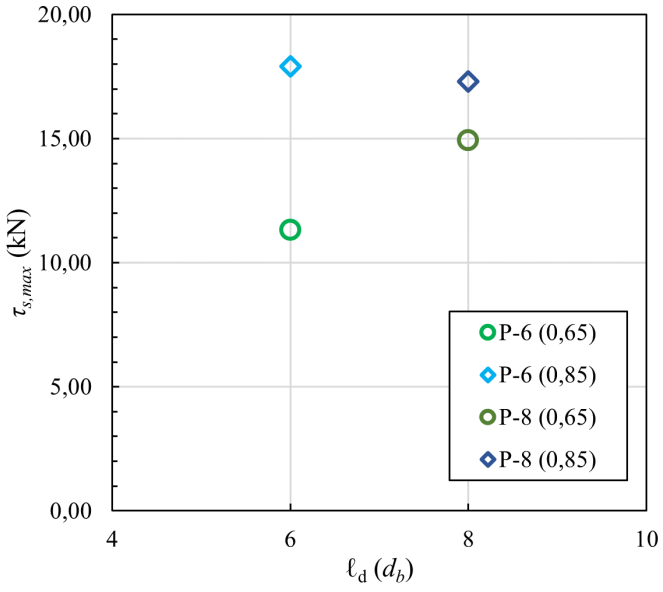


Figure 6.19 Contraintes tangentielle moyenne dans les armatures à l'extrémité de la zone de chevauchement pour les modèles de poutre en flexion

6.5 Modèles numériques structuraux : synthèse

Joints continus

L'étude de modèles numériques de joints continus en BFUP a permis de mettre en avant plusieurs points importants. La rupture se produit par un fendage dans le plan des barres, débutant au centre et se propageant vers les extrémités. Des fissures perpendiculaires localisées peuvent apparaître au niveau des barres extérieures, mais elles ne contrôlent pas la rupture.

L'augmentation de l'enrobage intérieur permet d'atteindre une performance supérieure alors que l'effet était opposé pour les ATD. Pour les joints continus et les ATD, l'augmentation de l'enrobage extérieur permet d'atteindre des contraintes supérieures, mais l'effet est plus prononcé pour les ATD. L'ajout d'un rang d'armatures transversales à un impact limité pour les joints continus, ce qui vient du mode de rupture dans le plan des barres.

Enfin, en comparant les différents résultats des joints continus et essais ATD associés, il a pu être mis en avant que l'essai ATD ne donne pas toujours des résultats conservateurs en termes de performances. Cela peut s'expliquer par les effets parasites de flexion dus à la géométrie de l'essai ATD, mais aussi du fait des modes de fissuration différents entre joints continus (fissuration parallèle) et ATD (fissuration perpendiculaire).

Poutres en flexion

L'étude de modèles numériques de poutres en flexion montre que la performance des joints de chevauchement en BFUP dépend de plusieurs facteurs.

- La longueur d'ancrage : augmenter la longueur d'ancrage de $6d_b$ à $8d_b$ permet d'améliorer la capacité de flexion de 20%.
- La performance du BFUP : la réduction de la contrainte maximale en traction du BFUP de 24% réduit presque d'autant la capacité en flexion des poutres.

Tous les modèles de poutres avec des joints de chevauchement ont présenté un mécanisme de rupture fragile identique, caractérisé par une rupture du BFUP dans la zone de chevauchement. La fissuration du béton ordinaire en flexion et, sur certaines poutres, en cisaillement a été observée.

L'analyse de la plastification des armatures de traction a montré que l'ancrage à $8d_b$ semble le plus adéquat pour exploiter pleinement le potentiel des barres 400W.

CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

7.1 Rappel des objectifs

Le projet actuel s'inscrit dans une recherche plus large visant à développer des critères de conception pour les joints de chevauchement en BFUP entre éléments préfabriqués. Il s'agit d'un projet de grande envergure qui s'appuie sur les travaux réalisés dans le cadre de plusieurs mémoires de maîtrise à Polytechnique. Pour ce faire, les objectifs suivants avaient été définis :

1. déterminer les propriétés d'ancrage du BFUP pour différentes configurations de chevauchements d'armatures à partir de l'essai d'Ancrage en Traction Directe (ATD);
2. identifier une relation liant les configurations des spécimens ATD à leurs performances;
3. développer un modèle de comportement numérique non linéaire des spécimens ATD;
4. développer et étudier le lien entre l'essai ATD et des joints continus à l'aide de modèles numériques d'éléments structuraux impliquant l'ancrage de barres d'armature dans le BFUP.

7.2 Conclusions du projet de recherche

7.2.1 Campagne expérimentale sur les spécimens ATD

Dans la continuité des recherches antérieures menées sur le transfert d'efforts et la résistance de l'ancrage dans le BFUP, une série de 14 essais sur des spécimens ATD a été réalisée. Voici un résumé des conclusions tirées de cette série d'essais.

- Tous les spécimens ont présenté des ruptures par fendage perpendiculaire, avec une fissure développée sur environ 2/3 ℓ_d pour la plupart. Cependant, pour ceux avec des barres transversales et un enrobage extérieur de $c_{so} = 3d_b$, la fissure s'est formée sur environ 1/3 ℓ_d, soulignant l'importance du confinement pour la performance des ancrages.
- La capacité maximale de l'ancrage dans le BFUP dépend à la fois de la loi de traction pré-pic et post-pic. Les spécimens ATD 32 ancrés à $8d_b$ ont montré un effet post-pic significatif avec deux rangs d'armatures transversales (15% de $f_{s,max}$), tandis que cette contribution était moins marquée pour les autres spécimens (environ 5% de $f_{s,max}$). Pour les ATD 16, la contribution post-pic du BFUP devient plus importante avec l'augmentation de la longueur d'ancrage.

- L’augmentation de l'enrobage extérieur (c_{so}) et la diminution de l'espacement interne (c_{si}) entraînent une augmentation de la contrainte maximale dans la barre.
- Les barres transversales confinent le spécimen, augmentant la contrainte maximale d'environ 25% pour chaque rang supplémentaire. En pré-pic, seul le premier rang d'armature agit, tandis que l'impact global des barres transversales se manifeste principalement après l'initiation de la phase d’ouverture de fissure, interceptant son développement.
- Pour les spécimens ATD 16, l’augmentation de la longueur d’ancrage augmente la contrainte maximale et accompagné d’une diminution du rapport $f_{s,cr}/f_{s,max}$. Le spécimen avec une barre 15M 400W ancrée à $10d_b$ a présenté une rupture de la barre d'armature hors du spécimen.
- L'utilisation de barres 15M 400W a montré des performances bien inférieures à celles des spécimens équivalents A1035 No. 5, avec des valeurs de $f_{s,max}$ atteintes entre 20 et 35% inférieures, mais des glissements et des ouvertures de fissure à la contrainte maximale supérieurs.
- La partie inférieure du BFUP n'entre en action qu'après le début de l'ouverture de fissure, évitant ainsi une rupture fragile du spécimen. Cette partie du spécimen n'affecte donc pas la contrainte maximale.
- Le diamètre de la barre est un paramètre déterminant dans la caractérisation des performances de l'ancrage. Comparativement aux spécimens ATD 32, les performances en termes de contraintes augmentent d'environ 25% pour les spécimens ATD 16, avec une valeur de $s_{fs,max}$ équivalente et une valeur de $w_{fs,max}$ inférieure.
- La comparaison entre les spécimens ATD de Bastide (2020), Renaud-Laprise (2022) et ceux de la présente campagne d'essais, illustrée à la Figure 7.1, montre clairement le lien qui existe entre la contrainte maximale en traction ($f_{t,u}$) et la valeur de contrainte maximale obtenue lors des essais ATD. Cette comparaison met en évidence le fait que l'essai ATD est un bon essai pour caractériser les performances d'un BFUP en traction.

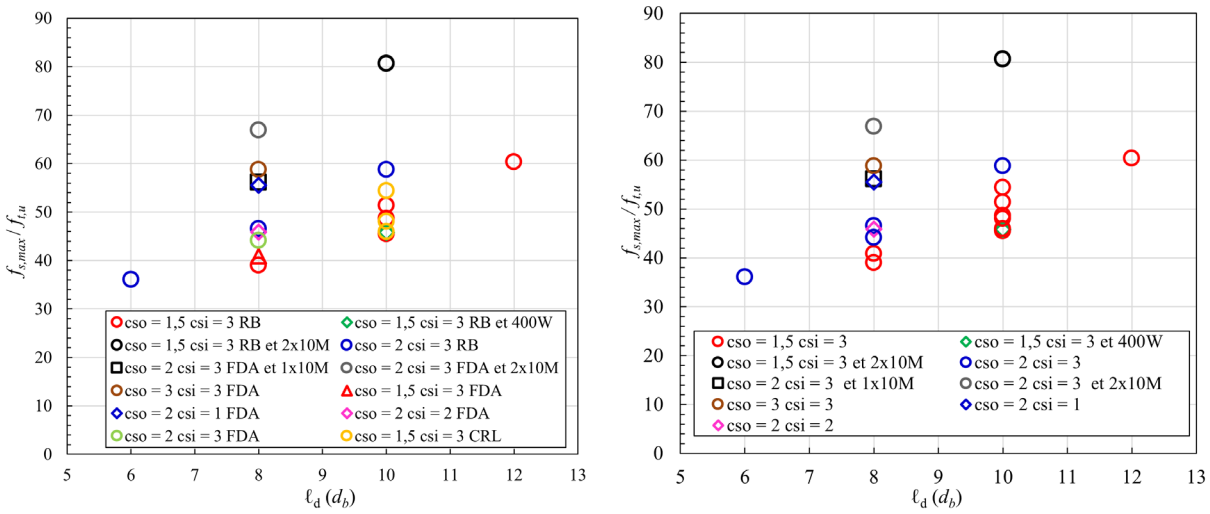


Figure 7.1 Comparaison de la performance des essais ATD 32 lors des différentes campagnes d'essais menées à Polytechnique Montréal

La Figure 7.2 illustre les résultats des contraintes tangentes normalisées par les valeurs de $f_{t,u}$ des spécimens ATD, à l'exception de ceux avec des barres transversales et ceux possédant des armatures de nuances 400W. Les valeurs de résistance des spécimens ATD 16 ont été normalisées par 1,25 comme cela avait été observé expérimentalement. On constate qu'il y a peu de variations pour l'ensemble du spectre étudié.

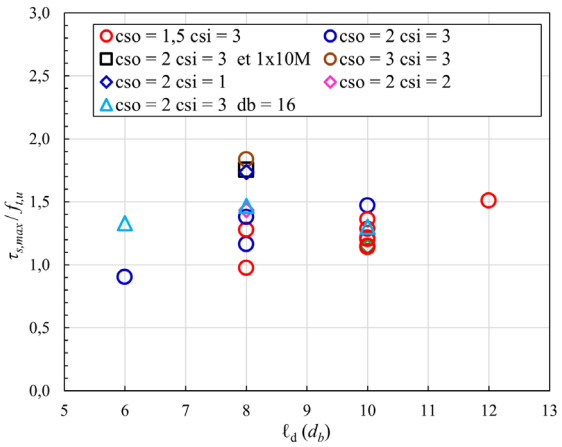


Figure 7.2 Comparaison de la performance normalisé des essais ATD lors des différentes campagnes d'essais menées à Polytechnique Montréal

7.2.2 Analyse numérique par éléments finis des ATD

La modélisation par éléments finis, qui s’inscrit dans la continuité des essais expérimentaux sur les spécimens ATD, a été utilisée afin de reproduire fidèlement les comportements observés. Comme EPM3D ne permet pas encore de prendre en compte les propriétés orthotropes du béton, une solution consistant à introduire des bandes faibles dans le spécimen a été utilisée en attribuant des performances différentes au BFUP selon leur localisation, représentant ainsi les zones où l'orientation des fibres entrave peu la formation de fissures.

La validation du modèle numérique a montré une excellente performance pour les spécimens utilisant des barres A1035, reproduisant fidèlement les modes de fissuration, le glissement des barres et les contraintes observées lors des essais. Ceci confirme l'efficacité du modèle pour simuler le comportement de l’ancrage de barre A1035 dans le BFUP, avec une bonne correspondance entre les résultats numériques et expérimentaux. Cependant, pour les spécimens avec des barres 15M 400W, des différences significatives entre les modèles numériques et les résultats expérimentaux ont été notées, révélant des limites dans la représentation du comportement de ces barres, notamment en ce qui concerne leur ancrage dans le BFUP après plastification.

7.2.3 Équation paramétrique de la longueur d'ancrage des ATD

Une équation semi-empirique reliant la longueur d'ancrage à une contrainte spécifique, prenant en compte tous les paramètres caractéristiques des ATD a été développée en se basant sur les résultats des spécimens de la campagne d'essais ATD actuelle. Cette équation a été validée en comparant les résultats avec ceux des essais ATD précédemment réalisés à Polytechnique Montréal. Les comparaisons entre les longueurs réelles des spécimens et les longueurs théoriques calculées par l'équation ont montré une excellente concordance, avec un coefficient de corrélation $R^2 = 0{,}981$. Cependant, il convient de noter que cette équation est applicable uniquement aux spécimens ATD utilisant des barres A1035, et les configurations géométriques étudiées, limitant donc son utilisation dans des applications structurales plus larges. La Figure 7.3 présente, en fonction du diamètre de la barre, les résultats qui avaient été détaillés dans le CHAPITRE 4.

