POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Comportement de joints de chevauchement en BFUP pour la construction de culées préfabriquées

RÉMY BASTIDE

Département de génies civil, géologique et des mines

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

Génie civil

Avril 2020

© Rémy Bastide, 2020.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé:

Comportement de joints de chevauchement en BFUP pour la construction de culées préfabriquées

Présenté par

Rémy BASTIDE

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 et codirecteur de recherche

Benoît MARLEAU, Membre

DÉDICACE

À tous mes proches

REMERCIEMENTS

Je voudrais pour commencer remercier mon directeur de maîtrise M. Bruno Massicotte pour l'opportunité qu'il m'a donnée de travailler sur ce projet de recherche, mais également et surtout pour son aide, son expérience et sa bienveillance dans les moments plus compliqués de ce projet. J'ai eu la chance de pouvoir beaucoup apprendre pour la suite de ma vie et de ma carrière à travers nos échanges.

Je tiens également à remercier chaudement mon codirecteur de recherche M. Fabien Lagier pour son encadrement sur ce projet. C'est en grande partie à l'aide de sa rigueur, à sa patience et sa pédagogie pendant nos nombreuses rencontres que j'ai pu mener ce projet à son terme. Nos échanges ont pour moi toujours été une source de motivation et d'enrichissement de mes connaissances. Je tiens également à le remercier pour le temps passé à m'aider pour la rédaction de ce mémoire et le soutien moral pour cet exercice loin d'être évident.

Je souhaite également présenter mes remerciements à tous les membres du laboratoire : Martin, Fabrice, Mathieu, David, Alexis, Karima qui ont participé à ce projet et m'ont apporté toutes leurs expériences et connaissances techniques et à Paul Touzain pour ses travaux sur les murets. Plus généralement, je souhaite remercier tous les membres du groupe de recherche en structures avec qui j'ai pu partager de nombreux bons moments au cours de ces deux années de recherche.

Je remercie le ministère des Transports du Québec qui a rendu possible de projet avec son financement ainsi qu'à l'entreprise Matériaux King pour les dons en matériaux et l'assistance technique.

Ces deux années de recherche ont pour moi aussi été l'occasion de vivre une expérience dans un nouveau pays et d'y rencontrer de nombreuses personnes formidables. J'adresse un grand merci à toute la troupe de Poly-théâtre pour ces fantastiques projets qu'on a pu mener ensemble et pour tous les bons moments qui vont avec. Un immense merci aussi à tous mes colocataires : Philou, Bastoche, Andros, Tom, Saloua, Simon, Marybos, Bastouille, Allison, Alexios, Lucos et Laurence, j'ai passé avec vous certains des meilleurs moments de ma vie. À tous mes amis qui m'ont soutenu depuis la France et qui sont la motivation de mes retours aux pays, j'adresse un merci transatlantique. Pour son soutien de tous les moments, je tiens à exprimer un merci tout particulier à Charline.

Enfin, parce qu'ils ont toujours été là pour moi, parce qu'ils m'ont soutenu à toutes les étapes de ma vie et qu'ils sont le socle sur lequel je me construis, je tiens à remercier mes parents, mes frères, à tous mes proches.

RÉSUMÉ

La construction d'un pont est un projet de grande ampleur nécessitant un équilibre délicat entre les principales contraintes que sont la sécurité, la fonctionnalité, les coûts initiaux et la durabilité et ayant des impacts majeurs sur les sociétés. Dans ce contexte la Construction Accélérée de Ponts (CAP) est un nouvel ensemble de technologies se développant pour réduire les délais de construction avec des coûts réduits et des ouvrages plus durables. Cette méthode repose sur la préfabrication des différents éléments constitutifs de l'ouvrage pour ensuite seulement les assembler sur le chantier. Elle nécessite donc le développement de nouveaux critères pour la conception de ces éléments préfabriqués et la conception des connexions entre ces éléments.

Ce projet de recherche se concentre sur le développement de culées préfabriquées dans le contexte du Québec. Cette région a de potentiels risques sismiques élevés touchant particulièrement les structures du type des culées et la norme sur la construction des ponts interdit l'usage de joint à la base des culées pour la construction parasismique. Cependant, plusieurs études menées à Polytechnique Montréal ont montré le potentiel de l'utilisation du BFUP, matériau présentant des caractéristiques intéressantes en traction pourtant encore peu utilisé dans la construction, dans les joints de chevauchements dans le cadre de réhabilitation sismique voire de conception de connexion entre des piles et des fondations. L'objectif de ce projet est donc de proposer une conception préliminaire d'une culée préfabriquée puis d'étudier plus en détail la connexion avec un joint de chevauchement en BFUP.

Pour commencer, les règles de conceptions des culées au Québec dans un cadre sismique ont été étudiées et ont amené à la proposition de quatre concepts d'éléments préfabriqués verticaux de 1.6 m de large pour le mur de front d'une culée. Ces quatre options sont un élément plein en béton ordinaire, deux propositions d'éléments évidés en béton ordinaire ou en béton renforcé de fibres avec des parois de 140 mm ou 225 mm et enfin un concept d'élément de culée évidé avec une paroi bicouche béton ordinaire/BFUP. Les calculs des efforts ont permis d'établir la nécessité de 9-30M espacées de 175 mm centre à centre et à 80 mm de la surface pour résister à la flexion et d'avoir des étriers espacés de 225 mm ou 240 mm pour reprendre le cisaillement. Les éléments sont imaginés comme pouvant être construits en un seul bloc ou en panneaux plats ensuite assemblés en usine.

Dans l'objectif de développer une campagne expérimentale sur l'étude des connexions en BFUP une étude de développement d'un essai sur joints isolés est menée. D'abord une campagne expérimentale sur des spécimens préliminaires d'arrachement en traction directe (*Direct Tension Pull-out* – DTP) et sur des murets proposés par une précédente étude est menée. Cette campagne montre l'augmentation de la capacité avec le pourcentage de fibres dans le BFUP et l'effet négatif d'un mode de chargement où une seule barre est mise en tension provoquant un effet de flexion local. Ensuite, ces spécimens ne portant pas satisfaction en tant qu'essais sur joints isolés, une étude numérique est réalisée pour valider un concept d'essai local. Les modèles numériques étudiés sont des modélisations éléments finis à l'échelle de la crénelure réalisés sur le logiciel ABAQUS/*Explicit* avec le modèle constitutif EPM3D pour la loi de BFUP. Pour commencer, une base de données de précédents essais réalisés dans la littérature et un modèle numérique continu des joints de chevauchements sans contact à espacement symétrique sont réalisés pour définir des références auxquelles comparer les différents concepts. Finalement l'essai DTP, représentant le meilleur compromis entre faisabilité et représentativité des joints de chevauchements, est choisi pour la campagne expérimentale. Une étude numérique de ses différents paramètres est également réalisée.

Pour finir une campagne expérimentale est réalisée sur onze spécimens DTP avec des barres hautes résistances 30M en faisant varier la longueur d'ancrage entre 6 d_b et 12 d_b avec des enrobages de 1.5 d_b et 2.0 d_b. Les impacts des barres transversales et de la plastification de la barre ancrée sont également étudiés. L'objectif de cette campagne est d'obtenir des ruptures par fendage pour caractériser le comportement du BFUP dans l'ancrage pour ensuite donner des indications permettant de prévenir ce mode de rupture. Les résultats montrent que pour ces géométries une rupture par fendage est obtenue avec des capacités supérieures à 600 MPa pour des longueurs d'ancrages de 10 d_b. Ils montrent également que la capacité maximale augmente avec la longueur d'ancrage et l'enrobage. La présence de barres transversales à un fort impact positif sur la capacité avec un gain de 60% entre un cas sans et avec barres transversales. Enfin, les résultats montrent qu'une part non négligeable de la résistance de l'ancrage est attribuable à la partie post-pic de la loi de traction du BFUP avec une apparition de la macrofissure avant l'atteinte de la capacité maximale. Cette partie de la loi de traction doit donc être considérée dans le développement de règles prédictives de la capacité des ancrages ou joint de chevauchements en BFUP.

ABSTRACT

Bridge construction is a large-scale project requiring a delicate balance between the main constraints of safety, functionality, initial costs and sustainability, with major impacts on societies. In this context, Accelerated Bridge Construction (ABC) is a new set of technologies being developed to reduce construction time with lower costs and more durable structures. This method is based on the prefabrication of the various components of the structure that are only assembled on site. It therefore requires the development of new design criteria for those prefabricated elements and for the connections between these elements.

This research project focuses on the development of prefabricated abutments in the Quebec context. This region has potential high seismic risk, particularly for abutment-type structures, and the bridge construction standard prohibits the use of joints at the base of abutments for seismic construction. However, several studies carried out at Polytechnique Montréal have shown the potential of using UHPFRC, a material with interesting tensile characteristics that is still little used in construction, in lap joints for seismic rehabilitation or even in the design of connections between piers and foundations. This project objective will therefore be to propose a preliminary design of a prefabricated abutment and then to study in more detail the connection with a lap joint made of UHPFRC.

To begin with, the design rules for abutments in Quebec in a seismic setting were studied and led to the proposal of four 1.6 m wide vertical precast element concepts for the face wall of an abutment. These four options are a solid element in ordinary concrete, two proposals for hollowed elements in ordinary concrete or fibre-reinforced concrete with 140 mm or 225 mm walls and finally a concept of a hollowed abutment element with a double-layer wall in ordinary concrete/UHPFRC. Stress calculations established the need for 9-30M spaced 175 mm centre to centre and 80 mm from the surface to resist bending and for stirrups spaced 225 mm or 240 mm apart to take up shear. The elements are designed to be constructed as a single block or flat panels then assembled at the factory.

In order to develop an experimental campaign on the study of connections in UHPFRC local test development study is being conducted. First an experimental campaign on preliminary Direct Tension Pull out (DTP) and curbs specimens proposed by a previous study is conducted. This campaign shows the increase in capacity with the percentage of fibres in the UHPFRC and the

negative effect of a loading mode where a single bar is put under tension causing a local bending effect. Then, as these specimens are not satisfactory as local tests, a numerical study is carried out to validate a local test concept. The numerical models studied are rib scale finite element models carried out on the ABAQUS/Explicit software with the constituent model EPM3D for the UHPFRC law. As a starting point a database of previous tests carried out in the literature and a continuous numerical model of the non-contact, symmetrically spaced lap splice is carried out to define references to which the different concepts can be compared. Finally, the DTP test, representing the best compromise between feasibility and representativeness of the lap splices, is chosen for the experimental campaign. A numerical study of its various parameters is also carried out.