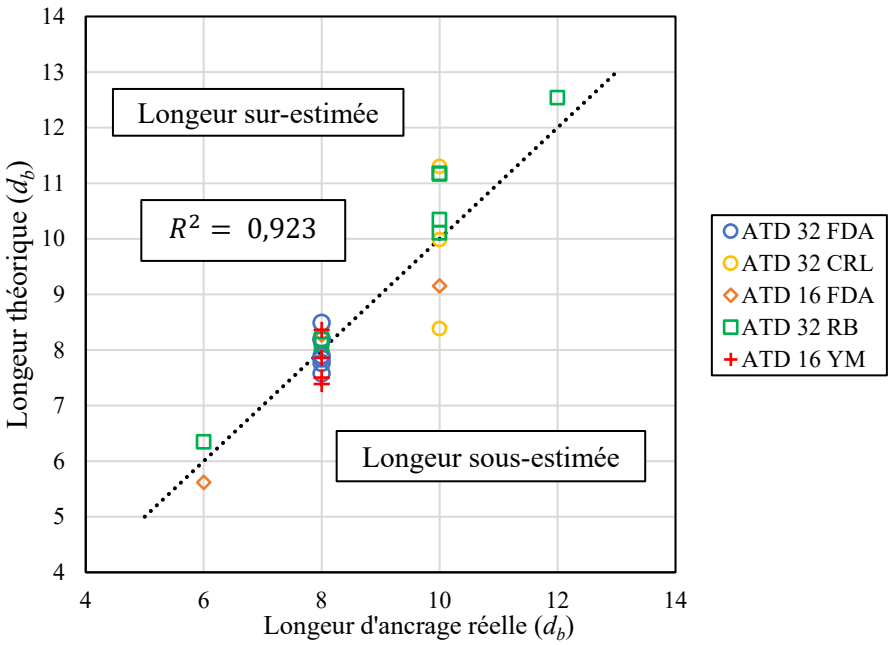


Figure 7.3 Comparaison de la longueur d'ancrage théorique et la longueur d'ancrage réelle en fonction du diamètre de la barre

7.2.4 Modélisation numérique par éléments finis d'éléments structuraux

La bonne corrélation entre les essais expérimentaux et les modèles numériques des ATD a permis d'analyser le comportement d'éléments structuraux en étendant l'application du modèle numérique calibré des ATD avec des barres d'armatures A1035.

L'analyse des modèles numériques de joints de chevauchement continus en BFUP a révélé plusieurs aspects importants. La rupture se produit par un fendage dans le plan des barres, débutant au centre et se propageant vers les extrémités. Bien que des fissures perpendiculaires localisées puissent apparaître au niveau des barres extérieures, elles ne contrôlent pas la rupture.

L'augmentation de l'enrobage intérieur (espacement des barres) améliore les performances, contrairement aux essais ATD. Quant à l'enrobage extérieur, son augmentation permet d'atteindre des contraintes supérieures pour les deux types d'essais, mais cet effet est plus marqué pour les ATD. L'ajout d'un rang d'armatures transversales à un impact limité pour les joints continus, en raison du mode de rupture dans le plan des barres. En comparant les résultats des joints continus avec ceux des essais ATD associés, il est apparu que les essais ATD ne fournissent pas toujours des résultats conservateurs en termes de performances. Cette différence peut s'expliquer par les effets parasites de flexion dus à la géométrie des essais ATD, ainsi que par les modes de fissuration différents entre joints continus (fissuration parallèle) et ATD (fissuration perpendiculaire).

L'étude des modèles numériques de poutres en flexion a révélé que la performance des joints de chevauchement en BFUP dépend de plusieurs facteurs tel que la longueur d'ancrage ou la performance du BFUP. En effet, l'augmentation de la longueur d'ancrage de $6d_b$ à $8d_b$ améliore la capacité de flexion de 20%. En réduisant la contrainte maximale en traction du BFUP de 24%, passant de 11,89 MPa à 9,09 MPa, la capacité de flexion des poutres subit une réduction du même ordre de grandeur.

Tous les modèles de poutres avec des joints de chevauchement ont présenté un mécanisme de rupture fragile identique, caractérisé par une rupture du BFUP dans la zone de chevauchement. Des fissurations du béton ordinaire en flexion et, sur certaines poutres, en cisaillement, ont été observées. L'analyse de la plastification des armatures de traction a montré que l'ancrage à $8d_b$ semble être le plus approprié pour exploiter pleinement le potentiel des barres 400W.

7.2.5 Conclusion générale pour le développement de règles de conception

Les essais et les analyses des spécimens ATD et sur les joints continus ont démontré l'utilité limitée des résultats tirés des essais ATD pour le développement de règles de conception pour les chevauchement de barres multiples. Les règles tirées des essais ATD se limitent principalement au mode de rupture par fendage transversal. Le mode de rupture par fendage dans le plan des barres de joints continus de 4 barres ou plus comme ceux analysés dans cette étude ainsi que dans les études précédentes n'est pas bien reproduit par l'essai ATD. La difficulté de réaliser des essais réaliste a été démontré par Renaud-Laprise (2022). Ainsi, le développement de règles de conception nécessite l'utilisation d'outils numériques validés comme EPM3D, qui dans son développement actuel, ne permet pas de caractériser le comportement de joints réels.

7.3 Recommandations

L'intégration de paramètres tels que l'orientation des fibres et la prise en compte des propriétés orthotropes liées aux performances en traction, obtenues lors des essais de caractérisation des tirants, dans le modèle EPM3D permettrait une représentation plus précise du comportement des spécimens utilisant du BFUP ou du BRF dans le cadre des modélisations numériques. Ce développement apparaît comme l'étape essentielle au développement de règles de conception réalistes.

L'élaboration d'un modèle prédictif de l'orientation des fibres, fondé sur des simulations d'écoulement et prenant en compte les conditions expérimentales de coulée, permettrait une représentation plus précise de la résistance amenée par le BFUP, notamment pour cibler les zones où l'orientation des fibres est perturbée par les géométries des coffrages et des barres d'armature. Cette étape, une fois validée, permettrait d'exploiter encore davantage l'outil numérique.

Des études expérimentales pourraient être menées. Pour les spécimens ATD, des BFUP de propriétés différentes de celles considérées dans les programmes expérimentaux initiés par Bastide pourraient être menées. En particulier, considérer des BFUP avec des dosages plus faibles enrichirait les données et permettrait d'élargir la portée des conclusions, notamment pour prendre en considération que des barres peuvent être ancrées dans des zones où les fibres peuvent présenter des orientations moins favorables que celles considérées dans les dernières études.

Des études expérimentales sur joints de chevauchement entre éléments structuraux de grande taille seraient essentiels pour valider les prédictions des modèles numériques.

RÉFÉRENCES

ACI Committee 318. (2019). Building Code Requirements for Structural Concrete : (ACI 318-19). *American Concrete Institute*. Technical Documents.

ACI Committee. (2003). Bond and development of straight reinforcing bars in tension : (ACI 408R-03). *Technical Documents*.

Alkaysi, M., & El-Tawil, S. (2017). Factors affecting bond development between Ultra High Performance Concrete (UHPC) and steel bar reinforcement. *Construction and Building Materials, 144*, 412-422. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.03.091

Azizinamini, A., Roller, M. S. J. J., & Ghosh, S. K. (1993). Bond Performance of Reinforcing Bars Embedded in High-Strength Concrete. *ACI Structural Journal, 90*(5). https://doi.org/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*.

Bouzaiene, A., & Massicotte, B. (1997). Hypoelastic Tridimensional Model for Nonproportional Loading of Plain Concrete. *Journal of Engineering Mechanics, 123*(11), 1111-1120. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1997)123:11(1111)

Cairns, J. (2015). Bond and anchorage of embedded steel reinforcement in fib Model Code 2010. *Structural Concrete, 16*(1), 45-55. https://doi.org/https://doi.org/10.1002/suco.201400043

Charron, J.-P. (2021). Béton renforcés de fibres. *Technologie du béton CIV-6505, École Polytechnique de Montréal*.

Charron, J.-P., & Desmesttre, C. (2015). *Intérêt de l'utilisation des bétons renforcés de fibres pour la construction d'ouvrages d'art durables*. (Rapport de recherche SR13-01). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), Département des génies civil, géologiques et des mines, Écoles Polytechnique de Montréal.

Cox, J. V., & Herrmann, L. R. (1998). Development of a plasticity bond model for steel reinforcement. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials, 3*(2), 155-180. https://doi.org/https://doi.org/10.1002/(SICI)1099-1484(199804)3:2<155::AID-CFM45>3.0.CO;2-S

Dagenais, M.-A. (2014). Réhabilitation sismique des joints de chevauchement de piles de pont par chemisage en béton fibré à ultra haute performance. *Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal*(phd).

Dagenais, M.-A., Massicotte, B., & Boucher-Proulx, G. (2018). Seismic Retrofitting of Rectangular Bridge Piers with Deficient Lap Splices Using Ultrahigh-Performance Fiber-Reinforced Concrete. *Journal of Bridge Engineering, 23*. https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001173

Darveau, P. (2019). Développement de piles de ponts préfabriquées résistant aux séismes. *Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal*(masters).

Delsol, S. (2012). Évaluation du coefficient d'orientation dans les béton renforcés de fibres métalliques. *Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal*.

Deng, M., Pan, J., & Sun, H. (2018). Bond behavior of steel bar embedded in Engineered Cementitious Composites under pullout load. *Construction and Building Materials, 168*, 705-714. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.02.165

Eligehausen, R. (1979). Ubergreifungsstösse 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*.

Ferguson, P. M., & Briceno, E. (1968). Bond stress development length for a lapped splices in reinforced concrete beams and walls. *The University of Texas, Progress summary, Austin, Texas.*

Fernandez Campos, D. (2023). Développement d'essais standardisés pour les BFUP. *Mémoire de maîtrise en ingénierie, École Polytechnique de Montréal*.

FIB. (2010). Bond and anchorage of embedded reinforcement : Backgroung to the fib Model Code for Concrete Structures 2010. *Technical Report*.

Haber, Z. B., & Graybeal , B. A. (2018). Lap-Spliced Rebar Connections with UHPC Closures. *Journal of Bridge Engineering, 23*(6). https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001239

Hailong, W., Sun, X., Guangyu, P., Yuejing, L., & Qiming, Y. (2015). Experimental study on bond behaviour between BFRP bar and engineered cementitious composite. *Construction and Building Materials, 95*, 448-456. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.135

Lagier , F. (2015). Étude du comportement de chevauchement d'armatures en traction directe dans du béton fibré ultra performant. *Thèse de doctorat, École Polytechniques de Montréal, Montréal*.

Lagier, F., Massicotte, B., & Charron, J.-P. (2016a). 3D Nonlinear Finite-Element Modeling of Lap Splices in UHPFRC. *Journal of Structural Engineering, 142*(11), 04016087. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001549

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*. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2016.08.004

Lee, J. K., & Lee, S. H. (2015). Flexural Behavior of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete Moment Connection for Precast Concrete Decks. *ACI Structural Journal, 112*(4). https://doi.org/10.14359/51687657

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*.

Long, C. (2023). Conception parasismique de piles de ponts constituées d'éléments préfabriqués. *Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal*.

Lutz, L. A., & Gergely, P. (1967). Mechanics of Bond and Slip of Deformed Bars in Concrete. *ACI Journal Proceedings*, 64(11). https://doi.org/10.14359/7600

Ma, F., Deng, M., Fan, H., Yang, Y., & Sun, H. (2020). Study on the lap-splice behavior of post-yield deformed steel bars in ultra high performance concrete. *Construction and Building Materials, 262*, 120611. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120611

Massicotte, B. (2023). Utilisation des techniques et matériaux innovants pour la construction, le renforcement et la réfection des infrastructures. *Complément de béton armé CIV-6501, École Polytechnique de Montréal*.

Massicotte, B., & Ben Ftima, M. (2017). *EPM3D-v3 – A user-supplied constitutive model for the nonlinear finite element analysis of concrete structures*. (Rapport no. SR17-06). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), Département des génies civil, géologique et des mines, Polytechnique Montréal.

Ministère des Transports du Québec. (2022). Bilan de l'état des structures sous la responsabilité du ministère des transports et de la mobilité durable 2022.

Moussous, Y. (2024). Effets de la mise en oeuvre du BFUP et de la configuration des joints sur les propriétés d'ancrage des armatures. *Mémoire de maîtrise (En rédaction), École Polytechnique de Montréal*.

Naaman, A. (2003). Engineered Steel Fibers with Optimal Properties for Reinforcement of Cement Composites. *Journal of Advanced Concrete Technology, 1*, 241-252. https://doi.org/10.3151/jact.1.241

Qi, J., Cheng, Z., John Ma, Z., Wang, J., & Liu, J. (2021). Bond strength of reinforcing bars in ultra-high performance concrete: Experimental study and fiber–matrix discrete model. *Engineering Structures, 248*, 113290. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.113290

Redaelli, D. (2009). Comportement et modélisation des éléments de structure en béton fibré à ultrahautes performances avec armatures passives. *PhD Thesis, École Polytechnique Fédérale de Lausanne*.

Renaud-Laprise, C. (2022). Conception parasismique de culées préfabriquées. *Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal*.

Rosini, A. (2018). Conception des connexions en BFUP à la base de piles préfabriquées répondant aux critères de performance sismique. *Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal*.

Rossi, P. (2021). *Les bétons de fibres*.