Finally, an experimental campaign is carried out on eleven DTP specimens with 30M high strength rebars, varying the bond length between 6 d_b and 12 d_b with clear covers of 1.5 d_b and 2.0 d_b. The impact of transverse reinforcement and the plasticization of the tested rebar are also studied. The objective of this campaign is to obtain splitting fractures in order to characterize the behaviour of the UHPFRC in the bond and then give indications to prevent this mode of failure. The results show that for these geometries a splitting failure is obtained with capacities higher than 600 MPa for bond lengths of 10 d_b. They also show that the maximum capacity increases with anchorage length and clear cover. The presence of transverse reinforcement has a strong positive impact on the capacity with a 60% gain between a case without and with transverse reinforcement. Finally, the results show that a non-negligible part of the bond resistance is attributable to the post-peak part of the UHPFRC tensile law with an appearance of the macro-crack with the reaching of the maximum capacity. This part of the tensile law must therefore be considered in the development of predictive rules for the capacity of UHPFRC bond or lap splice.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ VI

ABSTRACT VIII

TABLE DES MATIÈRES X

LISTE DES TABLEAUX XVI

LISTE DES FIGURES XIX

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XXX

LISTE DES ANNEXES XXXII

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

1.1 Contexte général 1

1.2 Problématique 1

1.3 Objectifs et portée du projet de recherche 2

1.4 Méthodologie et organisation du mémoire 3

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 5

2.1 Construction accélérée de ponts 5

2.1.1 Concept 5

2.1.2 Exemples de réalisation 6

2.1.3 Assemblage en chantier d'éléments préfabriqués 7

2.2 Critères de conception d'une culée au Québec 11

2.2.1 Portée 11

2.2.2 Définition des paramètres géométriques et dimensions typiques 11

2.2.3 Combinaison de charges 13

2.3 Critères de conception d'une culée évidée 15

2.4 Béton Fibré à Ultra-hautes Performances (BFUP) 17

2.5 Joints de chevauchement 19

2.5.1 Liaison armature béton 20

2.5.2 Joint de chevauchement avec contact 22

2.5.3 Chevauchement sans contact 28

2.5.4 Utilisation du BFUP dans les joints de chevauchements 32

2.6 Essais isolés de traction directe avec BFUP 37

CHAPITRE 3 CONCEPTION PRÉLIMINAIRE D'UNE CULÉE PREFABRIQUÉE 43

3.1 Portée et sélection des géométries et paramètres de conception 43

3.2 Conception préliminaire du module de référence 44

3.2.1 Options retenues 44

3.2.2 Géométrie du tablier 45

3.2.3 Efforts de conception 46

3.2.4 3.2.4 Conception préliminaire 47

3.2.5 Dispositions constructives 52

3.2.6 Module bicouche BFUP/BO ou BFUP/BRF 55

3.3 Validation numérique du concept 56

3.3.1 Méthodologie 56

3.3.2 Validation 56

CHAPITRE 4 CAMPAGNE EXPÉRIMENTALE PRÉLIMINAIRE 58

4.1 Introduction 58

4.2 Spécimens S1 61

4.2.1 Matériaux 61

4.2.2 Fabrication spécimen 63
4.2.3 Protocole 63
4.2.4 Résultats 64
4.2.5 Comparaison avec la littérature 67
4.2.6 Conclusions 68
4.3 Murets 68
4.3.1 Présentation de la campagne 68
4.3.2 Matériaux 70
4.3.3 Fabrication des spécimens 71
4.3.4 Protocole d'essai 73
4.3.5 Résultats 78
4.3.6 Conclusion 87
4.4 Conclusion de la campagne préliminaire 88
CHAPITRE 5 ANALYSE NUMÉRIQUE 90
5.1 Introduction 90
5.1.1 Objectif et enjeux 90
5.1.2 Stratégie de modélisation 92
5.2 Synthèse des études précédentes sur modèles locaux 99
5.2.1 Introduction 99
5.2.2 Classification en fonction de l'enrobage 102
5.2.3 Classification en fonction du mode de rupture 103
5.2.4 Synthèse globale 105
5.3 Étude de l'influence de la continuité à partir de modèles continus de barres chevauchées à espacement symétrique 107
5.3.1 Présentation 107

5.3.2 Mode de rupture 110

5.3.3 Étude de convergence 118

5.3.4 Influence du nombre de barres chevauchées à chaque extrémité 122

5.3.5 Influence des conditions de chargement 124

5.3.6 Étude de l'impact des conditions aux limites appliquées sur les bords 126

5.3.7 Influence des paramètres géométriques 130

5.3.8 Comparaison à la littérature 131

5.3.9 Conclusion sur le modèle numérique continu 133

5.4 Recherche numérique d'un essai local 134

5.4.1 Étude exploratoire 134

5.4.2 Choix du modèle DTP 141

5.4.3 Réflexion sur le développement d'un essai local représentatif d'un comportement global 145

5.4.4 Conclusion sur le choix du modèle local 146

5.5 Étude de l'influence des paramètres de l'essai DTP 147

5.5.1 Présentation 147

5.5.2 Présentation détaillée des modes de rupture par fendage 148

5.5.3 Espacement des barres axiales Δ_b 151

5.5.4 Condition de restreinte latérale 151

5.5.5 Longueur d'ancrage ℓ_d 152

5.5.6 Enrobage des barres c_{so} 153

5.5.7 Enrobage latéral des barres c_r 154

5.5.8 Demi-espacement net des barres c_{si} 155

5.5.9 Conclusion sur le modèle DTP 159

5.6 Intérêt d'une campagne numérique préalable à une campagne expérimentale 160

5.6.1 Préparation à la campagne expérimentale 160

5.6.2 Bénéfices de la modélisation éléments finis pour l'étude du chevauchement 160

5.6.3 Limites du modèle numérique et recommandations 161

CHAPITRE 6 CAMPAGNE EXPÉRIMENTALE 163

6.1 Introduction 163

6.1.1 Essai d'ancrage en traction directe 163

6.1.2 Spécimen préliminaire 165

6.2 Programme expérimental 171

6.2.1 Choix barre 171

6.2.2 Dimensions géométriques 172

6.2.3 Barres transversales 173

6.2.4 Type de chargement 174

6.2.5 Orientation des fibres 174

6.2.6 Détails des spécimens 174

6.3 Fabrication des spécimens 177

6.3.1 Coffrage 177

6.3.2 Coulée 179

6.4 Matériaux 184

6.4.1 Armatures 184

6.4.2 BFUP 185

6.5 Montage expérimental 189

6.5.1 Principe 189

6.5.2 Vitesse de chargement 189

6.5.3 Instrumentation 192

6.6 Résultats et Discussion 194

6.6.1 Tableau résumé général 194

6.6.2 Mode de fissuration 195

6.6.3 Résistance de l'ancrage d'armature dans du BFUP 201

6.6.4 Glissement de la barre ancrée 208

6.6.5 Déformation et ouverture de fissure 216

6.7 Conclusion de la campagne expérimentale 228

CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS 231

7.1 Rappel des objectifs 231

7.2 Conclusion du projet de recherche 232

7.2.1 Conception préliminaire d'une culée préfabriquée 232

7.2.2 Développement et étude numérique d'un joint de chevauchement continu et d'un essai local 233

7.2.3 Étude expérimentale du fendage dans un essai local 235

7.3 Recommandation 237

7.4 Poursuite de la recherche 239

7.4.1 Travaux complémentaires au projet de ce mémoire 239

7.4.2 Poursuite de l'étude expérimentale 239

7.4.3 Poursuite de l'étude numérique 240

7.4.4 Développement de la loi de BFUP EPM3D 241

RÉFÉRENCES 243

ANNEXES 249

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1 Résumé des sections étudiées 44

Tableau 3.2 Charges appliquées sur le tablier 46

Tableau 3.3 Efforts à considérer pour la conception des culées préfabriquées 47

Tableau 3.4 Résistance pondérée des culées préfabriquées 57

Tableau 4.1 Caractéristiques des spécimens (Rosini, 2018) 58

Tableau 4.2 Résultats campagne essais sur joints isolés (Rosini, 2018) 59

Tableau 4.3 Caractéristiques mécaniques acier 25M 500W 61

Tableau 4.4 Propriétés mécaniques en compression des BFUP 62

Tableau 4.5 Résultats des tests préliminaires S1 65

Tableau 4.6 Caractéristiques spécimens avec géométrie muret 68

Tableau 4.7 Caractéristiques de la barre Dywidag 26WR 71

Tableau 4.8 Récapitulatif des résultats 80

Tableau 4.9 Essais de (Yuan & Graybeal, 2014) 87

Tableau 5.1 Propriétés mécaniques de la loi réduite du BFUP 4% (Lagier et al., 2016) 96

Tableau 5.2 Paramètres de l'interface armature-BFUP employée (Lagier et al., 2016) 98

Tableau 5.3 Données géométriques et matériaux de la base de données 100

Tableau 5.4 Caractéristiques géométriques et résultats test #10 avec rupture perpendiculaire ... 110

Tableau 5.5 Caractéristiques géométriques et résultats test #19 avec rupture parallèle 113

Tableau 5.6 Caractéristiques géométriques et résultats test #23 avec rupture mixte 116

Tableau 5.7 Résultats de la convergence avec rupture perpendiculaire 119

Tableau 5.8 Résultats de la convergence avec rupture perpendiculaire 121

Tableau 5.9 Caractéristiques géométriques et résultats spécimen non symétrique et comparaison avec spécimens symétriques 123

Tableau 5.10 Caractéristiques géométriques et résultats du spécimen avec barres inférieures ancrées et comparaison avec déplacement imposé égal dans chaque barre 124

Tableau 5.11 Caractéristiques géométriques et résultats spécimen avec géométrie type fendage perpendiculaire, avec et sans retenue 127

Tableau 5.12 Caractéristiques géométriques et résultats spécimen avec géométrie type fendage parallèle, avec et sans retenue 128

Tableau 5.13 Caractéristiques géométriques et résultats : étude c_{si} 130

Tableau 5.14 Caractéristiques géométriques et résultats : étude c_{so} 131

Tableau 5.15 Caractéristiques géométriques et résultats : géométrie expérimentale 131

Tableau 5.16 Paramètres de tests DTP numériques présentés à la Figure 5.47 142

Tableau 5.17 Comparaison modèle continue et modèle DTP 144

Tableau 5.18 Caractéristiques géométriques et résultats des modèles DTP n°04, n°05 et n°03 .. 149

Tableau 5.19 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude Δ_b 151

Tableau 5.20 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude restreinte latérale 152

Tableau 5.21 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude longueur d'ancrage 152

Tableau 5.22 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude enrobage c_{so} 154

Tableau 5.23 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude enrobage latéral .. 155

Tableau 5.24 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude espacement des barres c_{si} à largeur constante 156

Tableau 5.25 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude espacement des barres c_{si} cas général 157

Tableau 5.26 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude espacement des barres c_{si} avec changement de type de fendage 157

Tableau 6.1 Dimensions du DTP Test préliminaire 166

Tableau 6.2 Propriétés mécaniques en compression du BFUP 167

Tableau 6.3 Résultat DTP Test préliminaire 170

Tableau 6.4 Présentation caractéristique campagne 176

Tableau 6.5 Caractéristiques géométriques des spécimens 176

Tableau 6.6 Série de la campagne expérimentale 177

Tableau 6.7 Résumé de la coulée de la campagne expérimentale 179

Tableau 6.8 Caractéristiques mécanique acier A1035 184

Tableau 6.9 Caractéristiques mécaniques acier grade 60 184

Tableau 6.10 Caractéristiques mécanique acier 400W 185

Tableau 6.11 Propriétés mécaniques en compression du BFUP 186

Tableau 6.12 Propriétés en traction du BFUP – déformation et ouverture de fissure 188

Tableau 6.13 Liste des capteurs 193

Tableau 6.14 Résultats campagne expérimentale 195

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 Modules de culée préfabriqués verticaux, pont d'Epping (Stamnas & Whittermore, 2005) selon (Oliva, Unlu, & Okumus, 2011) 6

Figure 2.2 Pont à pile en colonnes préfabriquées, TX (PCI, 2005) selon (Massicotte, Rochon-Massicotte, & Conciatori, 2011) 7

Figure 2.3 Pont avec piles préfabriquées en arcs ouverts selon (Massicotte et al., 2011) 7

Figure 2.4 Connexion mécanique entre éléments préfabriqués (CPCI, 2005) 8

Figure 2.5 Renforcement sismique en BFUP (Massicotte, 2019) 9

Figure 2.6 Étude d'un joint en BFUP de colonne préfabriquée (Darveau, 2018) 10

Figure 2.7 Dalles préfabriquées installées du Pont Godbout (Gill-Lachance, 2019) 11