Roy, M., Hollmann, C., & Wille, K. (2019). Influence of Fiber Volume Fraction and Fiber Orientation on the Uniaxial Tensile Behavior of Rebar-Reinforced Ultra-High Performance Concrete. *Fibers, 7*, 67. https://doi.org/10.3390/fib7070067

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), 04015007. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001243

Tastani, S. P., & Pantazopoulou, S. J. (2009). Direct Tension Pullout Bond Test: Experimental Results. *Journal of Structural Engineering, 136*(6), 731-743. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000159

Tepfers, R. (1973). *A Theory of Bond Applied to Overlapped Tensile Reinforcement Splices for Deformed Bars.*, PhD, Chalmers University of Technology.].

Toshiyuki, K., & Hiroshi, H. (2015). Bond-Splitting Strength of Reinforced Strain-Hardening Cement Composite Elements with Small Bar Spacing. *ACI Structural Journal, 112*(2). https://doi.org/10.14359/51687228

Tsiotsias, K., & Pantazopoulou, S. J. (2021). Bond behavior of high-performance fiber reinforced concrete (HPFRC) under direct tension pullout. *Engineering Structures, 243*, 112701. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112701

Wang, H. (2009). An analytical study of bond strength associated with splitting of concrete cover. *Engineering Structures, 31*(4), 968-975. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2008.12.008

Wu, Z., Khayat, K. H., & Shi, C. (2018). How do fiber shape and matrix composition affect fiber pullout behavior and flexural properties of UHPC? *Cement and Concrete Composites, 90*, 193-201. https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2018.03.021

Yuan, J., & Graybeal, B. A. (2015). *Bond behavior of reinforcing steel in ultra-high performance concrete.*

Zahedi, M. (2021). Numerical investigation of the bond behaviour of reinforcing bars in UHPFRC. *Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal*.

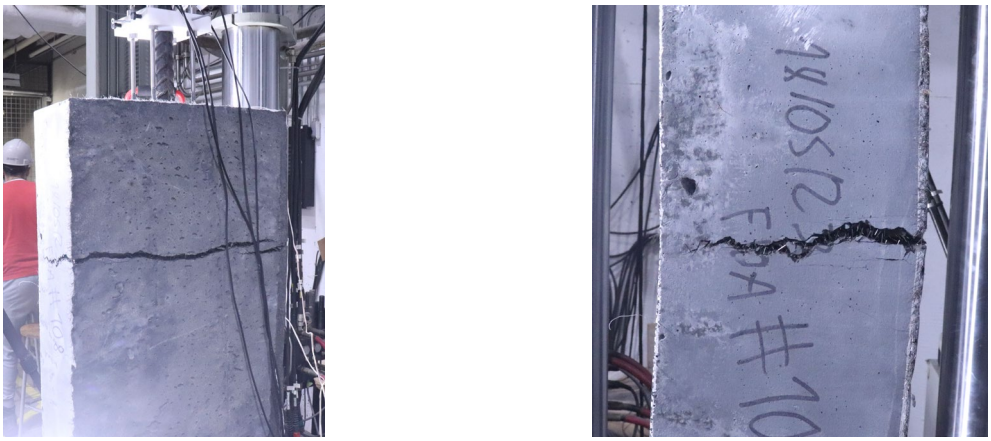
ANNEXE A SPÉCIMENS ATD DE CARACTÉRISATION DU FLUX D'ÉCOULEMENT

Trois spécimens ATD ont été initialement conçus pour étalonner le modèle éléments fini, en étudiant particulièrement l'influence du sens de coulée du BFUP dans les coffrages. Ces spécimens, dépourvus de barres transversales, présentaient des dimensions extérieures identiques à celles du spécimen de référence (ATD n°103). Le premier a été coulé de manière transversale, le second de manière longitudinale, et le dernier avec des tubes en plastique de même diamètre que les barres d'armature, afin d'étudier les perturbations de flux induites par ces dernières lors de la coulée. Le Tableau A. 1 résume les caractéristiques de ces trois spécimens.

Tableau A. 1 Caractéristiques des spécimens ATD 32 de calibration du modèle numérique

Spécimen n°	Barre	d_b (mm)	Béton	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	Spécificité
109	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	3	2	Sans barres latérales – coulée T
110	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	3	2	Sans barres latérales – coulée L
111	A1035 No. 10	32	UP-F2.5	8	2	3	2	Tubes au lieu des barres latérales

Cependant, les résultats obtenus n'ont pas pu être exploités. En effet, l'absence de barres d'armature latérales, bien qu'elles ne soient pas fortement sollicitées en traction, a affecté la rigidité des spécimens, en particulier en cas de défaut d'alignement. Les spécimens ont présenté des ruptures dues à une excentricité entre les barres testées et les barres de support, causant une flexion au niveau de la fin de l'ancrage de la barre testé comme illustré dans la Figure A. 1. Ainsi, ce n'est pas le mécanisme d'ancrage qui a été évalué.



(a) 3/4 arrière d'un spécimen (b) Côté d'un spécimen

Figure A. 1 Rupture des spécimens sans barres d'armature latérale

La Figure A.2 présente néanmoins les valeurs de contrainte maximale obtenues pour ces différents spécimens, les seules données que nous ayons pu tirer de ces essais, mais non exploitables. Les spécimens 109 et 110, dont l'orientation des fibres était supposée être différente en raison de la méthode de coulée, n'ont montré aucune différence dans la valeur de la contrainte maximale atteinte. Le spécimen avec des tubes a même sous-performé par rapport aux deux autres.

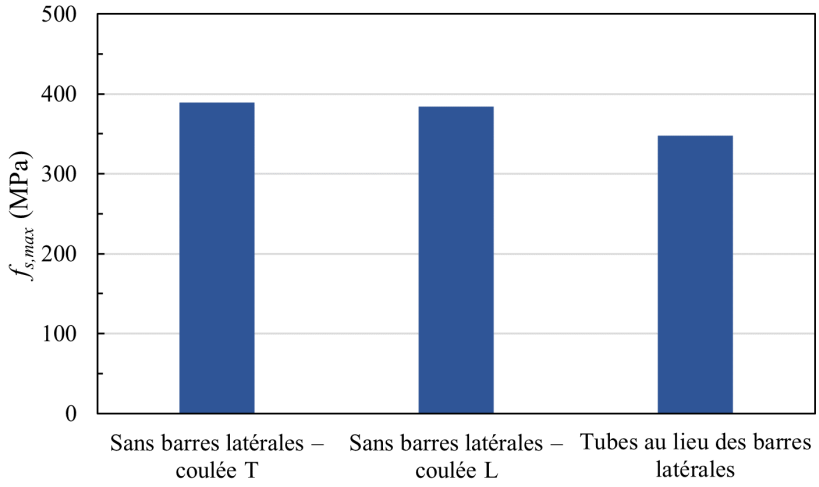


Figure A. 2 Contrainte maximale développée pour les spécimens sans barres d'armature latérale

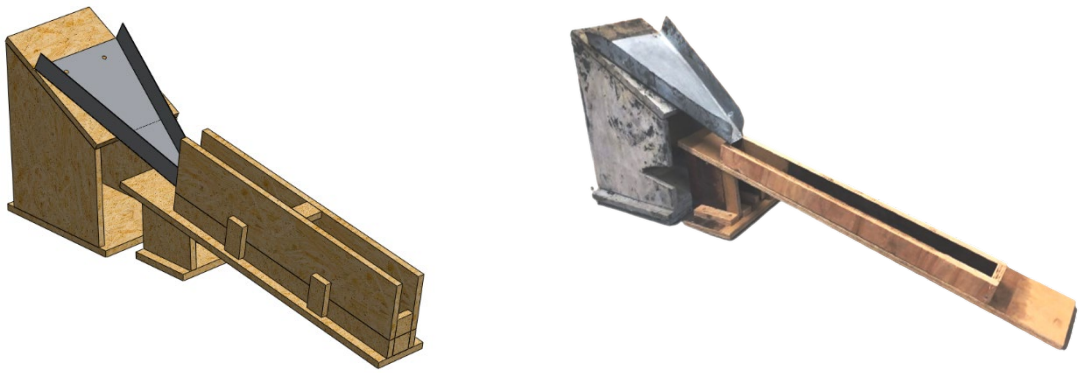
ANNEXE B ESSAIS DE CARACTÉRISATION EN TRACTION DU BFUP

Réalisation des tirants

Pour la détermination des caractéristiques en traction des spécimens des tirants de section uniforme 50x50 mm et d'une longueur de 700 mm ont été confectionnés.

Les spécimens des coulées n°1 et n°2 ont été coulés en utilisant la méthode dite « par passes » consistant à couler le BFUP longitudinalement au coffrage de manière successive afin d'avoir une orientation préférentielle des fibres. Cependant, cette méthode de coulée comporte plusieurs paramètres qui peuvent varier considérablement en fonction de l'opérateur.

Pour assurer une orientation optimale des fibres et optimiser les propriétés mécaniques lors des essais de caractérisation en traction, la réalisation de ces tirants par l'extrémité était nécessaire. Pour les coulées successives, un dispositif de coulée (Figure B. 1) a été utilisé. Ce dispositif assure un remplissage complet du spécimen tout en tenant compte de la viscosité élevée du BFUP. De plus, cette approche garantit une meilleure reproductibilité par rapport à la méthode « par passes ».



(a) Concept du dispositif (b) Dispositif réel

Figure B. 1 Ensemble permettant la coulée d'un tirant par l'extrémité

Procédure d’essai

L'essai de traction sera réalisé à l'aide de la presse Instron du laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal (Figure B. 2), avec des mâchoires plates en contact avec le tirant sur une longueur de 150 mm. Pour éviter tout contact direct, nous insérerons une plaque d’isorel d'un côté et une plaque de contre-plaqué de l'autre entre les mâchoires et le tirant, tout en maintenant une pression de 1000 psi sur les mâchoires.

Le chargement de la presse sera contrôlé selon la procédure suivante.

- Initialement, un déplacement de 0,1 mm/min sera appliqué jusqu'à ce que 70 % de la charge maximale soit atteinte.
- Ensuite, de 70 % jusqu'à 50 % de la charge maximale, le déplacement sera augmenté à 0,2 mm/min.
- De 50 % jusqu'à 30 % de la charge maximale, le déplacement sera augmenté à 0,5 mm/min.
- L'essai sera arrêté lorsque la force atteint une amplitude de 3 kN.

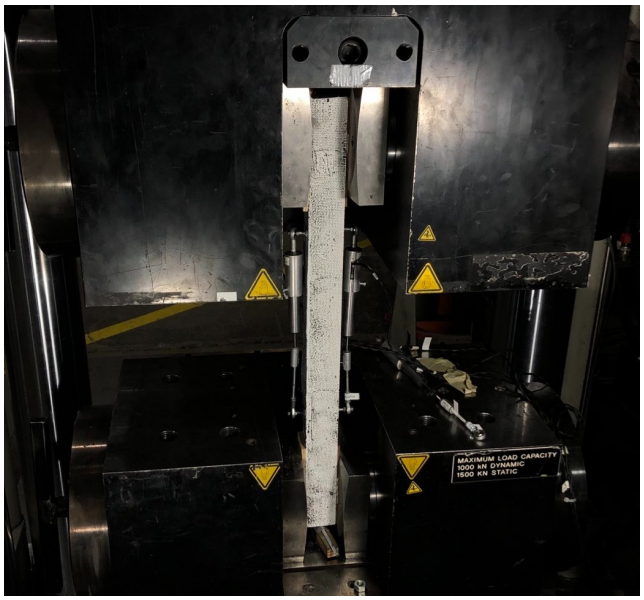


Figure B. 2 Montage en traction directe d’un tirant dans la presse Instron

Instrumentation des tirants

Étant donné que les fissures dans les tirants ne se forment pas nécessairement au centre du spécimen, et afin de mieux comprendre le comportement post-pic, nous utiliserons les dispositifs suivants :

- 3 LVDT, chacun possédant une plage de mesure de 300 mm, seront positionnés respectivement sur les faces Nord, Est et Ouest du spécimen;
- sur la face Sud, un Système d'Imagerie Corrélative (SIC) composé de mouchetis et d'une paire de caméras est adopté avec un LVDT numérique de 300 mm.