Figure 2.8 Définition des axes (Massicotte, 2020) 12

Figure 2.9 Détails typiques de la partie supérieure d'une culée coulée en place (Massicotte, 2020) 12

Figure 2.10 Définition des paramètres géométriques des culées (Massicotte, 2020) 13

Figure 2.11 Pile prototype (Mander, 1983) 16

Figure 2.12 Couture des fissures à l'aide des fibres (Charron & Desmettre, 2015) 17

Figure 2.13 Comportement en traction des BRF et des BFUP (Massicotte, 2015) adapté de (Naaman, 2003) 18

Figure 2.14 Comportement du BFUP en traction directe pour différentes orientations de fibres (Delsol, 2012) 19

Figure 2.15 Représentation schématique contraintes tangentielles-glissement d'un essai d'arrachement (Redaelli, 2009) 20

Figure 2.16 Mécanisme de butée des crénelures (Redaelli, 2009) 21

Figure 2.17 Modes de rupture (Lettow, 2006) 22

Figure 2.18 Mécanisme de transfert d'effort dans un joint de chevauchement (Spieth, 2002) 23

Figure 2.19 Fissures primaires de flexion et fissures longitudinales de fendage en zone de chevauchent (Lagier, 2015) 23

Figure 2.20 Orientation de la fissuration de fendage (adapté de (Eligehausen, 1979)) 24

Figure 2.21 Transferts d'efforts d'un joint de chevauchement (Spieth, 2002) 25

Figure 2.22 Comportement de la liaison sous chargement monotonique de BRF (Harajli, M. et al., 2002) 26

Figure 2.23 Confinement par étriers transversaux (Giuriani, Plizzari, & Schumm, 1991) 28

Figure 2.24 Fissuration entre deux barres chevauchées sans contact (Goto & Otsuka, 1979) 29

Figure 2.25 Longueur effective de chevauchement (Sagan et al.) 29

Figure 2.26 Spécimen de joints de chevauchement sans contact (Sagan et al.) 30

Figure 2.27 Modèle de treillis pour le chevauchement sans contact (McLean & Smith, 1997) 30

Figure 2.28 Spécimen dalle avec joint de chevauchement sans contact (Hamad & Mansour, 1996) 32

Figure 2.29 Spécimen de muret continu pour chevauchement sans contact de (Yuan & Graybeal, 2015) 34

Figure 2.30 Contrainte maximale dans la barre en traction en fonction de la longueur d'ancrage (Yuan & Graybeal, 2014) 35

Figure 2.31 Contrainte tangentielle maximale du test en fonction de l'espacement des barres à enrobage constant (Yuan & Graybeal, 2014) 35

Figure 2.32 Contrainte dans la barre en fonction de la longueur de chevauchement pour des tests sur murets (Peruchini 2017) 36

Figure 2.33 Joint de chevauchement sans contact à espacements symétriques (Lee & Lee, 2015) 37

Figure 2.34 Essai d'ancrage dans du béton FA et FAK (Heshe, 1988) 38

Figure 2.35 Barre avec crochet dans un essai d'ancrage (Cheung & Leung, 2011) 39

Figure 2.36 Mode de rupture des essais Direct Pull out (Fehling et al., 2012) 40

Figure 2.37 Spécimen Direct Pull Out avec armatures transversales (Fehling & Lorenz, 2013) ..41

Figure 2.38 Méthode de coulé avec (a) orientation perpendiculaire des fibres (b) orientation parallèle des fibres (Roy et al., 2017).....42

Figure 3.1 Concept général d'une culée entièrement préfabriquée 43

Figure 3.2 Section transversale du tablier 46

Figure 3.3 Concepts considérés (Massicotte et al, 2020).....48

Figure 3.4 Section en BO avec parois de 225 mm (Massicotte et al, 2020) 48

Figure 3.5 Section en BO avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020) 49

Figure 3.6 Section en BRF avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020) 49

Figure 3.7 Section en béton armé ordinaire avec parois de 225 mm (Massicotte et al, 2020) 51

Figure 3.8 Section en béton armé ordinaire avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020) 51

Figure 3.9 Section en béton renforcé de fibres avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020)..52

Figure 3.10 Section en BO avec parois de 225 mm et joint de connexion avec la semelle en BFUP (Massicotte et al, 2020) 53

Figure 3.11 Alternative pour la section en BO avec parois de 225 mm et joint de connexion en BFUP avec la semelle (Massicotte et al, 2020).....54

Figure 3.12 Section en BO avec parois de 225 mm - Détails connexion entre les modules (Massicotte et al, 2020) 54

Figure 3.13 Détail connexion entre les modules illustré pour une section en BO avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020).....55

Figure 3.14 Section analysées avec *Response 2000*.....57

Figure 4.1 Détail du Spécimen S1 (Rosini, 2018).....60

Figure 4.2 Comportement en traction BFUP 1% 62

Figure 4.3 Comportement en traction UP-F3 POLY 62

Figure 4.4 Coulée spécimen S1-F3 : vue du plan de faiblesse.....63

Figure 4.5 Spécimen S1-F1 dans la presse INSTRON 64

Figure 4.6 Évolution des contraintes au sein de l'armature en traction des spécimen S1-F1, S1-F3 et S1-F4 (Rosini, 2018) 64

Figure 4.7 Contraintes maximales en fonction du pourcentage de fibres dans le BFUP 65

Figure 4.8 Mode de ruine des tests préliminaires S1 66

Figure 4.9 Comparaison essai S1 avec base de données des essais DTP avec du BFUP 67

Figure 4.10 Détail des spécimens murets 69

Figure 4.11 Définition c_{si} pour Graybeal dans le cas d'un chevauchement sans contact (Yuan & Graybeal, 2014) 69

Figure 4.12 Définition c_{si} pour un chevauchement en contact selon le comité ACI408 70

Figure 4.13 Définition c_{si} pour un chevauchement sans contact symétrique pour la suite de ce mémoire selon le comité ACI408 70

Figure 4.14 Représentation de la jonction culée semelle en BFUP 71

Figure 4.15 Fabrication semelles murets 72

Figure 4.16 Coffrage du muret en BFUP 72

Figure 4.17 Spécimen S4 73

Figure 4.18 Principe de l'essai 73

Figure 4.19 Montage expérimental 74

Figure 4.20 Emplacement des capteurs de glissement 75

Figure 4.21 Soulèvement du BFUP 75

Figure 4.22 Schéma d'installation des capteurs de décollement 75

Figure 4.23 Cellule de charge 76

Figure 4.24 Système de corrélation d'image 76

Figure 4.25 Courbe de chargement des essais 77

Figure 4.26 Mode de rupture des 4 spécimens 78

Figure 4.27 Suivi de la fissuration des spécimens S1, S3 et S4 79

Figure 4.28 Comportement des essais 80

Figure 4.29 Comparaison des comportements numériques pour spécimen avec BFUP et $\ell_d = 6\ d_b$ (Rosini 2018) 81

Figure 4.30 Décollement muret-fondation 82

Figure 4.31 Emplacement des extensomètres 82

Figure 4.32 Courbes contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissures des spécimens 83

Figure 4.33 Courbes contrainte-déformation et ouverture de fissure des extensomètres du spécimen S4 84

Figure 4.34 Courbes contrainte-glissement des spécimens S2 et S3 85

Figure 4.35 Déplacements dans le plan mesuré au DIC 85

Figure 4.36 Courbes de contraintes tangentielles-glissement 86

Figure 5.1 Description d'un modèle continue d'un joint en BFUP isolé 91

Figure 5.2 Courbe du ratio d'énergie cinétique typique dans le cas d'un simulation quasi-statique 93

Figure 5.3 Modélisation des éléments structuraux 94

Figure 5.4 Définitions des paramètres de la loi de traction du BFUP dans EPM3D 96

Figure 5.5 Comportement en compression de la loi réduite du BFUP 4% (Lagier et al., 2016) 97

Figure 5.6 Comportement en traction de la loi réduite du BFUP 4% (Lagier et al., 2016) 97

Figure 5.7 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage en fonction de l'article de la littérature pour des essais DTP avec du BFUP 101

Figure 5.8 Comparaison test ancrage et muret continu dans la littérature 102

Figure 5.9 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage en fonction de l'enrobage pour des essais DTP avec du BFUP 103

Figure 5.10 Fendage de type V (Fehling et al., 2012) 104

Figure 5.11 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage et selon le mode de rupture pour des essais DTP avec du BFUP 105

Figure 5.12 Base de données des essais DTP avec du BFUP 106

Figure 5.13 Détail des paramètres du modèle continu (n = 6) 108

Figure 5.14 Modes principaux de fissuration 109

Figure 5.15 Test #10 : Évolution de la contrainte développée dans chaque barre du spécimen en fonction du temps d'analyse 110

Figure 5.16 Suivi de la fissuration du Test #10 : rupture par fendage perpendiculaire 111

Figure 5.17 Test #10 : $f_s = f_{s,max}$ et facteur d'amplification numérique = 30 112

Figure 5.18 Test #19 : évolution de la capacité de chaque barre du spécimen en fonction du temps de l'analyse 113

Figure 5.19 Suivi de la fissuration du Test #19 : rupture par fendage parallèle 114

Figure 5.20 Test #19 : $f_s = f_{s,max}$ et facteur d'amplification numérique = 30 115

Figure 5.21 Test #23 : Évolution de la capacité de chaque barre du spécimen en fonction du temps de l'analyse 116

Figure 5.22 Suivi de la fissuration du Test #23 : rupture par fendage mixte 117

Figure 5.23 Test #23 : $f_s = f_{s,max}$ et facteur d'amplification numérique = 30 118

Figure 5.24 Évolution de la capacité maximale en fonction du nombre de barres pour une rupture perpendiculaire 119

Figure 5.25 Contrainte maximale dans chaque barre : tests convergence avec rupture perpendiculaire 120

Figure 5.26 Évolution de la capacité maximale en fonction du nombre de barres pour une rupture parallèle 121

Figure 5.27 Contrainte maximale dans chaque barre : tests convergence avec rupture parallèle 122

Figure 5.28 Test #25 non symétrique à $f_s = f_{s,max}$: rupture perpendiculaire 123

Figure 5.29 Contrainte maximale dans chaque barre : comparaison tests spécimen symétrique et non symétrique 123

Figure 5.30 Suivi de la fissuration du Test #24 : barres en inférieures ancrées 125

Figure 5.31 Test #24 : évolution de la capacité de chaque barre du spécimen en fonction du temps de l'analyse : rupture en séquence du spécimen 126

Figure 5.32 Test #16 avec retenue latérale à $f_{s,max}$: rupture parallèle 127

Figure 5.33 Contrainte maximale dans chaque barre pour la condition avec retenue latérale (#10) et libre latéralement (#16) 128

Figure 5.34 Test #20 avec retenue latérale à $f_{s,max}$: rupture parallèle 129

Figure 5.35 Contrainte maximale dans chaque barre pour la condition avec retenue latérale (#19) et sans (#20) 129

Figure 5.36 Test #12 géométrie expérimentale avec c_{si} = 3 d_b à $f_{s,max}$: rupture perpendiculaire . 132

Figure 5.37 Test #23 géométrie expérimentale avec c_{si} = 1.5 d_b à $f_{s,max}$: rupture mixte 132

Figure 5.38 Comparaison résultats modèle continu avec la littérature 133

Figure 5.39 Configuration du DTNCLP "Direct Tension Non Contact Lap Splice" test 135

Figure 5.40 Concept essai DTNCLP avec gaine 136

Figure 5.41 Deux simulations avec gaine à $f_s = f_{s,max}$ 137

Figure 5.42 Progression de la fissure de fendage dans le cas longueur de gaine = 1.25 ℓs 138

Figure 5.43 Concept avec gaine et « trait de scie » 139

Figure 5.44 Fissuration et déformation pour le concept avec gaine et « trait de scie » 139

Figure 5.45 Concept avec plaque d'acier 140

Figure 5.46 Présentation et paramètres modèle DTP numérique 142

Figure 5.47 Vue des modes de fissuration par fendage avec le modèle DTP numérique 143

Figure 5.48 Suivi de la fissuration du modèle DTP n°04 : fendage perpendiculaire 149

Figure 5.49 Suivi de la fissuration du modèle DTP n°03 : fendage parallèle 149

Figure 5.50 Suivi de la fissuration du modèle DTP n°05 : fendage mixte 150

Figure 5.51 Capacité maximale en fonction de l'espacement des barres axiales 151

Figure 5.52 Contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage des tests présentés dans le Tableau 5.21 152

Figure 5.53 Augmentation de la capacité maximale avec l'enrobage pour un modèle DTP 154

Figure 5.54 Face supérieure modèles DTP n°08 et n°01 à $f_s = f_{s,max}$ 156

Figure 5.55 Suivi de la fissuration du test DTP n°7 : fendage mixte 158

Figure 6.1 Vue en élévation du spécimen DTP 164

Figure 6.2 Section transversale d'un spécimen DTP 165

Figure 6.3 Coffrage DTP – Test préliminaire 166

Figure 6.4 Orientation des fibres 167

Figure 6.5 Comportement en traction du BFUP de la coulée préliminaire 168

Figure 6.6 Installation d'un spécimen 169

Figure 6.7 Fissuration à la ruine du spécimen DTP Préliminaire 170

Figure 6.8 Courbe contrainte-glissement – Spécimen préliminaire 171

Figure 6.9 Base de données des essais DTP avec du BFUP et estimation de la capacité pour la campagne expérimentale 173

Figure 6.10 Position des barres transversales 174

Figure 6.11 Fabrication coffrage spécimen 178

Figure 6.12 Coffrages finalisés 179

Figure 6.13 Schéma orientation des fibres 180

Figure 6.14 Montage coulée 181

Figure 6.15 Séquence des étapes de coulée d'un spécimen 182

Figure 6.16 Cure des spécimens 183

Figure 6.17 Courbe contrainte-déformation des différentes armatures 185

Figure 6.18 Montage expérimental d'un essai d'os dans la presse INSTRON 187

Figure 6.19 Courbe de comportement en traction du BFUP 187

Figure 6.20 Courbe contrainte - déformation avec déchargement en traction du BFUP 188

Figure 6.21 Loi moyenne simplifiée du BFUP 188

Figure 6.22 Montage expérimental dans la presse INSTRON 189

Figure 6.23 Chargement et déformation dans la jauge G-A du test #03 191

Figure 6.24 Évolution du déplacement de la presse en fonction du temps pour le test #02 191

Figure 6.25 Schéma capteurs 192

Figure 6.26 Test M-12-c1.5-WoS : suivi de la fissuration 196

Figure 6.27 Test #M-12-c1.5-WoS: suivi de la fissuration face supérieure 197

Figure 6.28 Fissuration sur la surface supérieure du spécimen #07 198

Figure 6.29 Vue plan de faiblesse spécimen 198

Figure 6.30 Test M-6-c2.0-WoS : suivi de la fissuration faces latérales 199

Figure 6.31 Test M-6-c2.0-WoS : suivi de la fissuration face supérieure 200

Figure 6.32 Test #11- M-10-c1.5-WS: suivi de la fissuration 201

Figure 6.33 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage 203

Figure 6.34 Contrainte tangentielles en fonction du glissement 205

Figure 6.35 Comparaison des résultats de la campagne avec la littérature 206

Figure 6.36 Contrainte développée à la première fissuration en fonction de la longueur d'ancrage 207

Figure 6.37 Progression de la fissuration 208

Figure 6.38 Contrainte en fonction du glissement pour les spécimens #01 #02 et #03 209

Figure 6.39 Contrainte en fonction du glissement pour tous les spécimens testés 210

Figure 6.40 Glissement à f_y et $f_y/2$ en fonction des longueurs d'ancrage 210

Figure 6.41 Capacité maximale en fonction du glissement 211

Figure 6.42 Contrainte maximale et glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage 212

Figure 6.43 Contrainte en fonction du glissement pour les série 2 et 3 213

Figure 6.44 Contrainte en fonction du glissement pour le spécimen M-10-c1.5-WoS-400W (#09) 214

Figure 6.45 Contrainte en fonction du glissement série 05 215

Figure 6.46 Mesure de la déformation ortho-radiale 216

Figure 6.47 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour les spécimens M-10-c1.5-WoS (#01, #02 et #03) 218

Figure 6.48 Courbe capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure 219

Figure 6.49 Comparaisn des courbes contrainte-déformation 220

Figure 6.50 Comparaison des courbes contrainte-ouverture de fissure 221

Figure 6.51 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen M-10-c1.5-WoS-400W (#09) 222

Figure 6.52 Comparaison de comportement entre la série avec armature transversale M-10-c1.5-WS (#10 et #11) et sans M-10-c1.5-WoS (#01, #02 et #03) 223

Figure 6.53 Position et identification de l'instrumentation 224

Figure 6.54 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure dans le plan des barres pour le spécimen M-8-c2.0-WoS (#07) 224

Figure 6.55 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure dans le plan des barres pour le spécimen M-10-c2.0-WoS (#08) 225

Figure 6.56 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure dans le plan des barres pour le spécimen M-10-c1.5-WS (#11) 225

Figure 6.57 Aperçu des fibres dans les fissures du spécimen M-10-c1.5-WS (#11) 227

Figure 6.58 Courbes glissement et ouverture de fissure en fonction du temps pour le spécimen M-10-c1.5-WoS (#02) 228

Figure 7.1 Exemples de disposition à étudier avec un essai continu 240

Figure A.1 M-10-c1.5-WoS #01 249

Figure A.2 M-10-c1.5-WoS #02 250

Figure A.3 M-10-c1.5-WoS #03 251

Figure A.4 M-8-c1.5-WoS #04 252

Figure A.5 M-12-c1.5-WoS #05 253

Figure A.6 M-6-c2.0-WoS #06 254

Figure A.7 M-8-c2.0-WoS #07 255

Figure A.8 M-10-c2.0-WoS #08 256

Figure A.9 M-10-c1.5-WoS-400W #09 257

Figure A.10 M-10-c1.5-WS #10 258

Figure A.11 M-10-c1.5-WS #11 259

Figure B.1 Résultat des prismes de la coulée de caractérisation (gâchée 9) 260

Figure B.2 Étude de la dispersion : Résultat des prismes des coulés 2 à 6 261

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Abréviations :

BFUP Béton fibré à ultra-hautes performances

BO Béton ordinaire

BRF Béton renforcé de fibres

DTP Direct Tension Pull-out

Variables:

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 Largeur des spécimens

c_b Enrobage net d'une barre d'armature avec la sous face d'une poutre (« bottom »)

c_r Enrobage latérale 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

c_t Enrobage net d'une barre d'armature avec la partie supérieure d'une poutre (« top »)

d_b Diamètre de l'armature

e Épaisseur du spécimen

E_c Module d'Young du BFUP

E_{pc} Module d'élasticité du BFUP microfissuré, correspondant au retour élastique en post pic du béton

E_s Module d'Young de l'armature

$E_{t,c}$ Module d'élasticité en traction du BFUP

f'_c Résistance à la compression du BFUP

f_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

$f_{t,el}$ 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

$f_{t,tu}$ 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
f_w	Résistance à la traction du BFUP à l'ouverture de fissure w
$G_{f,CO}$	Énergie par unité de surface dissipée pendant la phase d'adoucissement du BFUP
$g_{f,SH}$	Énergie de fissuration relative par unité de volume dissipée pendant la phase d'écrouissage du BFUP
h	Hauteur des spécimens
ℓ_d	Longueur d'ancrage
ℓ_s	Longueur de chevauchement
$s_{fs,max}$	Glissement à la capacité maximale développée dans l'armature
s_{fy}	Glissement à la limite élastique de l'acier d'armature 400W
$s_{fy/2}$	Glissement à la moitié de la limite élastique de l'acier d'armature
s_{LE}	Glissement à l'extrémité chargée de l'armature

Variables grecques :

ε	Déformation de l'armature
$\varepsilon_{t,el}$	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
ε_θ	Déformation ortho-radiale à la surface du BFUP
ν	Coefficient de Poisson
τ	Contrainte tangentielle de la liaison armature-béton
τ_{max}	Contrainte tangentielle maximale de la liaison armature-béton
ω	Ouverture des fissures
$\omega_{moy,fsmax}$	Ouverture des fissures à la capacité maximale développée dans l'armature
ω_t	Ouverture des fissures à un temps t de l'essai

LISTE DES ANNEXES

Annexe A Résultats expérimentaux 249

Annexe B Dispersion des gâchées 260

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte général

Le Québec dispose d'un réseau routier très bien développé mais vieillissant. La remise à niveau des ponts de ce réseau notamment se présente comme un défi majeur. Ce défi sera relevé par l'utilisation de nouvelles technologies permettant à la fois de répondre aux exigences de budgets restreints et d'achalandage sur des axes en opération mais également aux enjeux de développement durable et d'environnement rude pour la construction au Québec. La préfabrication se pose comme la technologie la plus adaptée pour surmonter ces problématiques. Cette méthode, de plus en plus utilisée dans le monde, théorisée sous l'appellation Construction Accélérée de Ponts (CAP), permet d'accélérer le temps de construction des ponts, de poursuivre les constructions même pendant l'hiver et d'atteindre des niveaux de qualité et durabilité supérieurs par rapport aux éléments construits selon la méthode standard tout en réduisant les émissions polluantes.

1.2 Problématique

Pour une très grande majorité des ponts, les éléments de fondations (semelles, piles, culées) sont construits en béton. L'édification de ces éléments avec la méthode traditionnelle représente une des étapes les plus chronophages dans la construction d'un pont du fait des temps d'installation des coffrages et ferraillages nécessaires. La conception accélérée des ponts permet de s'affranchir de toutes ces étapes et de réduire par la même les temps de chantier. Cette approche, déjà utilisée pour de grands ouvrages construits ou en construction dans la région de Montréal, n'a pas encore été implantée pour la construction des ponts courants au Québec. Les principales raisons de ce retard d'application sont l'absence de normes et exigences claires permettant l'uniformisation de cette technologie pour les différents acteurs du secteurs, la complexité de la réalisation de joints entre les différents éléments préfabriqués sur chantier qui soient équivalents à une construction monolithique et l'interdiction par la norme CSA-S6 de réaliser un assemblage entre éléments dans les zones de reprise des efforts sismiques qui sont justement généralement les zones de connexions entre les piles ou culées avec la semelle. Cependant plusieurs études récentes, financées par le Ministère des Transports du Québec (MTQ), ont prouvé que des joints faits en BFUP dans des

situations de réhabilitations sismiques peuvent répondre aux exigences de conception des normes actuelles et être au moins aussi performants que des constructions selon la méthode classique. Ces technologies, incorporées dans les recommandations du code CSA S6-19, peuvent être étendues pour être prises en compte dès la conception des ponts neufs.

Ce projet s'inscrit dans un projet de recherche plus global supporté par le MTQ qui vise d'abord à intégrer dans les normes les critères de conception permettant la construction de joints entre éléments préfabriqués performants puis à les optimiser pour qu'ils soient plus économiques sans perdre en robustesse ni durabilité. Plus précisément ce projet s'intéresse au développement de culées préfabriqués avec des éléments verticaux évidés et de la connexion entre les éléments dans ce contexte avec des joints en BFUP.