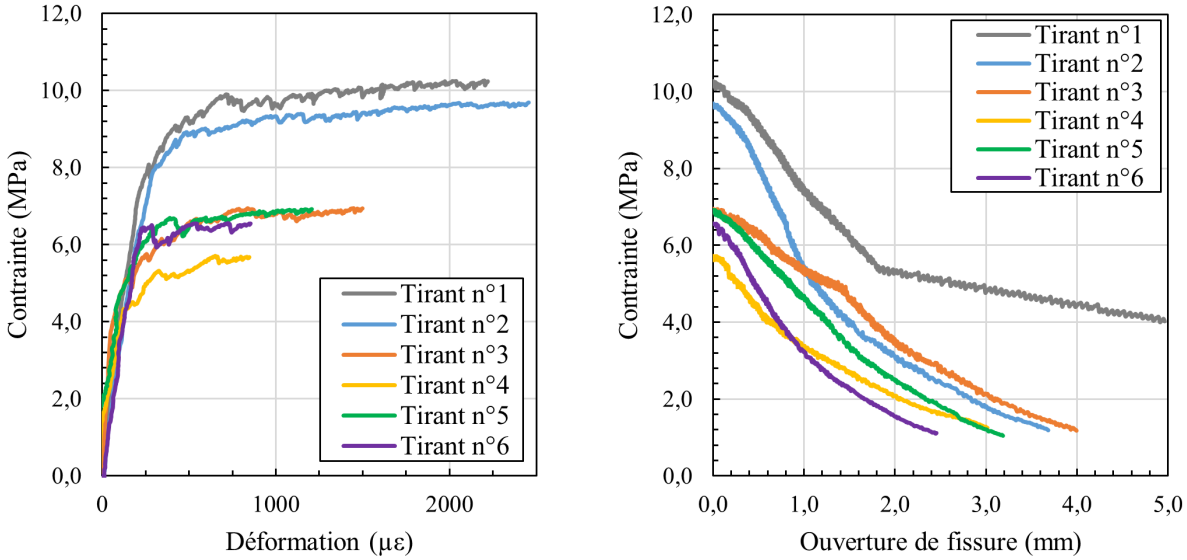
Les différents essais ont démontré la pertinence de l'utilisation de la corrélation d'image pour évaluer le champ de déplacement. Lorsque la fissuration s'est produite en dehors de la zone mesurée par les trois LVDT physiques, le LVDT numérique du SIC, centré sur la zone de fissuration, a fourni des informations sur le comportement post-pic des spécimens. Il a été assuré que les comportements pré-pic des trois capteurs physiques et du capteur numérique concordaient pour valider l'interprétation post-pic par le capteur numérique uniquement.

Exploitation des résultats

Les résultats associés à la coulée n°1 ne sont cependant pas exploitables dans une comparaison avec les autres séries de tirants testés, car ils ont été testés avec un montage différent utilisant un dispositif de cadre sur une plage de mesure de 100 mm ou 200 mm rendant impossible les comparaisons avec les autres essais, de plus presque aucun essai n'a permis d'avoir des informations sur le comportement post-pic des tirants. Aussi, seules les courbes réalisées pour les coulées 2 à 5 peuvent être développées dans la suite de cette section. Les Figure B. 3, Figure B. 4, Figure B. 5 et Figure B. 6 présentent les résultats en tractions des tirants pour chacune des coulées. Les performances moindres et la plus grande disparité des tirants de la coulée n°2 (Figure B. 3) sont imputables au mode de réalisation des spécimens par passes. Ces problèmes ne se retrouvent pas pour les autres résultats des coulées n°3,4 et 5 (Figure B. 4, Figure B. 5 et Figure B. 6) dont les spécimens ont tous été réalisés avec le dispositif de coulée par extrémité présenté précédemment.

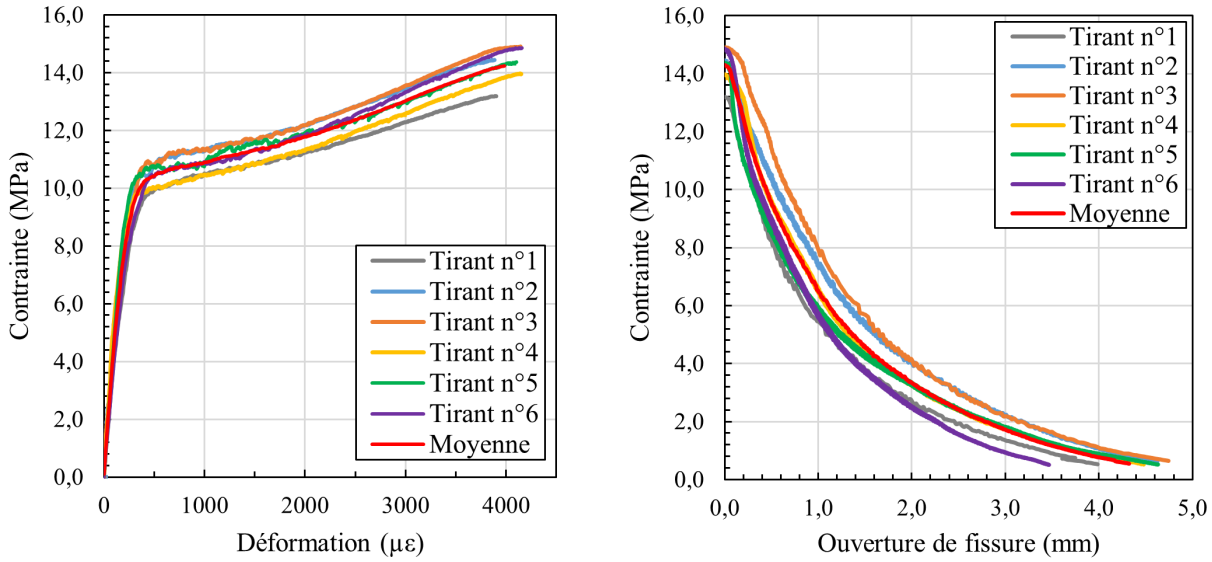
La Figure B. 7 illustre la comparaison entre les moyennes des résultats des essais en traction des tirants pour les différentes coulées. On remarque des performances très proches pour toutes les coulées à l'exception de la coulée n°2, expliquée par une réalisation moins correcte des spécimens,

avec certainement une orientation bien moins préférentielle des fibres. Seuls les résultats des coulées n°3,4 et 5 seront utilisés pour calculer le comportement moyen en traction du BFUP.



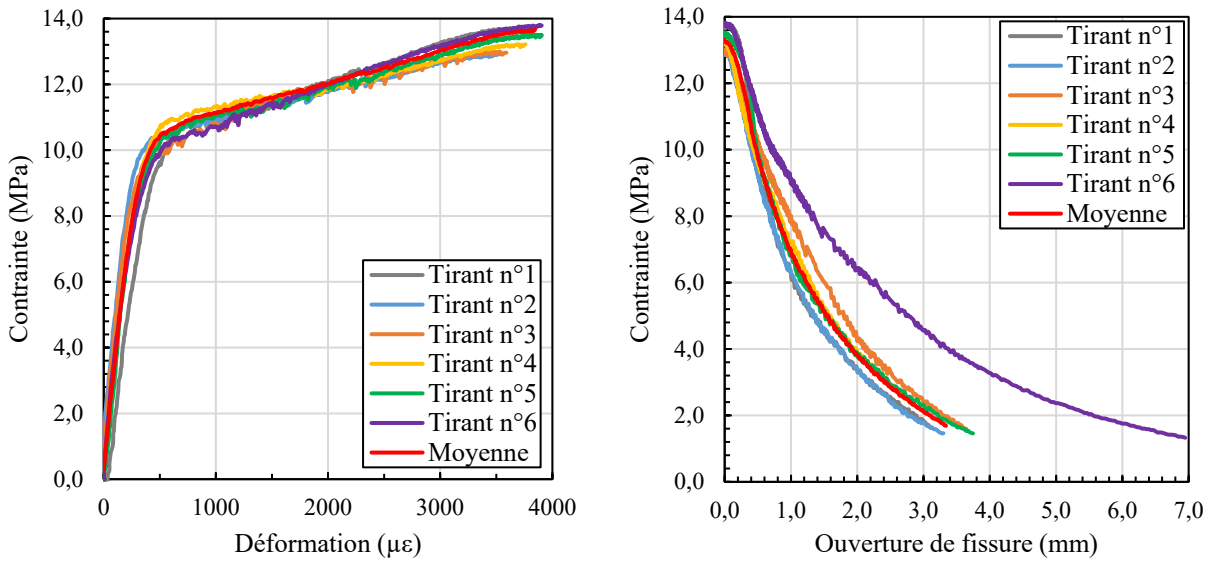
(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure B. 3 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°2



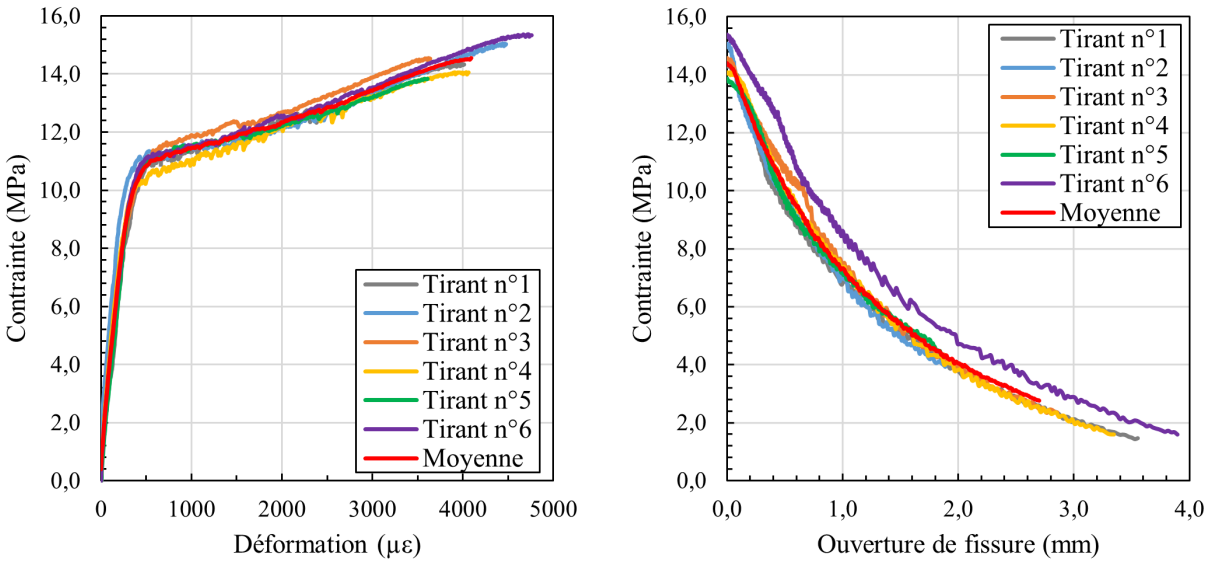
(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure B. 4 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°3



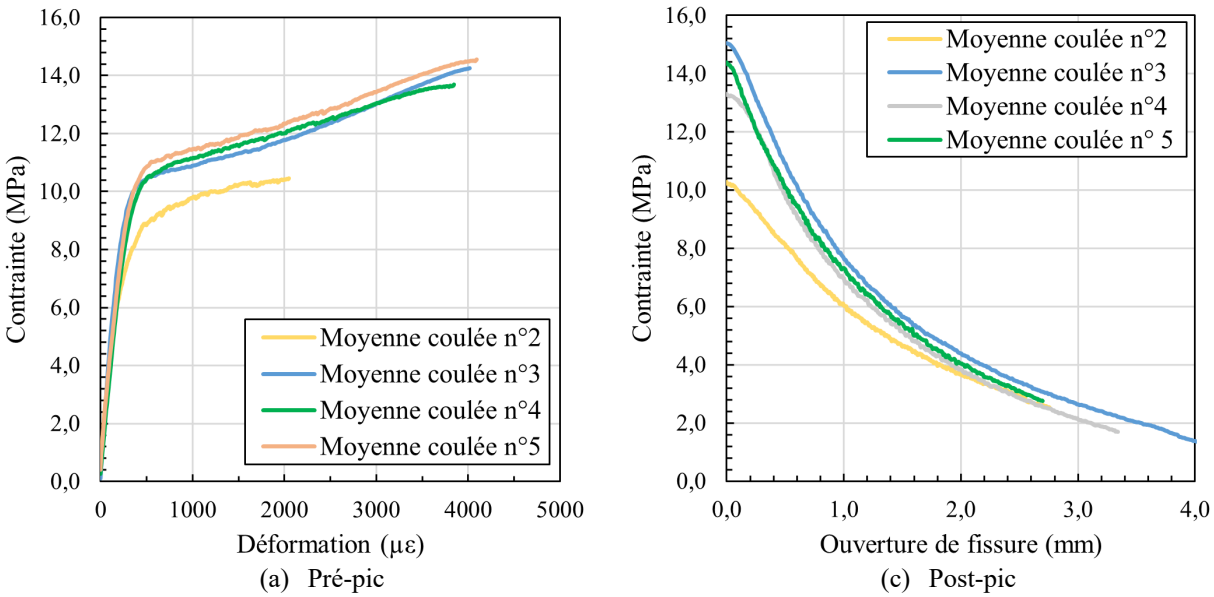
(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure B. 5 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°4



(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure B. 6 Courbes de comportement en traction des tirants de la coulée n°5

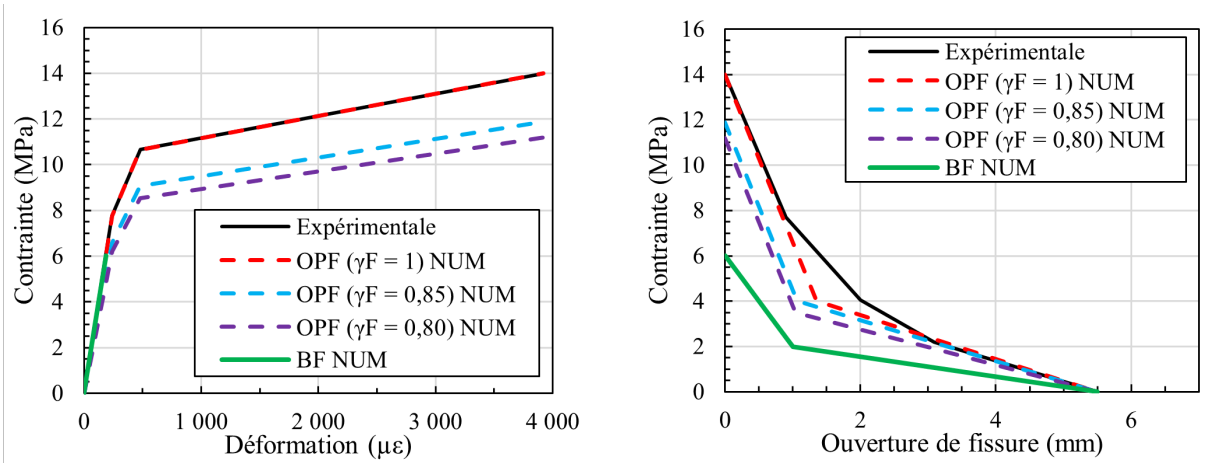


(a) Pré-pic (c) Post-pic

Figure B. 7 Courbes de comportement en traction des tirants des différentes coulées

ANNEXE C SECONDE CALIBRATION DU MODÈLE NUMÉRIQUE ATD

Suite à la calibration du modèle numérique des ATD, il a été constaté que pour les spécimens avec des armatures A1035 et un enrobage c_{so} égal à $2d_b$, on obtient une moyenne de 0,934 entre les valeurs expérimentales et numériques pour une valeur de $\gamma_F = 0{,}85$. Afin d'améliorer la corrélation entre les valeurs numériques et expérimentales, une seconde itération de calibration a été effectuée avec un facteur de réduction $\gamma_F = 0{,}80$. La même méthodologie que celle utilisée pour la première calibration du modèle sera appliquée pour la seconde itération, en prenant en compte les courbes en traction modifiées dans les zones d'orientation préférentielle avec un coefficient de réduction $\gamma_F = 0{,}80$, tel que présenté à la Figure C. 1.