Le risque sismique est un des enjeux majeurs à prendre en compte dans le développement de ces culées. En effet le Québec se situe dans l'une des zones sismiques les plus à risques du Canada, avec notamment des possibilités de magnitudes élevées dans la région de Charlevoix au nord du St-Laurent (M7.0 à la Malbaie en février 1663) ou de Montmagny à Rivière-du-Loup sur la rive Sud. Les régions de Montréal et Québec, densément peuplées, sont également à risque même avec des magnitudes plus faibles. Or, du fait des particularités géologiques de ces régions, les séismes ont plus de risques d'affecter fortement des éléments trapus comme les culées. Ces éléments ont la particularité, en plus de devoir reprendre les efforts sismiques transmis par le tablier comme pour les piles, de devoir reprendre les efforts sismiques dus à l'interaction avec le remblai. Plus spécifiquement les armatures présentes dans la connexion entre la culée et la semelle vont être soumises pendant un séisme majeur à des niveaux de contraintes de l'ordre de 500 à 600 MPa pour un nombre de cycles peu élevé.

1.3 Objectifs et portée du projet de recherche

Comme énoncé précédemment, l'objectif final de ce projet de recherche est la conception de culées préfabriquées de ponts prenant en compte l'aléa sismique et particulièrement les règles de conceptions de joints entre les différents éléments préfabriqués. Dans le cadre de cet objectif, le présent projet de recherche se situe à la suite de deux projets réalisés à Polytechnique Montréal par

Tchatat (2019) sur l'interaction sol-structure dans le cadre de l'étude sismique d'une culée et par Rosini (2018) sur l'étude numérique des connexions en BFUP répondant aux critères sismiques.

L'objectif final peut se décomposer en plusieurs étapes à savoir la conception préliminaire des éléments préfabriqués, l'optimisation des joints en BFUP et enfin la conception finale de la culée préfabriquée.

Ce projet de maîtrise porte, en première étape, sur la conception des éléments verticaux et sur l'amorce de l'étude de la connexion entre ces éléments et la fondation pour la deuxième étape. Les objectifs détaillés de ce mémoire visent à :

1. étudier la possibilité d'une conception préfabriquée des éléments verticaux d'une culée ;
2. développer et étudier un concept d'essai local à l'aide d'une analyse numérique du comportement d'un joint de chevauchement sans contact à espacement symétrique ;
3. réaliser une campagne expérimentale sur un essai local pour étudier les influences des différents paramètres structuraux d'un ancrage.

1.4 Méthodologie et organisation du mémoire

Les différentes étapes permettant la réalisation de ces objectifs sont :

- définir les règles de conception d'une culée au Québec selon la norme CSA-S6 et avec la contrainte de la préfabrication ;
- développer un concept préliminaire en suivant ces règles ;
- étudier expérimentalement la validité d'essais expérimentaux proposé par Rosini (2018) pour l'étude des connexions en BFUP ;
- étudier numériquement un modèle continu de joint de chevauchement sans contact symétrique en BFUP avec une modélisation éléments finis à l'échelle de la crénelure pour valider des concepts d'essais isolés avec le logiciel Abaqus *Explicit* et le modèle constitutif EPM3D ;
- en déduire la validité du test Direct Tension Pull-out et l'étudier numériquement pour une application expérimentale avec la même modélisation éléments finis ;

- réaliser une campagne expérimentale sur l'essai Direct Tension Pull-out à partir des géométries déterminées par la conception préliminaire de la culée pour étudier le comportement du joint en BFUP.

D'un point de vue organisationnel, ce mémoire est séparé en 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 porte sur la conception préliminaire de l'élément de culée préfabriqué. Le quatrième chapitre montre l'étude expérimentale des spécimens préliminaires proposés par Rosini à la suite de ses travaux. Le cinquième chapitre est une étude numérique du modèle continu et du modèle local sélectionné dans le but de l'étude expérimentale. Le sixième chapitre présente la campagne expérimentale réalisée sur onze spécimens Direct Tension Pull-out dans le cadre de cette étude. Enfin le septième chapitre présente la conclusion de ce projet et les recommandations pour de futures études.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Dans ce chapitre une revue des connaissances sur les différents sujets abordés dans ce mémoire est présentée. Pour commencer, en accord avec la première partie de cette étude, les principes de la construction accélérée des ponts puis les critères de conception d'une culée au Québec seront exposés. Concernant la deuxième partie de cette étude une présentation des bétons fibrés à ultra-hautes performances (BFUP) sera d'abord faite avant une présentation plus détaillée des mécanismes de l'interaction entre les armatures et le béton et des joints de chevauchement. Les différentes campagnes expérimentales traitant d'essais isolés dans le cadre de l'ancrage dans du BFUP seront notamment exposées.

2.1 Construction accélérée de ponts

2.1.1 Concept

La Construction Accélérée de Ponts (CAP) ou *Accelerated Bridge Construction (ABC)* est une technique de construction récente qui consiste à préfabriquer en usine les différents éléments constitutifs d'un pont puis de les assembler directement sur le chantier, tout en gardant un comportement monolithique pour la structure finale comparable à celui issu de la méthode de construction traditionnelle.

Cette technique offre de nombreux avantages. En premier lieu la possibilité d'éliminer des lourdes installations de coffrages permet de gagner beaucoup de temps de chantier avec cette méthode, d'où son nom. Cela à une conséquence directe sur les coûts sociaux de chantiers de CAP avec une réduction des temps de coupures et de contournements des axes achalandés. Le bilan de projets CAP réalisés en Amérique du Nord ou en Europe indique que les coûts directs de construction sont également réduits (Hällmark, White, & Collin, 2012). Enfin, dans des régions comme le Québec où l'activité peut se retrouver à l'arrêt une partie de l'année à cause des conditions météorologiques, la préfabrication en usine permet de continuer les travaux tout au long de l'année. De plus, d'un point de vue écologique, cette technique nécessite l'utilisation d'éléments plus légers, donc moins coûteux en matière première, et de matériaux de meilleure qualité, donc plus durable qui n'auront pas besoin de réfection durant une durée de vie de 75 ans.

2.1.2 Exemples de réalisation

Pour le moment très peu de ponts sont construits totalement selon cette méthode mais de plus en plus d'éléments séparés de ces ponts le sont. Les poutres et tabliers notamment sont déjà largement préfabriqués quand l'utilisation de cette méthode reste encore plus limitée pour les piles et les culées.

La culée du pont d'Epping est un des exemples récents de culée préfabriquée (Figure 2.1). Il existe plusieurs techniques de construction de ces culées, soit directement en culée intégrale, soit séparée entre les divers éléments – semelle (souvent coulée sur chantier), mur de front, garde-grève, soit en plusieurs segments qui peuvent être empilés verticalement ou assemblés ensemble horizontalement voire les deux.

Figure 2.1 Modules de culée préfabriqués verticaux, pont d'Epping (Stamnas & Whittermore, 2005) selon (Oliva, Unlu, & Okumus, 2011)

Il existe plus d'exemples d'applications de piles préfabriquées. Les plus rependues sont les piles à colonnes qui permettent d'obtenir des géométries assez variées même si majoritairement circulaires ou rectangulaires. Des formes totalement atypiques ont pu être aussi réalisées grâce à la préfabrication (Figure 2.3).

Figure 2.2 Pont à pile en colonnes préfabriquées, TX (PCI, 2005) selon (Massicotte, Rochon-Massicotte, & Conciatori, 2011)

Figure 2.3 Pont avec piles préfabriquées en arcs ouverts selon (Massicotte et al., 2011)

2.1.3 Assemblage en chantier d'éléments préfabriqués

L'assemblage en chantier d'éléments préfabriqués est un enjeu crucial pour les applications de la préfabrication pour la construction des ponts. En effet, les connections ont longtemps été perçues, souvent à juste titre, comme étant les points faibles. Les développements récents ont toutefois

permis de concevoir des assemblages dont la performance mécanique égale, voire excède, celle des éléments continus. Bien que la connexion avec joint en béton soit celle la plus recommandée (Oliva et al., 2011), il existe plusieurs techniques utilisées à ce jour :

- connexion mécanique recouverte de coulis (Figure 2.4) ;
- connexion par clé de cisaillement ;
- connexion par câble de post-tension ;
- soudure ;
- joint en béton recouvrant un chevauchement d'armature comme pour le pont Moose Creek en Ontario (CPCI, 2005).

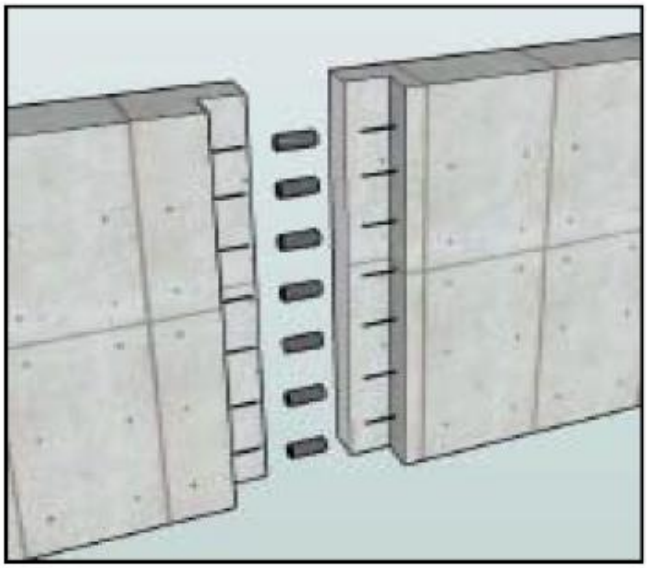


Figure 2.4 Connexion mécanique entre éléments préfabriqués (CPCI, 2005)

Le type de connexion utilisé dépend de l'application voulue. Dans le cas d'un renforcement sismique de pile déficiente par exemple, une des techniques qui se révèle la plus efficace est l'enrobage en béton fibré qui consiste à enlever le béton fragile de la zone de chevauchement pour le remplacer par du BFUP et ainsi éliminer les modes de rupture fragile des connexions (Boucher-Proulx, 2008).