(a) Comportement pré-pic (b) Comportement post-pic

Figure C. 1 Comportement en traction des lois du BFUP de la seconde calibration du modèle numérique

Bien que les différences entre les résultats obtenus avec les coefficients de 0,80 et 0,85 soient faibles, il convient de souligner que le coefficient de 0,80 est plus adapté pour reproduire fidèlement le comportement de l'ATD de référence. En effet, la Figure C. 2et la Figure C. 3 démontrent que la seconde calibration du modèle numérique, effectuée avec ce coefficient, permet d'obtenir des résultats qui correspondent encore plus étroitement aux données expérimentales. Ainsi, même si le coefficient de 0,85 demeure un très bon facteur pour une première calibration, la précision observée après la seconde calibration confirme que le coefficient de 0,80 est plus approprié pour évaluer de manière fiable les essais expérimentaux restants et reproduire le comportement de l'ATD de référence.

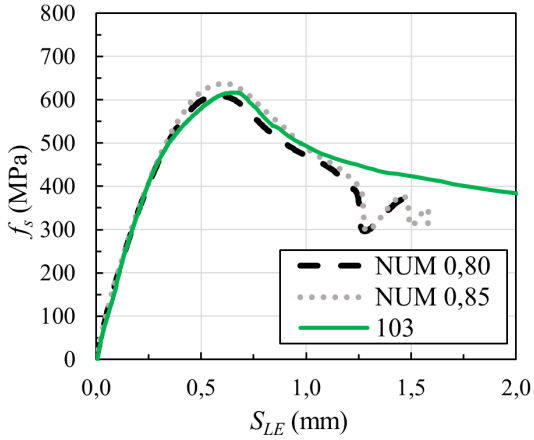
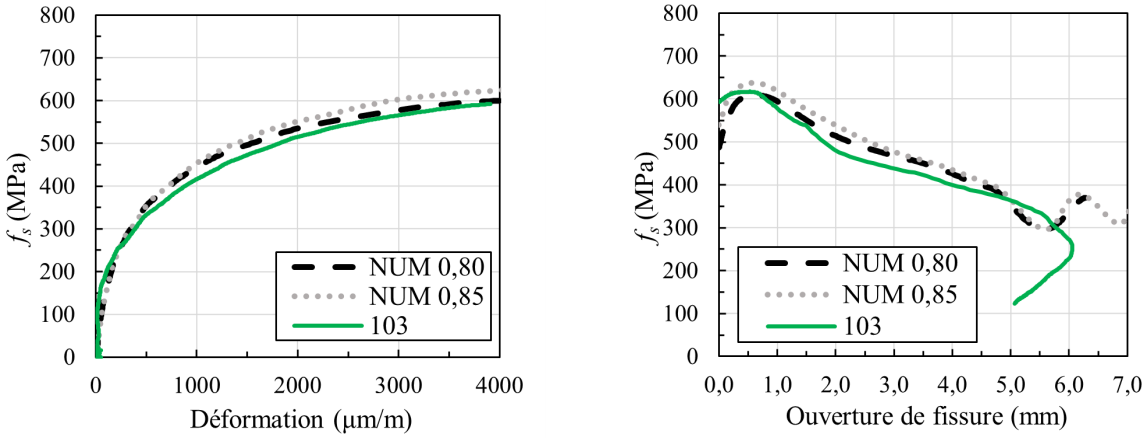


Figure C. 2 Contrainte tangentielle en fonction du glissement pour le spécimen 103 et le modèle numérique issus de la seconde calibration



(a) Pré-pic (b) Post-pic

Figure C. 3 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen 103 et le modèle numérique issus de la seconde calibration

Les modes de fissuration des différents modèles numérique ATD sont présenté aux Figures C. 4 à C.6 pour le modèle calibré avec un facteur de réduction $\gamma_F = 0{,}80$, étant qu'il n'y a pas de changement du mode de fissuration par rapport aux modèles calibré avec une valeur de $\gamma_F = 0{,}85$, les remarques énoncé dans la section 5.4.1 restent valide.

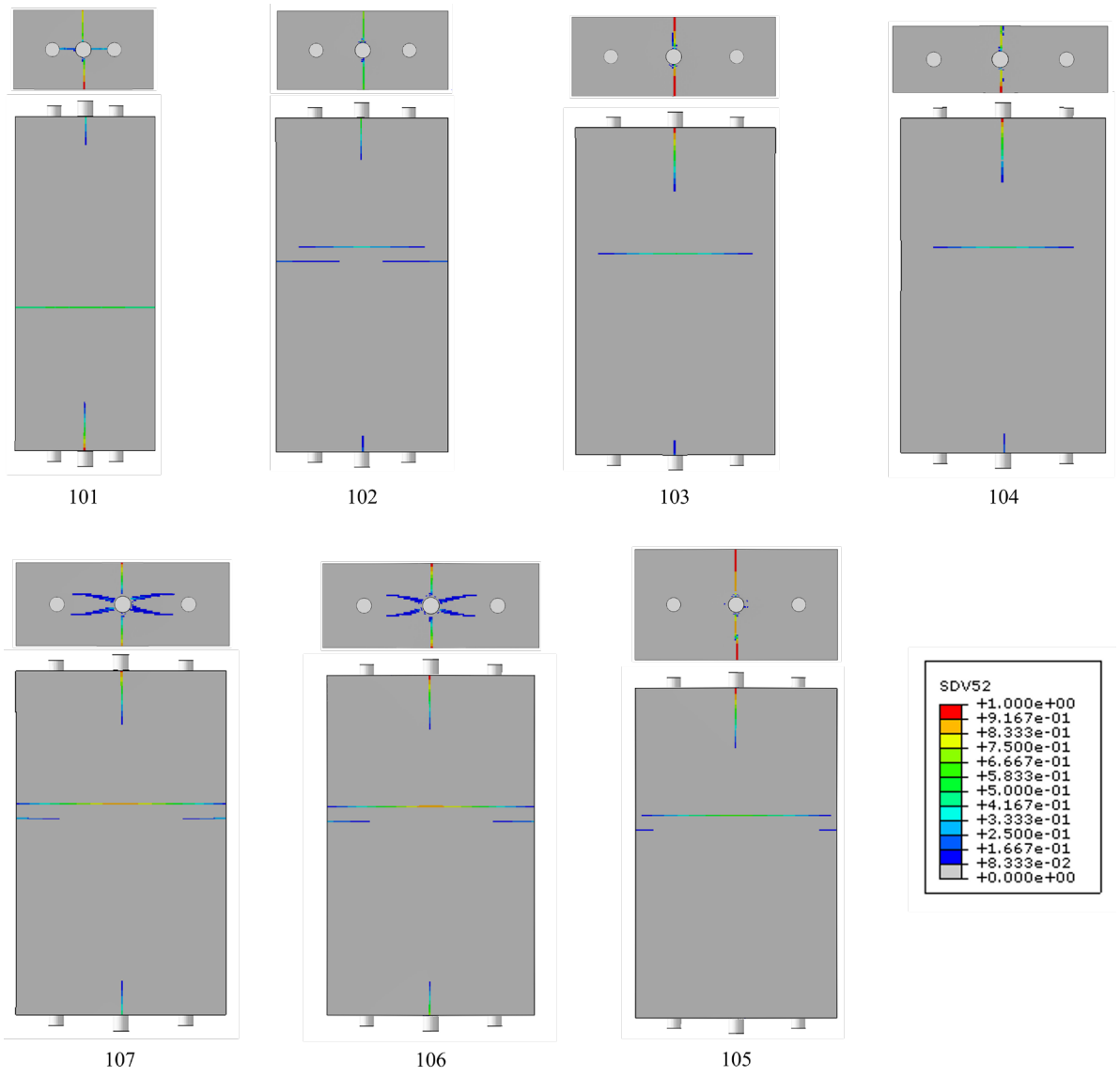


Figure C. 4 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 32 issus de la seconde calibration

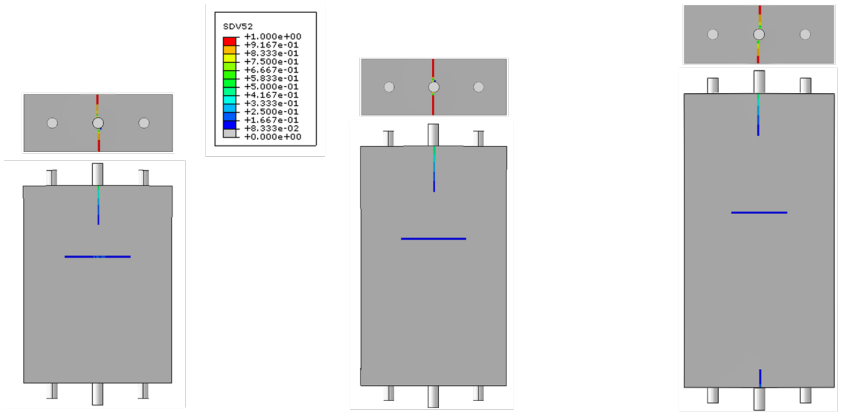


Figure C. 5 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures A1035 No. 5 issus de la seconde calibration

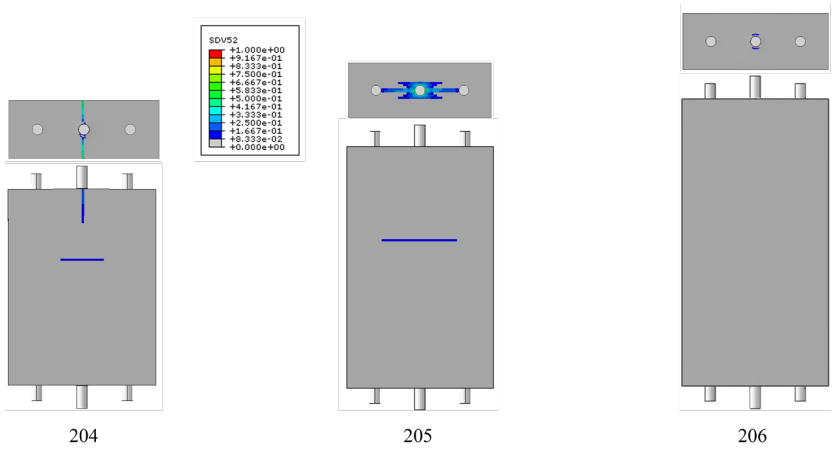


Figure C. 6 Modes de défaillance des modèles numériques ATD 16 avec des barres d'armatures 15M 400W issus de la seconde calibration

En ce qui concerne le comportement global des ATD équipés de barres A1035 No. 5 et No. 10 (Figures C. 7 et C.8) , les résultats obtenus sont conformes aux attentes. En effet, pour la majorité des cas où le modèle numérique surestimait légèrement les performances des spécimens réels, la seconde calibration a permis une meilleure corrélation entre les résultats expérimentaux et numériques. Cependant, il convient de noter que pour les spécimens 104 et 202, le modèle calibré avec un facteur de réduction $\gamma_F = 0{,}85$ s'est avéré plus proche des résultats expérimentaux que celui calibré avec un facteur de 0,80. Il est intéressant de souligner que les spécimens 106 et 107, dotés d'une armature transversale, ont montré une plus faible sensibilité à ce changement de facteur de réduction, l'ajout d'armature transversale pourrait ainsi réduire la sensibilité aux variations de performances du BFUP.

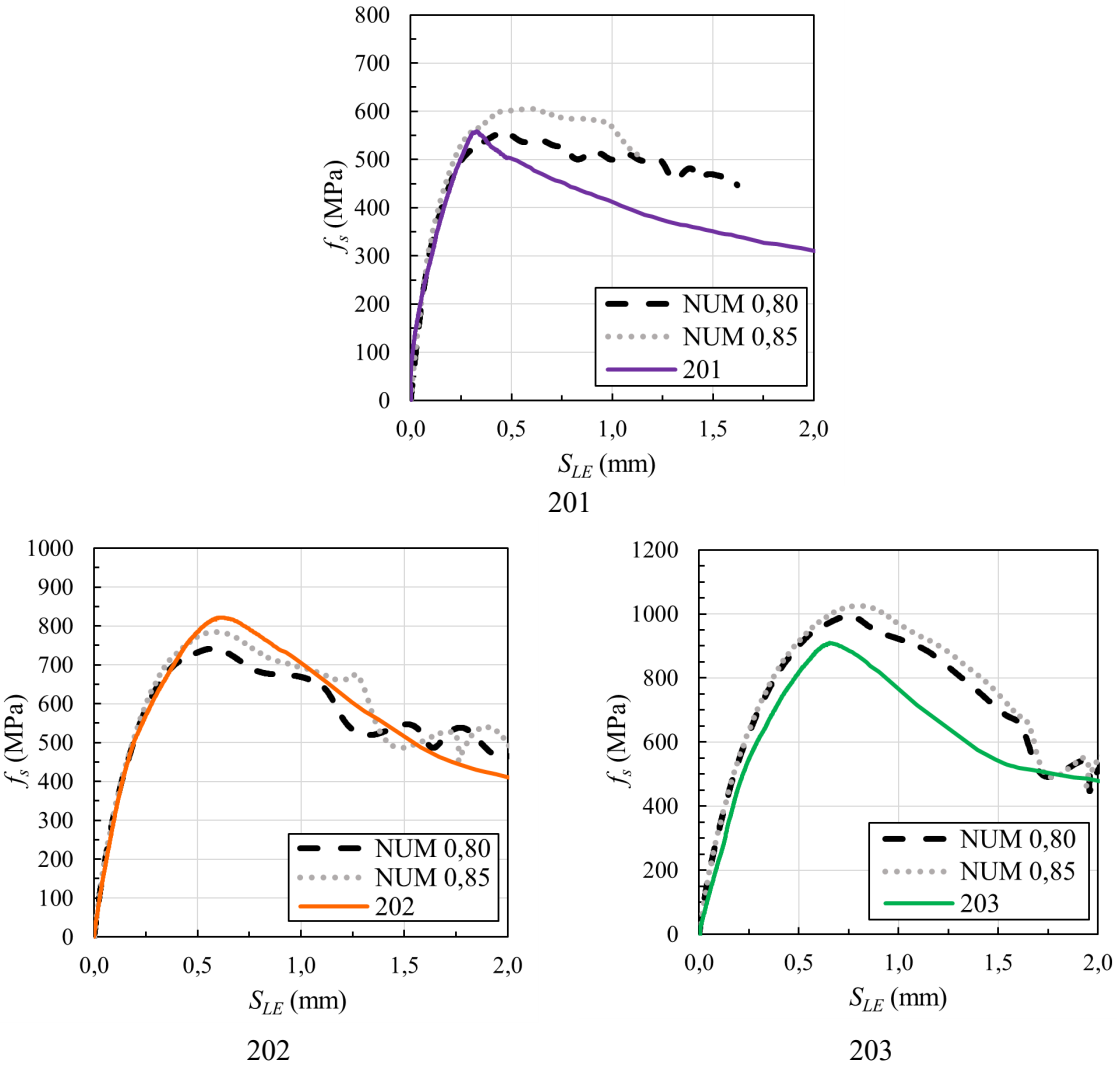


Figure C. 7 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5

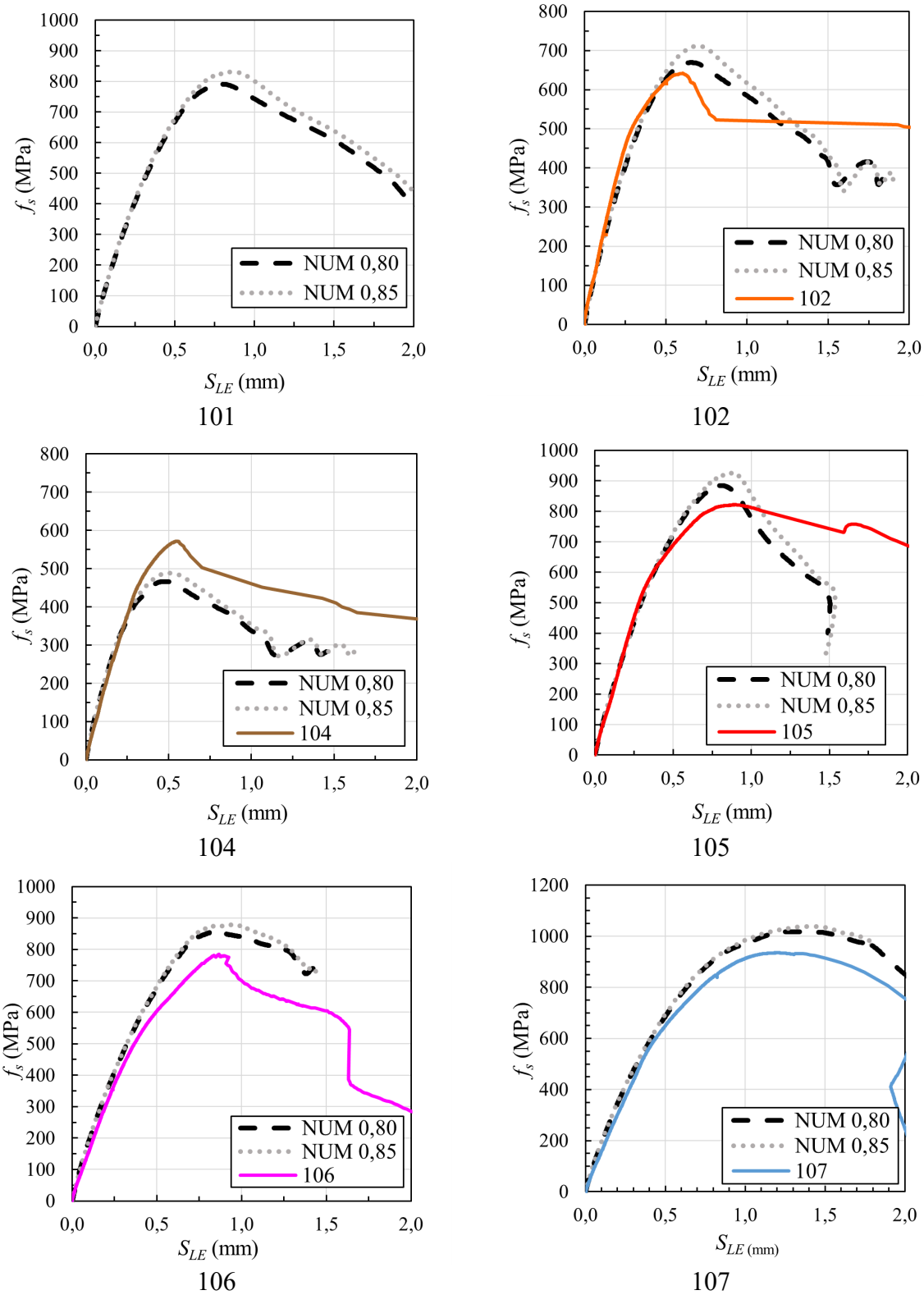


Figure C. 8 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 32

Les Figures C. 9 et C.10 illustrent la corrélation entre les courbes de contrainte en fonction de la déformation sur la face des spécimens, obtenues à partir des modèles numériques issus de la seconde calibration et des données expérimentales. Les remarques de comparaison effectuées concernant les courbes de contrainte en fonction du glissement, entre la première et la seconde calibration, s'appliquent également à ces courbes. En effet, on peut observer que la seconde calibration a permis d'améliorer la précision du modèle numérique, en réduisant l'écart entre les courbes de contrainte en fonction de la déformation sur la face des spécimens, obtenues à partir des modèles numériques et des données expérimentales.