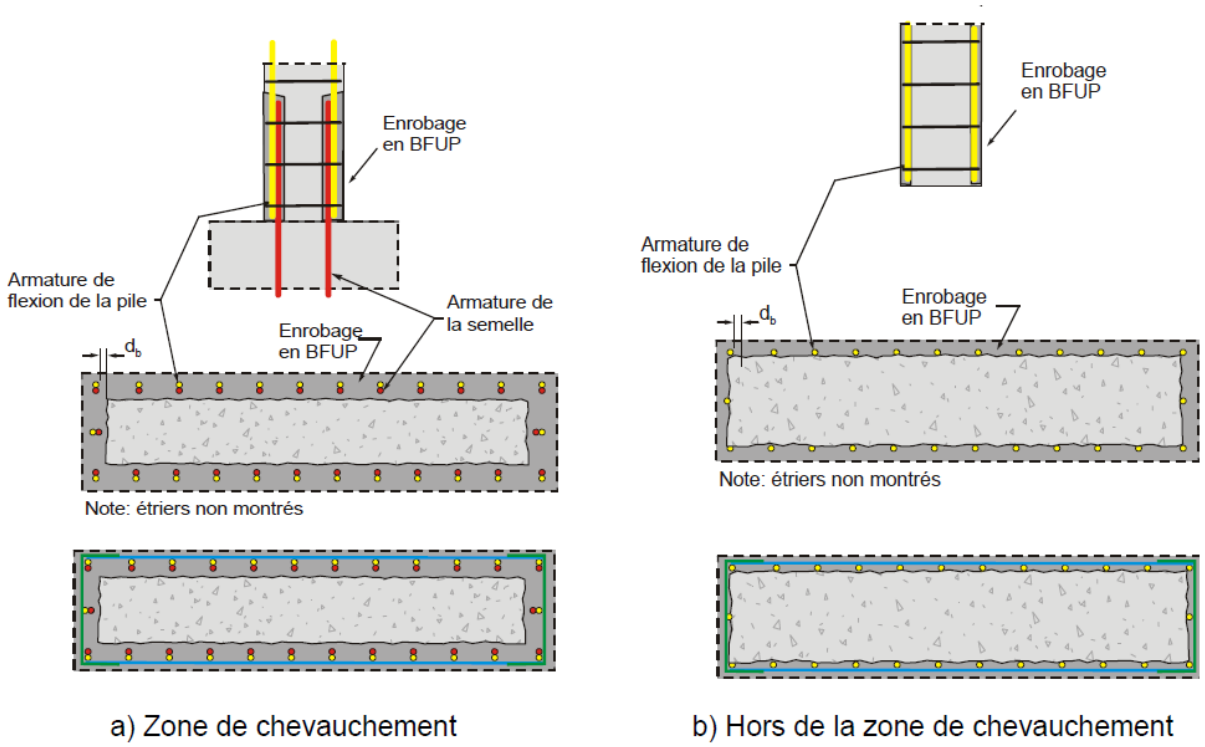
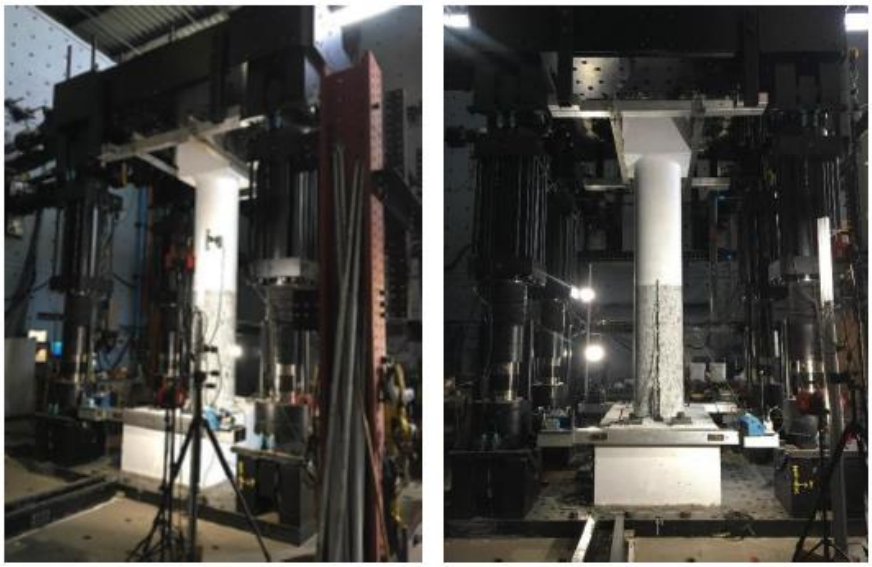


Figure 2.5 Renforcement sismique en BFUP (Massicotte, 2019)

Les joints dans les zones de rotule plastique ne sont pour le moment pas autorisés par les codes des ponts parce que tout simplement il n’est pas permis d’avoir des interruptions d’armatures dans la zone de rotule plastique dans une région à risque sismique pour les éléments pour lesquels une ductilité minimale est requise ($R \geq 2$). Le chevauchement ou la jonction mécanique des barres ne sont toutefois pas interdits si l'élément (culée) est conçu avec $R = 1$, c'est-à-dire si aucune ductilité n'est attendue. Cette hypothèse est presque toujours utilisée au Québec pour la conception des culées car elle est plus économique que de respecter les exigences du chapitre 4 du code CSA S6 avec $R = 2$ ou $R = 3$. Darveau (2018) et Massicotte ont cependant montré que le BFUP peut se révéler très efficace pour la conception de colonne. Une expérience a été menée en comparant une colonne de référence réalisée en suivant les recommandations du code CSA S6-14 (Dagenais, Massicotte, & Boucher-Proulx, 2018) et une colonne préfabriquée avec un joint en BFUP (Figure 2.6). On observe un meilleur comportement de la colonne en BFUP avec une ductilité de 5 que pour la colonne de référence et un endommagement moins important du béton donc, une meilleure résistance. Cette technique peut donc être utilisée et permettre la fabrication de piles préfabriquées.

a) Joint avant et après application du BFUP



b) Montage expérimental

Figure 2.6 Étude d'un joint en BFUP de colonne préfabriquée (Darveau, 2018)

Les joints en BFUP peuvent aussi être appliqués pour relier des dalles préfabriquées (Marleau, Massicotte, & Charron, 2018). Cette étude montre que pour des dalles avec des chevauchements en BFUP courts (de dix fois le diamètre des barres d'armature) on obtient les mêmes performances que des dalles avec un joint sur 600 mm, comme requis avec un béton ordinaire. Les études ont permis d'observer notamment que pour ces pourcentages de fibres la rupture finale n'est pas contrôlée par le joint mais par l'interface joint/dalle ou par la dalle. Le tablier du pont de Godbout (Québec, côte Nord du Saint-Laurent) a été construit avec des dalles préfabriquées reliées par des joints en BFUP (Figure 2.7).

Figure 2.7 Dalles préfabriquées installées du Pont Godbout (Gill-Lachance, 2019)

2.2 Critères de conception d'une culée au Québec

2.2.1 Portée

Les culées doivent résister aux efforts engendrés par la poussée horizontale des sols ainsi que par les charges verticales et horizontales venant de la travée. Outre les charges causées par la gravité ou les variations de température saisonnières, les culées doivent aussi résister aux efforts engendrés par les séismes provenant de la travée et du sol qu'elles retiennent. Les critères de conception pour la conception des culées pour la résistance aux charges gravitaires sont décrits ici selon l'approche préconisée par le MTQ (Ministère des Transports du Québec). Une présentation plus détaillée de ces critères de conception est présentée dans le rapport SR19-06 (Massicotte, Bastide, Tchatat, & Lagier, 2020).

2.2.2 Définition des paramètres géométriques et dimensions typiques

Différents systèmes d'axes sont utilisés pour le calcul des éléments de fondation. De plus, dans le cas de tabliers biais ou courbes, les axes du tablier et ceux des unités de fondation ne coïncident généralement pas. Les directions longitudinale (axe L) et transversale (axe T) font référence au

sens du trafic. Pour les éléments de fondation, la direction latérale réfère à la direction hors plan (axe Y) alors que la direction tangentielle correspond à la direction dans le plan (axe X), comme illustré à la Figure 2.8. Pour l'analyse sismique, les axes 1 et 2 peuvent être orientés dans toutes les directions possibles, minimalement selon la direction illustrée sur la Figure 2.8.

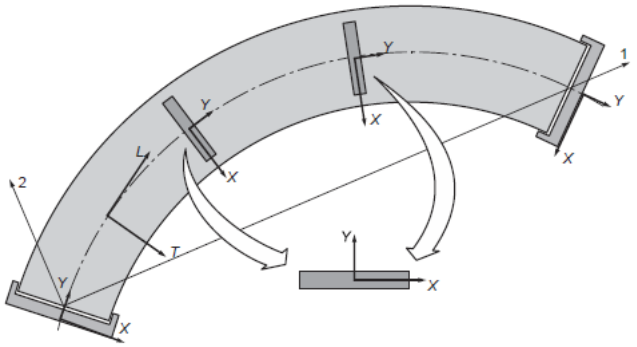


Figure 2.8 Définition des axes (Massicotte, 2020)

La Figure 2.9 illustre les dimensions typiques d’une culée coulée en place.

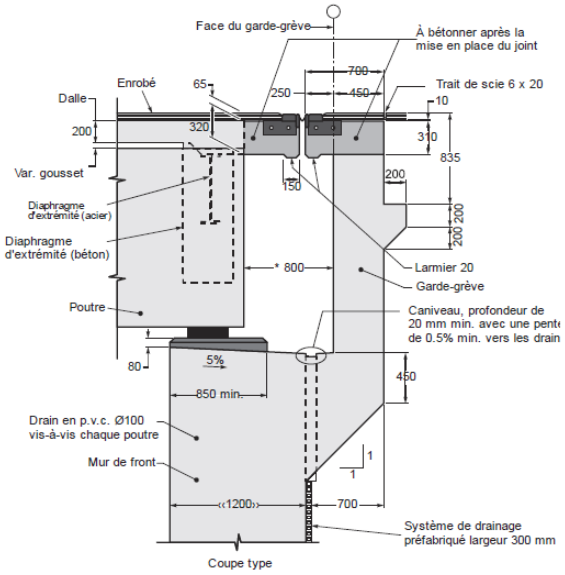


Figure 2.9 Détails typiques de la partie supérieure d'une culée coulée en place (Massicotte, 2020)

Pour l'analyse des culées dans la direction latérale, les définitions montrées sur la Figure 2.10 sont adoptées. Typiquement les culées des ouvrages au Québec ont une hauteur (H) variant de 4 à 10 mètres. Selon les recommandations du MTQ, la longueur de la semelle (a) doit être du même ordre de grandeur que la hauteur. L’épaisseur du mur de front (t) varie de 1 à 1.5 mètre alors que la longueur de l'assise (La) est d'environ 1.5 m. La dimension de la pince est habituellement prise

égale à l'épaisseur du mur de front (p = t). Enfin, la largeur d'une culée est environ la même que la largeur transversale du tablier.

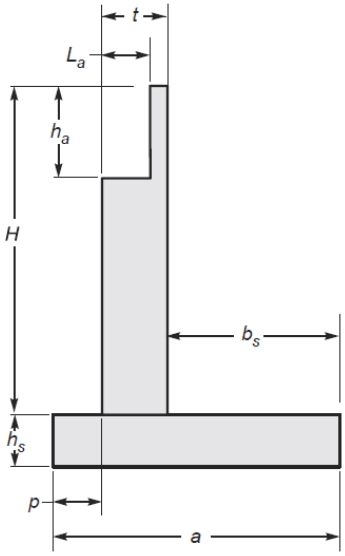


Figure 2.10 Définition des paramètres géométriques des culées (Massicotte, 2020)

2.2.3 Combinaison de charges

Pour déterminer les charges à considérer pour les ouvrages de soutènement de catégorie de performance 2 ou 3 pendant un séisme, le Manuel de conception des structures (MCSQ) (Ministère des transports du Québec, 2017) se base sur les recommandations de la norme CSA S6-14 (CSA 2014), auxquelles sont ajoutées des combinaisons de charges particulières qui sont similaires à celles de l'ASSHTO (2015). Selon ce manuel, les charges à considérer pendant le séisme sont :

P_{ae} : poussée latérale sismique ;

P_{ir} : force d'inertie de la fondation ;

T_{ab} : réaction horizontale provenant du tablier.

Comme spécifié dans le Commentaire de la norme S6-14, la superposition des valeurs maximales de ces charges serait très conservatrice, car ces charges n'agiront jamais de façon simultanée. Par conséquent, le MCSQ propose des combinaisons de charges suivantes, en l'absence d'analyse dynamique plus poussée. Les combinaisons de charges présentées ici, utilisent exactement la terminologie du MCSQ.

Trois combinaisons sont proposées :

1) : $1.0P_{ae} + 0.5P_{ir} + 0.5T_{ab}$ (2.1)

2): $0.5P_{ae} + 1.0P_{ir} + 0.5T_{ab}$ (2.2)

3) : $0.5P_{ae} + 0.5P_{ir} + 1.0T_{ab}$ (2.3)

où la valeur de $0.5 \times P_{ae}$ dans les deux dernières combinaisons ne doit pas être inférieure à 1.25 fois la poussée statique.