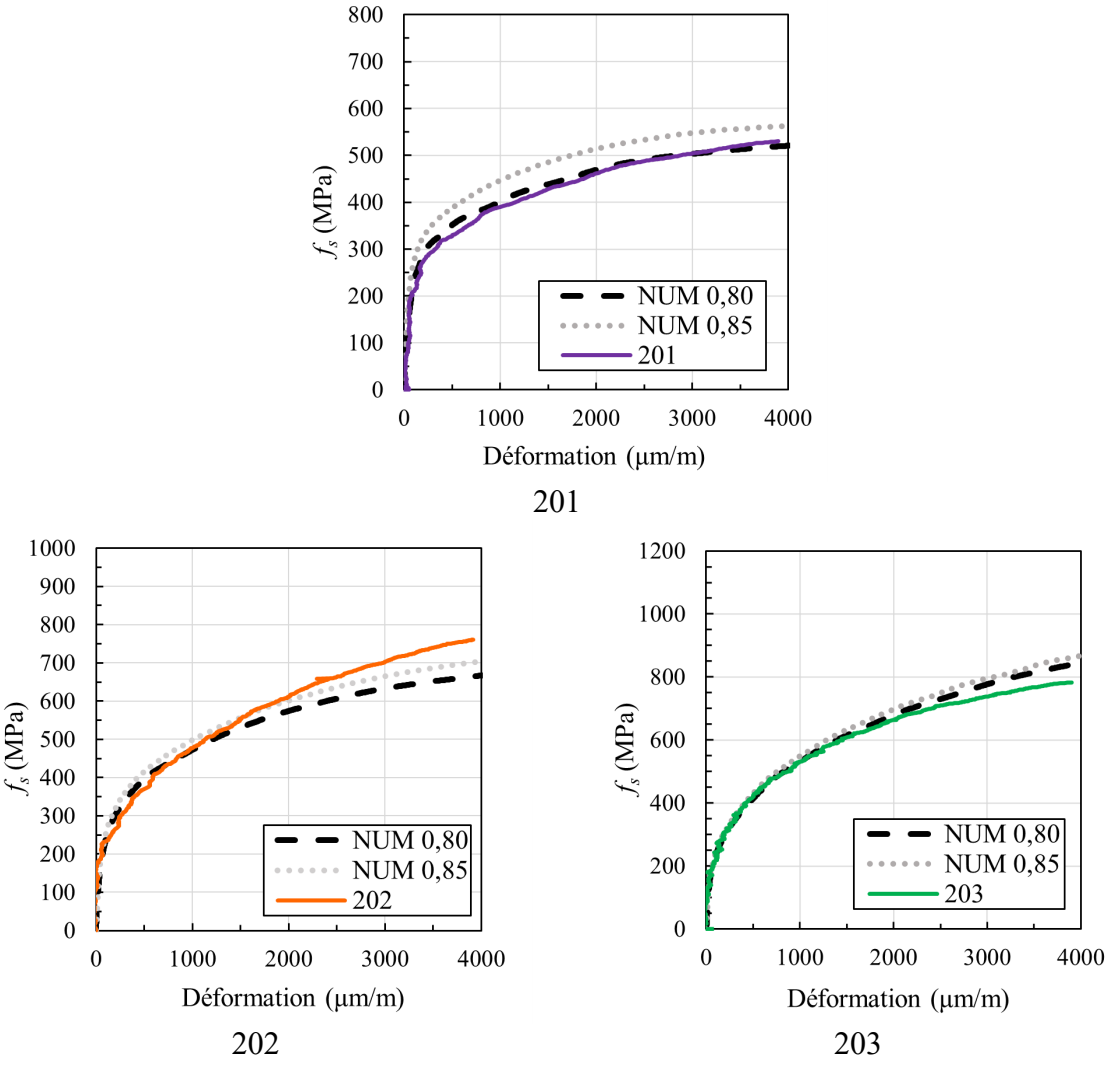


Figure C. 9 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5

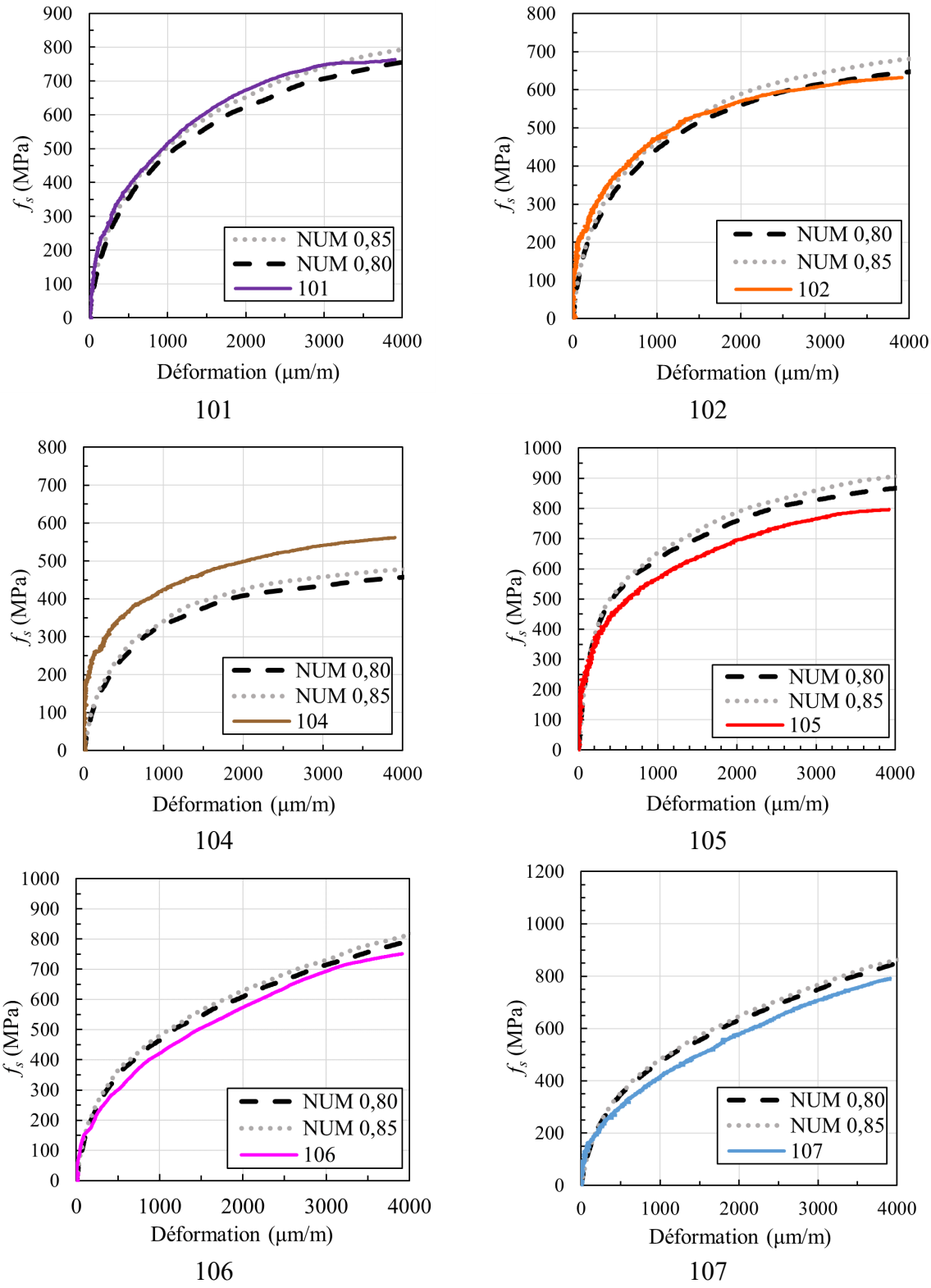
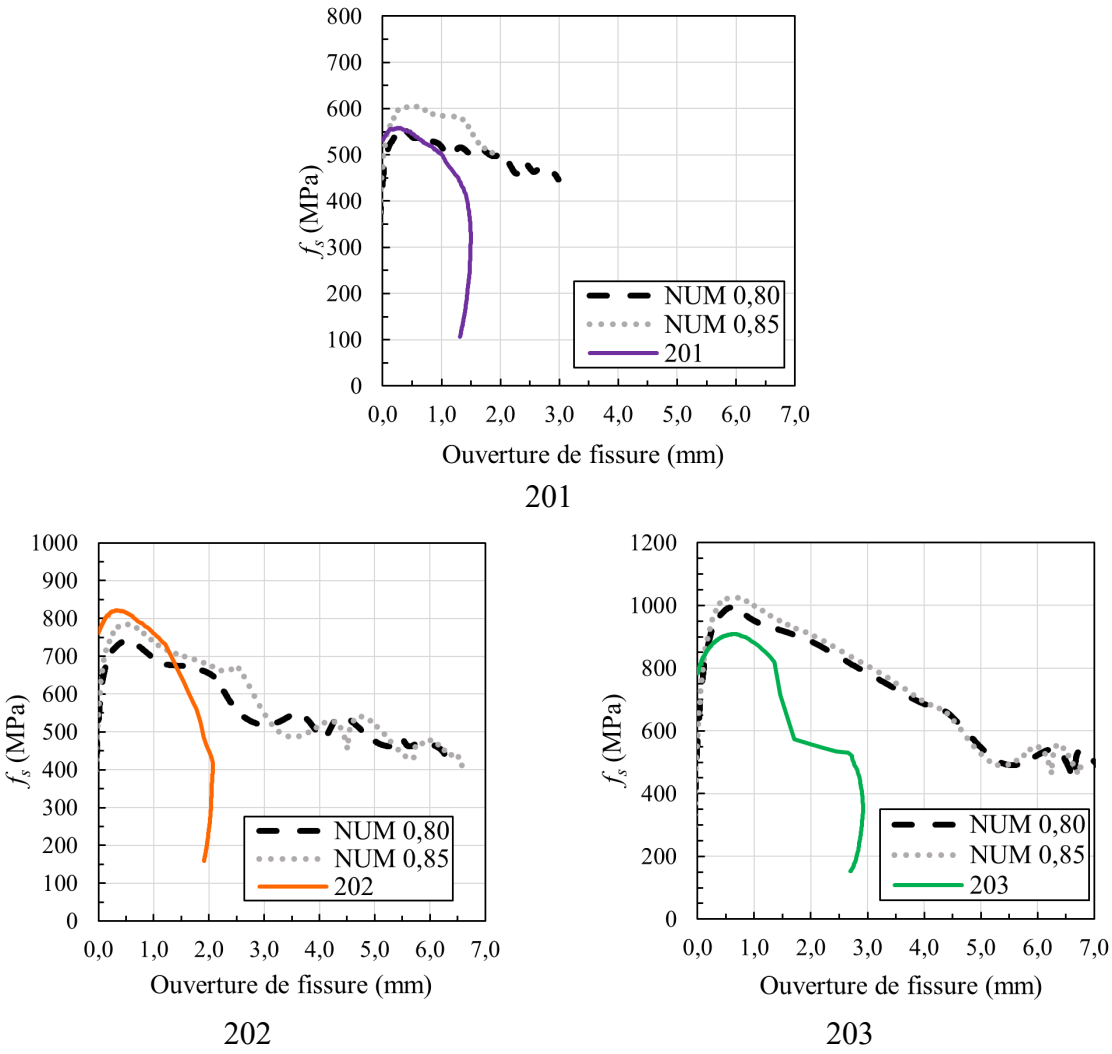


Figure C. 10 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 32

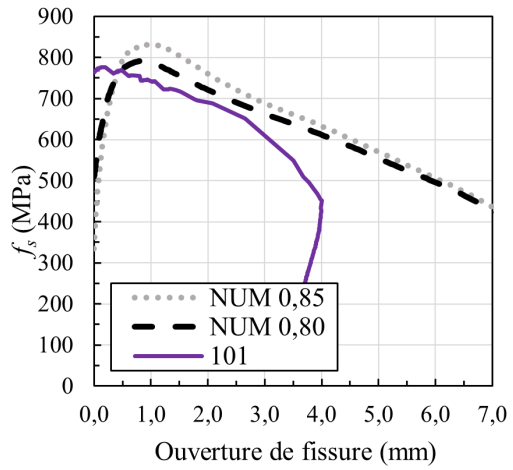
Le même constat que fait précédent reste valable pour les courbes d'ouverture de fissure (Figures C. 11 et C.12) , l'écart pour les valeurs de grandes ouverture de fissures proviennent principalement de l'hypothèse faite pour le traitement des données expérimentales concernant l'initiation de la fissure de fendage perpendiculaire.



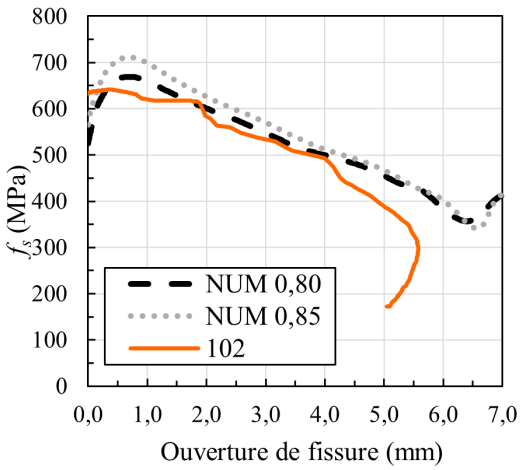
201

202 203

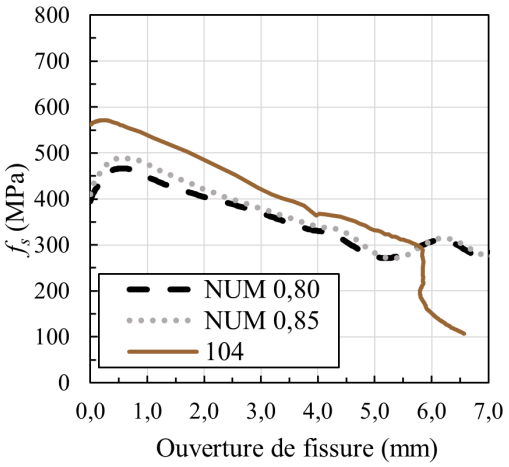
Figure C. 11 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres A1035 No. 5



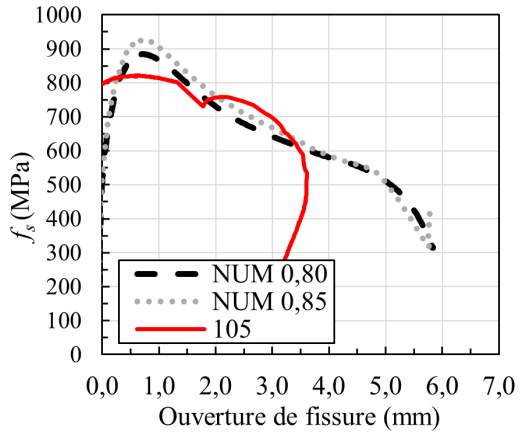
101



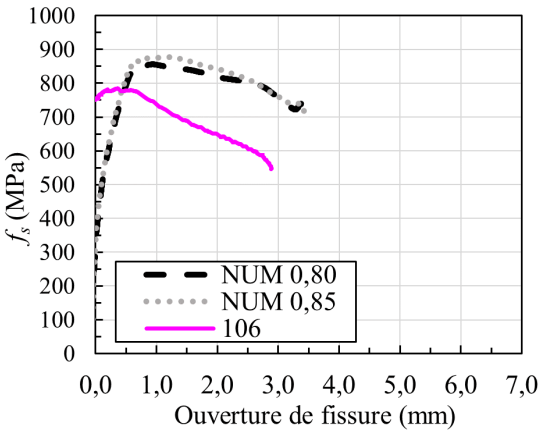
102



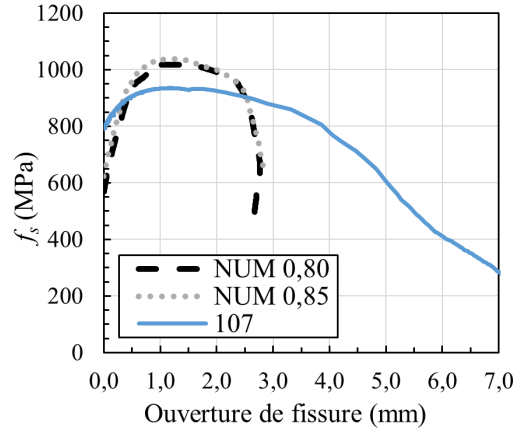
104



105



106



107

Figure C. 12 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 32

En ce qui concerne le comportement global des ATD équipés de barres 15M 400W, les résultats obtenus sont similaires à ceux observés dans le CHAPITRE 5. En effet, le facteur $\gamma_F = 0{,}80$ ne permet pas d'obtenir un modèle numérique reproduisant fidèlement le comportement d'ancrage de la barre pour cette gamme de contrainte étudiée, comme illustré dans les Figures C. 13 à C.15. Cependant, la calibration permet tout de même d'obtenir une meilleure corrélation concernant la contrainte maximale pour les spécimens ancrés à $6d_b$ (204) et $8d_b$ (205). Pour le spécimen ancré à $10d_b$, de la même manière que pour les essais expérimentaux, cette longueur d'ancrage est trop importante, et ainsi la diminution du facteur de réduction n'a aucune conséquence sur le comportement du modèle numérique de ce spécimen. Des études complémentaires pourraient être menées pour affiner le modèle numérique et prendre en compte les effets de la striction sur le comportement d'ancrage des barres 400W.