À partir des indications du MCSQ, on obtient cinq combinaisons pour le calcul des efforts à la base du mur de front pendant un séisme et une condition statique :

C1 : $1.0P_{ae} + 0.5k_hW_C + 0.5k_hW_{Th}$ (2.4)

C2 : $0.5P_{ae} + 1.0k_hW_C + 0.5k_hW_{Th}$ (2.5)

C3 : $0.5P_{ae} + 0.5k_hW_C + 1.0k_hW_{Th}$ (2.6)

C4 : $1.25(P_{as} + P_{ac}) + 1.0k_hW_C + 0.5k_hW_{Th}$ (2.7)

C5 : $1.25(P_{as} + P_{ac}) + 0.5k_hW_C + 1.0k_hW_{Th}$ (2.8)

C6 : $1.25(P_{as} + P_{ac}) + 1.7P_{al}$ (2.9)

Avec :

P_{ae} : poussée latérale sismique ;

T_{ab} : réaction horizontale provenant du tablier ;

P_{ir} : force d'inertie de la fondation ;

k_h : coefficient d'accélération sismique horizontale ;

P_{as} : poussée statique du sol ;

P_{ac} : pression causée par la compaction ;

W_c : poids de la culée au-dessus de la semelle ;

W_{Th} : poids du tablier (travée simple), appliqué au niveau de l'assise ;

P_{al} : pression de la surcharge sur le remblai.

Une définition plus poussée et une explication du calcul de ces paramètres sont données dans le rapport SR19-06 (Massicotte et al., 2020).

Le MCSQ donne aussi des directives quant à la pondération des charges gravitaires lors d'un séisme et des charges latérales du sol. Les valeurs de α_D =0.8 ou 1.25 sont considérées uniquement pour la réaction verticale du tablier. Pour le calcul des armatures requises à la base du mur de front la valeur de 0.8 sera considérée dans ce rapport car cela minimise la résistance.

2.3 Critères de conception d'une culée évidée

De nombreux éléments de fondation ont été conçus évidés et dans le cas des culées préfabriquées il est grandement préférable de les évider pour permettre le transport et la mise en place sur chantier. Le cas du pont de Baldwin montre que des éléments trop lourds peuvent engendrer des surcoûts et des complications sur chantier (Oliva et al., 2011).

Des études sur le comportement des colonnes creuses rectangulaires menées par Taylor, Rowell et Breen (1990) ont considéré le comportement sous un effort axial et une flexion simple uniforme en fonction notamment du ratio entre la plus grande dimension du vide intérieur de la colonne et l'épaisseur des parois. Elles ont montré que ces géométries fonctionnent bien pour reprendre les efforts et peuvent être utilisées pour remplacer des sections pleines. Les auteurs en ont tiré également un certain nombre de recommandations de conception pour les éléments évidés.

Dans un premier temps, ils ont montré que pour un ratio vide sur épaisseur de la paroi inférieur à 15, la méthode classique de conception avec le bloc de compression équivalent est adéquate; au-dessus de cette limite les contraintes élevées dans les parois peuvent entraîner des flambements locaux qui ne sont pas correctement pris en compte avec la méthode du bloc équivalent. Ils proposent donc notamment de rajouter un facteur de réduction de la résistance du béton dans ce cas. Leur étude indique cependant qu'on peut garder l'hypothèse que les sections planes restent planes pour un ratio inférieur à 34. Si une analyse numérique est utilisée, il est important de prendre en compte les propriétés non linéaires des matériaux.

Il est recommandé dans diverses références (CSA 2014; Hines, Seible, & Priestley, 2002) d'utiliser deux lits d'armatures longitudinales avec chacun suffisamment d'enrobage. Ces lits doivent être liés par des étriers à une distance maximale de 600 mm pour prévenir le flambement des barres. Il

doit y avoir un minimum de 1% d'acier d'armature dans les parois, les barres longitudinales doivent être espacées au maximum de 1.5 fois l'épaisseur des parois ou de 450 mm et les barres transversales doivent être espacées au maximum de 1.25 fois l'épaisseur des parois ou de 300 mm. Une attention particulière doit être portée au confinement dans le coin de la section. Enfin, pour les barres transversales le chevauchement dans la section n'est pas recommandé, il semble plus adéquat de les assembler avec des crochets de plus de 90° dans un des coins de la section.

Priestley a étudié le comportement des colonnes creuses sous chargement cyclique. L'étude des colonnes du pont Benicia Martinez a montré que ces colonnes creuses sont capables d'atteindre les performances sous chargements exigés par les codes (Hines et al., 2002). Les colonnes testées sont réalisées sans joints directement avec la semelle et avec un rajout de confinement dans les coins de la section. Il est aussi montré que l'épaisseur des parois est à prendre en compte pour la longueur la rotule plastique avec un terme αD à rajouter dans la formule de la longueur de la rotule, D étant l'épaisseur de la paroi et le coefficient α étant égal à 0.3 pour une colonne creuse et à 0 pour une section pleine (Hines et al., 2002).

De son côté Mander a étudié le comportement des colonnes sous chargement cyclique et il a notamment étudié des colonnes creuses à section carrée avec des ratios vide sur paroi de 4.5 (Mander, 1983) (Figure 2.11). Le confinement dans la rotule plastique a notamment été étudié avec différentes configurations testées. Les ductilités finales trouvées sont entre 6 et 8 et sont donc en accord avec les exigences demandées par le code Néo-Zélandais pour les sections pleines.

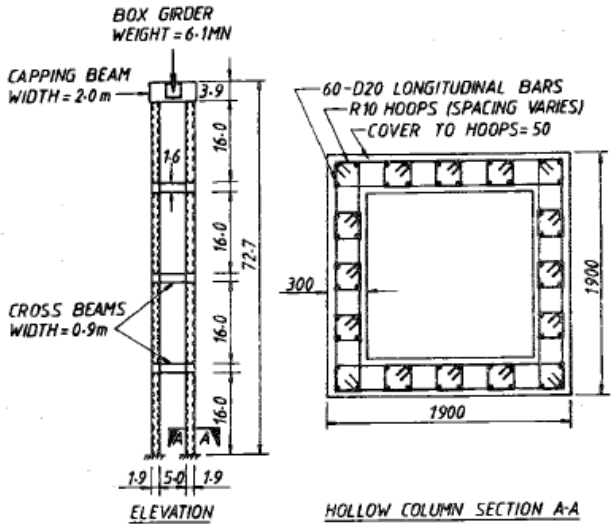


Figure 2.11 Pile prototype (Mander, 1983)

L'auteur donne également des recommandations pour la conception de ce type de section. Pour les armatures transversales, la quantité d'armature demandée par les codes pour les sections pleines fonctionne également pour les sections creuses. Il est même possible de la réduire pour les colonnes ne nécessitant pas la ductilité maximale de R = 6 et respectant la relation suivante :

$$R = 2 + 6\left(\frac{A_{transversale-installée}}{A_{transversale-code\ R=6}}\right) \tag{2.10}$$

Il est recommandé de mettre deux lits d'armatures dans les parois et de les relier avec des boucles transversales contre le flambement.

2.4 Béton Fibré à Ultra-hautes Performances (BFUP)

Les BFUP sont des bétons offrant, en comparaison au béton traditionnel, une durabilité, une résistance à la traction et une ductilité bien plus performantes. Cette amélioration est due à une matrice cimentaire très dense et adhérente renforcée par des fibres, généralement en acier, qui viennent comme « coudre » les microfissures qui apparaissent dans la matrice et empêchant ainsi un maximum la formation de macrofissures (Figure 2.12). La résistance de ces bétons en compression est normalement supérieure à 150 MPa. En plus de cette résistance élevée, l'action des fibres permet une rupture ductile du BFUP en compression.

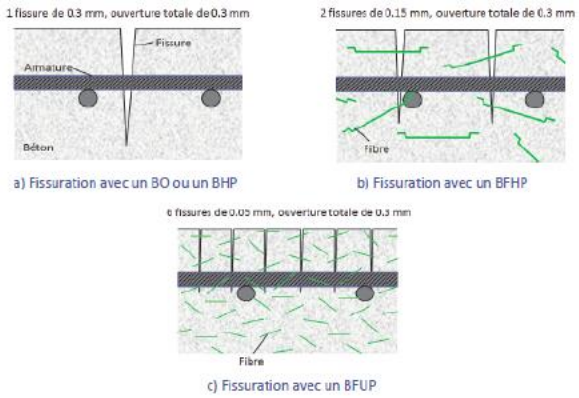


Figure 2.12 Couture des fissures à l'aide des fibres (Charron & Desmettre, 2015)

L'intérêt principal du BFUP réside cependant dans ses propriétés en traction, sa résistance en traction variant typiquement entre 7 et 15 MPa. Ces propriétés sont les conséquences directes de l'action de couture des fibres présentée plus haut. On voit sur les graphiques de la Figure 2.13 une

première phase élastique jusqu'à l'apparition d'une première microfissure puis une large zone d'écrouissage relative à l'action des fibres sur les microfissures permettant une meilleure tenue en traction que des bétons ordinaires. Cette seconde phase termine avec l'apparition d'une macrofissure localisée correspondant à la résistance maximale en traction du BFUP. Ensuite l'action des fibres retenant l'ouverture de la fissure permet un comportement adoucissant jusqu'à leur déchaussement ou leur rupture.

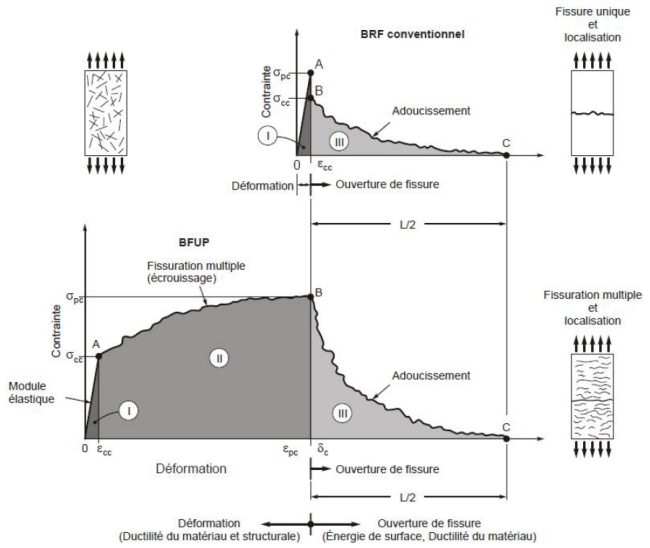


Figure 2.13 Comportement en traction des BRF et des BFUP (Massicotte, 2015) adapté de (Naaman, 2003)

Plusieurs études menées à Polytechnique Montréal (Boucher-Proulx, 2008; Dagenais, 2014; Lagier, 2015) ont montré tout l'intérêt de ce matériau pour assurer le transfert des efforts entre des armatures chevauchées, notamment dans le cadre de la réhabilitation sismique. En effet les propriétés remarquables en traction avec l'action des fibres permettent de limiter la propagation des fissures de fendage dans les zones de chevauchement des armatures. L'utilisation du BFUP dans la conception de joints de chevauchement est présentée plus loin dans cette revue.

Le comportement du BFUP est néanmoins très dépendant de l'orientation des fibres dans la matrice. Cette orientation doit être préférentiellement dans la direction principale des déformations en traction pour assurer un comportement ductile à la structure. Delsol (2012) a ainsi montré qu'une mauvaise orientation des fibres peut entraîner une perte de 60% de la résistance en traction et de 95% de la ductilité pour la phase d'écrouissage (Figure 2.14). Dans la pratique cependant les

contraintes structurales ou géométriques ne permettent pas forcément d'optimiser l'orientation des fibres lors de la mise en place du BFUP.