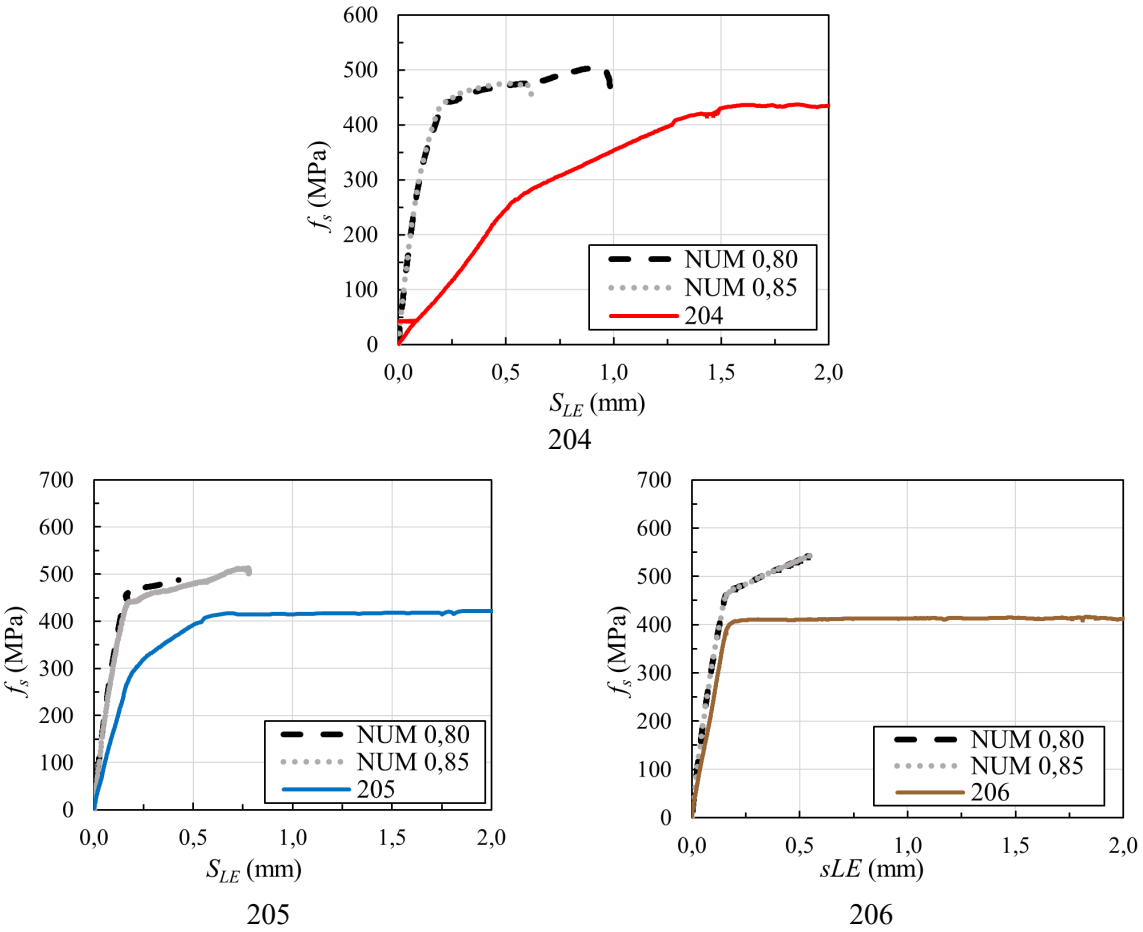


Figure C. 13 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes contrainte tangentielle en fonction du glissement de la barre des ATD 16 avec des barres 15M 400W

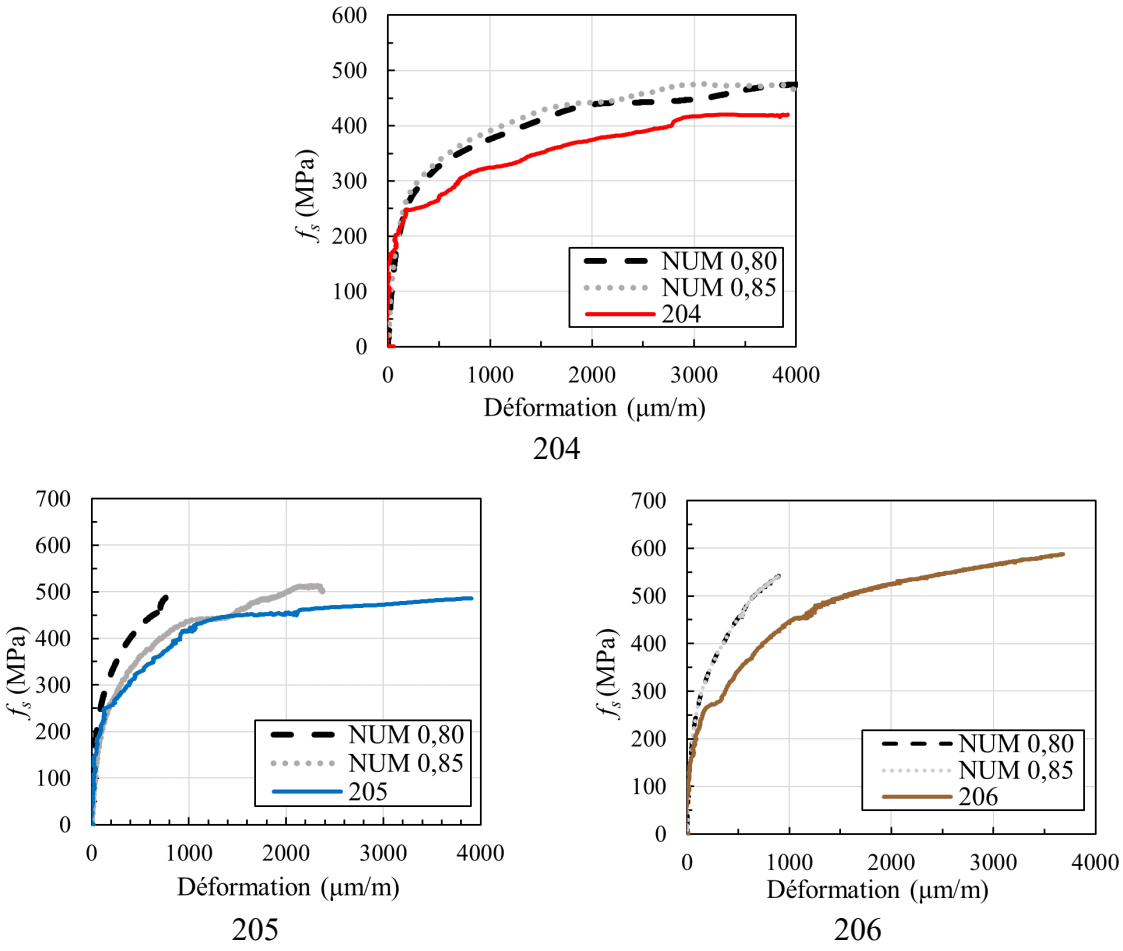


Figure C. 14 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte - déformation sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W

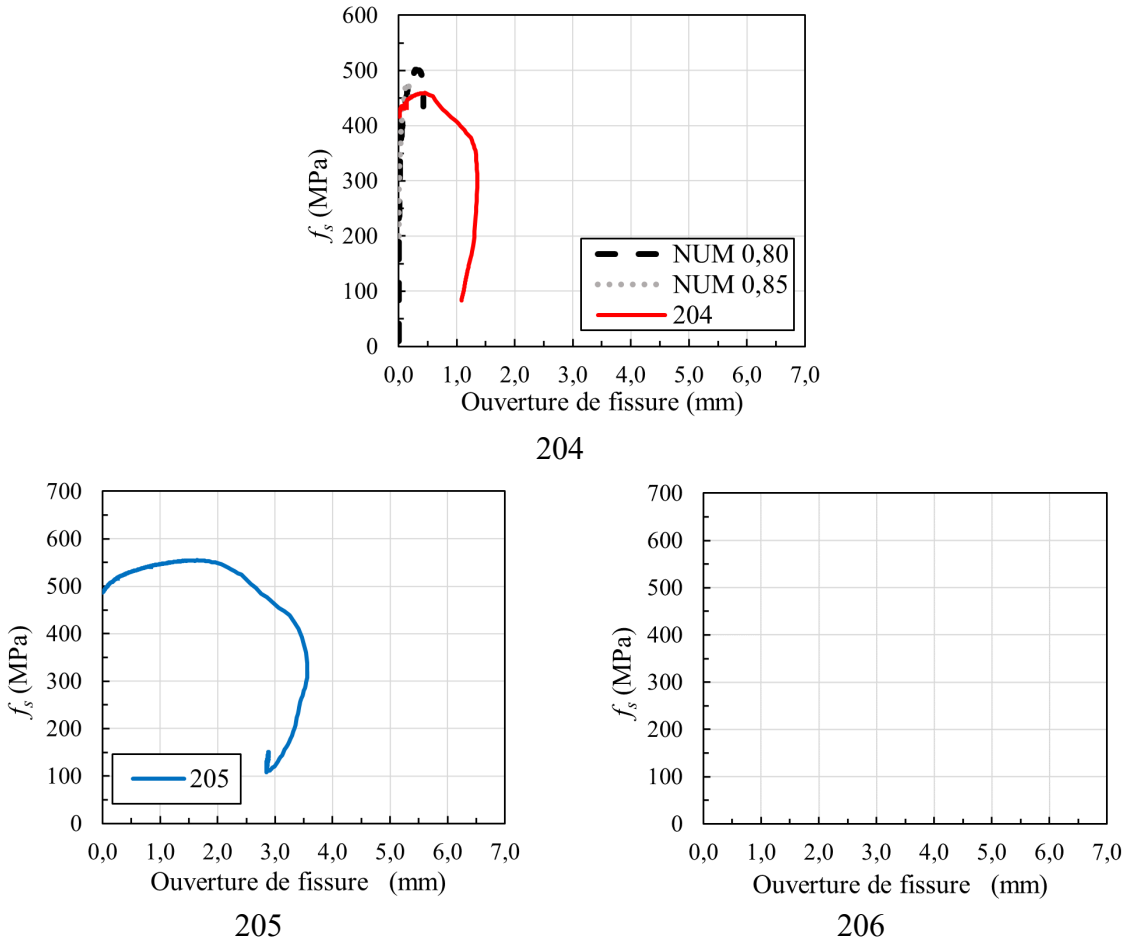


Figure C. 15 Comparaison des réponses expérimentales et numériques pour les courbes de contrainte – ouverture de fissure sur la face des ATD 16 avec des barres 15M 400W

Concernant la comparaison des valeurs numériques entre les essais ATD et les modèles numériques issus de la seconde calibration, on constate que l'objectif de cette seconde calibration est atteint pour les spécimens dotés de barres A1035. En effet, le ratio de valeur expérimentale/numérique est encore plus proche de 1, tout en maintenant un écart type sensiblement égal à 0,10, et ce, pour les ATD 16 et 32 tel qu'illustré au Tableau C. 1.

En ce qui concerne le comportement des modèles numériques avec des barres 400W, on remarque que la seconde calibration a une certaine influence sur les valeurs des contraintes maximales atteintes dans les barres. Cependant, les moyennes et les écarts-types restent quant à eux inchangés tel qu'illustré au Tableau C. 2.

Tableau C. 1 Comparaison des réponses des spécimens A1035 No. 5 et No. 10 issus des deux calibration du modèle numérique

Spécimen	$f_{s,max}$ (MPa)					$S_{LE\,fs,\,max}$ (mm)					$f_{s,\,cr}$ (MPa)					$w_{fs,max}$ (mm)				
	$\gamma_F = 0,85$			$\gamma_F = 0,80$		$\gamma_F = 0,85$			$\gamma_F = 0,80$		$\gamma_F = 0,85$			$\gamma_F = 0,80$		$\gamma_F = 0,85$			$\gamma_F = 0,80$	
	EXP	NUM	EXP/ NUM	NUM	EXP/ NUM	EXP	NUM	EXP/ NUM	NUM	EXP/ NUM	EXP	NUM	EXP/ NUM	NUM	EXP/ NUM	EXP	NUM	EXP/ NUM	NUM	EXP/ NUM
ATD 32 A1035 No. 10																				
101	777	831	0,93	791	0,98	--	0,86	--	0,80	--	764	790	0,97	752	1,02	0,19	1,00	0,84	0,19	0,22
102	642	711	0,90	669	0,96	0,60	0,70	0,86	0,66	0,92	632	679	0,93	645	0,98	0,41	0,70	0,69	0,59	0,59
103	617	638	0,97	609	1,01	0,66	0,61	1,09	0,58	1,14	592	622	0,95	599	0,99	0,53	0,58	0,62	0,90	0,85
104	571	489	1,17	466	1,23	0,55	0,49	1,12	0,48	1,13	561	476	1,18	455	1,23	0,19	0,54	0,58	0,36	0,34
105	822	925	0,89	884	0,93	0,90	0,87	1,04	0,81	1,11	796	903	0,88	864	0,92	0,66	0,73	0,72	0,90	0,91
106	784	864	0,91	856	0,92	0,87	0,78	1,11	0,85	1,03	751	809	0,93	788	0,95	0,33	0,68	0,94	0,48	0,35
107	935	1038	0,90	1018	0,92	1,20	1,38	0,87	1,29	0,93	791	854	0,93	842	0,94	1,17	1,15	1,13	1,01	1,04
Moyenne :			0,95		0,99			1,02		1,04			0,97		1,00			0,79		0,61
Écart type :			0,10		0,11			0,12		0,10			0,10		0,11			0,19		0,32
ATD 16 A1035 No. 5																				
201	558	605	0,92	556	1,00	0,33	0,59	0,56	0,46	0,70	531	561	0,95	519	1,02	0,26	0,54	0,49	0,35	0,76
202	821	785	1,05	742	1,11	0,62	0,59	1,05	0,57	1,07	760	701	1,08	665	1,14	0,34	0,49	0,68	0,52	0,65
203	909	1025	0,89	994	0,91	0,65	0,81	0,81	0,75	0,87	782	863	0,91	840	0,93	0,64	0,65	0,98	0,60	1,06
Moyenne :			0,95		1,01			0,80		0,88			0,98		1,03			0,72		0,82
Écart type :			0,08		0,10			0,25		0,18			0,09		0,11			0,25		0,22

Tableau C. 2 Comparaison des réponses des spécimens 15M 400W issus des deux calibration du modèle numérique

Spécimen	$f_{s,\,max}$ (MPa)				
	$\gamma_F = 0,85$			$\gamma_F = 0,80$	
	EXP	NUM	EXP/ NUM	NUM	EXP/ NUM
204	459	475	0,97	502	0,92
205	555	513	1,08	488	1,14
206	588	543	1,08	543	1,08
Moyenne :			1,04		1,04
Écart type :			0,07		0,12