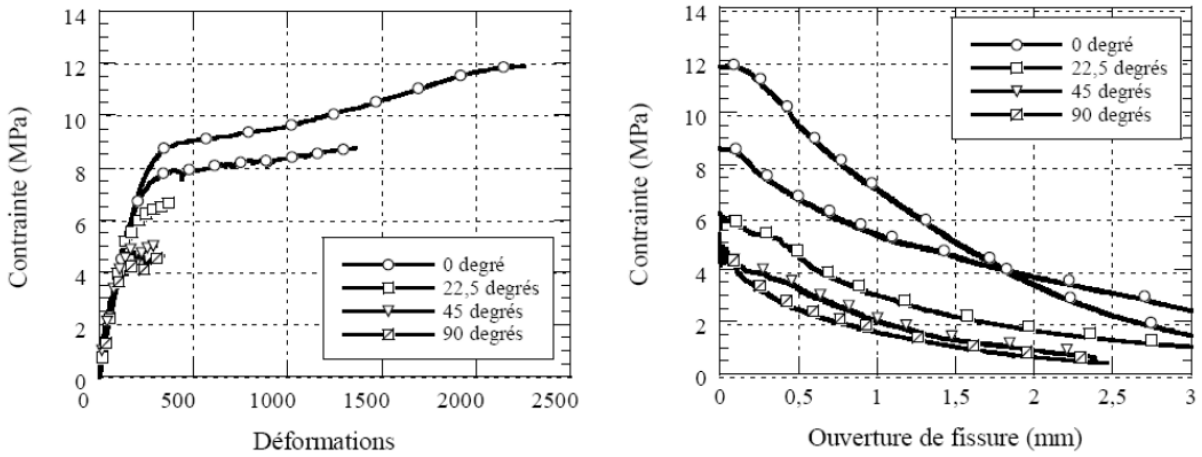


Figure 2.14 Comportement du BFUP en traction directe pour différentes orientations de fibres (Delsol, 2012)

D'un point de vue économique les BFUP sont significativement plus chers que le béton ordinaire à la mise en place mais leur utilisation dans des systèmes hybrides, comme coque ou matériau de joint, augmente grandement les durées de vie des ouvrages en réduisant les opérations de maintenance et permet finalement des coûts réduits (Massicotte, 2015).

2.5 Joints de chevauchement

Comme vu précédemment, l'un des points clés dans la méthodologie de la construction accélérée des ponts est les joints de chevauchement permettant de relier entre eux les différents éléments préfabriqués. Depuis les améliorations aux exigences de conception parasismiques introduites dans la norme CSA S6-00 (CSA 2000), il n'est plus possible au Canada d'avoir un joint de chevauchement dans une zone de rotule plastique pour garantir une ductilité suffisante avec les méthodes de construction traditionnelles.

L'utilisation de BFUP permet toutefois d'éliminer cette restriction avec le développement de joints en BFUP atteignant les mêmes niveaux de ductilité qu'un cas de conception monolithique comme présenté au 2.1.3.

2.5.1 Liaison armature béton

Dans un joint de chevauchement tous les efforts sont transmis à travers l'interaction entre l'armature et le béton. Les charges cheminent entre les barres chevauchées de deux éléments d'une structure en béton armé à travers le béton. Lorsqu'une barre chevauchée est en traction une certaine longueur d'ancrage est nécessaire pour que l'acier puisse atteindre la plastification : c'est la longueur de développement. Les contraintes tangentielles entre l'armature et le béton permettent de caractériser la qualité de la liaison.

La liaison entre l'armature et le béton permettant le transfert des efforts est le résultat de trois mécanismes différents (Lutz & Gergely, 1967) :

- l'adhésion chimique ;
- le frottement entre deux surfaces rugueuses ;
- la butée mécanique des crénelures sur le béton environnant.

L'adhésion chimique et le frottement ne résistent qu'à de faibles contraintes tangentielles (ACI Committee, 2003; Roy, Hollmann, & Wille, 2017) et les transferts mécaniques entre l'armature et le béton se font majoritairement à travers la butée des crénelures. La performance d'une liaison entre l'armature et le béton est exprimée à l'aide d'une courbe contraintes tangentielles-glissement (Figure 2.15).

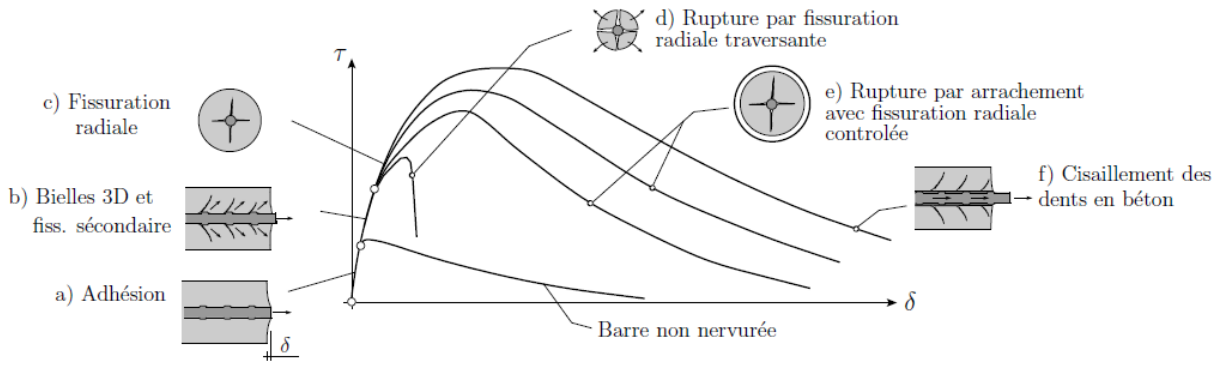


Figure 2.15 Représentation schématique contraintes tangentielles-glissement d'un essai d'arrachement (Redaelli, 2009)

Lorsqu'une traction est imposée dans l'armature les crénelures viennent se mettre en contact avec le béton environnant y créant par la même occasion des bielles de compression inclinées. La

composante parallèle de cette bielle permet la liaison entre les deux matériaux et entraîne autour de la crénelure une compression du béton (face avant chargée) et la création de fissures secondaires (face arrière non sollicitée). La composante perpendiculaire entraîne la formation d'un anneau en tension autour de la barre pour équilibrer les efforts.

Lorsque les efforts de traction dans l'anneau dépassent la résistance du béton à la traction une fissure de fendage longitudinale apparaît le long de la barre.

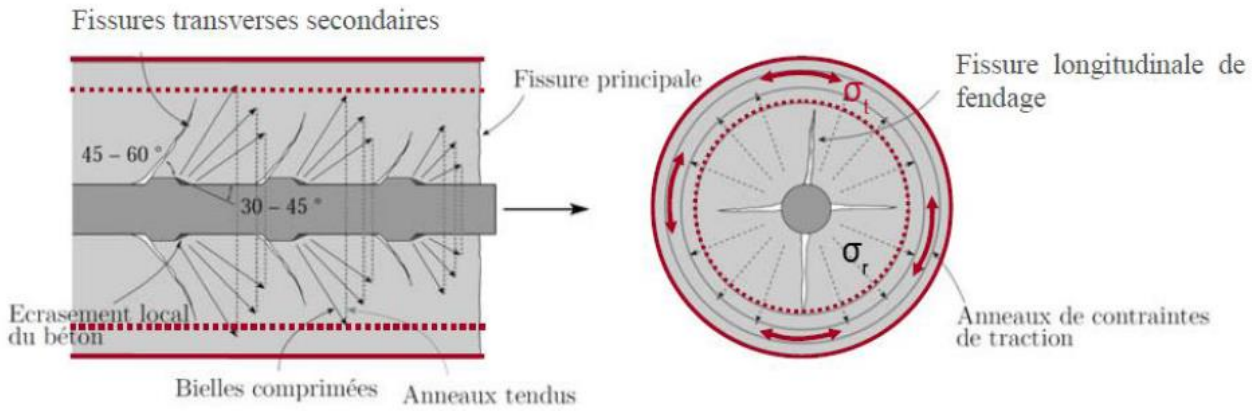
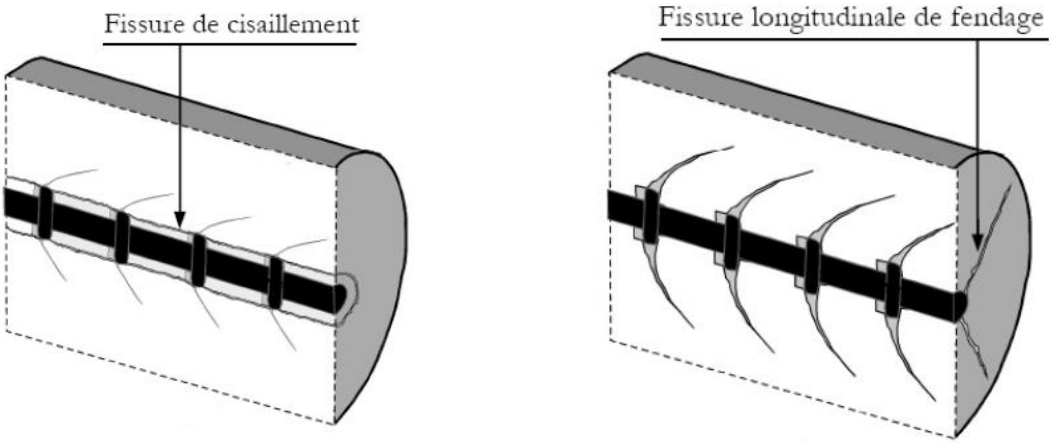


Figure 2.16 Mécanisme de butée des crénelures (Redaelli, 2009)

Lorsque l'enrobage de la barre et le confinement en général sont insuffisant, la fissure de fendage se propage jusqu'à la surface du béton et entraîne éventuellement le déchaussement de la barre : c'est la rupture par fendage. En contrepartie, lorsque la contrainte tangentielle dépasse la résistance en cisaillement du béton, on observe plutôt un écrasement du béton au niveau des crénelures : c'est le mode de rupture d'arrachement de l'armature du béton.



a) Rupture par arrachement b) Rupture par fendage

Figure 2.17 Modes de rupture (Lettow, 2006)

2.5.2 Joint de chevauchement avec contact

2.5.2.1 Mécanismes de transfert d'effort

Une des méthodes de conception classique pour un joint de chevauchement consiste à mettre les barres chevauchées en contact. Dans ce cas la longueur de chevauchement correspond à la longueur de contact entre les deux barres. Cette longueur doit être conçue pour que les barres plastifient avant qu'une rupture dans le béton ne survienne.

Le comportement d'un joint de chevauchement avec contact est globalement identique à celui d'une barre ancrée. La Figure 2.18 présente le mécanisme du transfert d'effort entre deux barres en contact. On constate notamment que l'anneau de tension du cas d'une barre seule prend une forme ovale dans le cas d'un chevauchement en contact. Les modes de rupture restent les mêmes que pour le cas d'une barre seule ancrée. Cependant la fissure par fendage est dans ce cas la plus fréquente et est caractérisée par l'apparition d'une fissure longitudinale permettant le glissement relatif des deux barres.

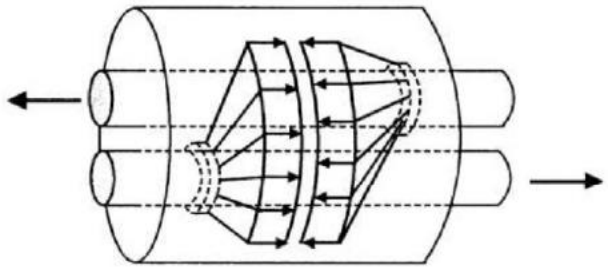


Figure 2.18 Mécanisme de transfert d'effort dans un joint de chevauchement (Spieth, 2002)

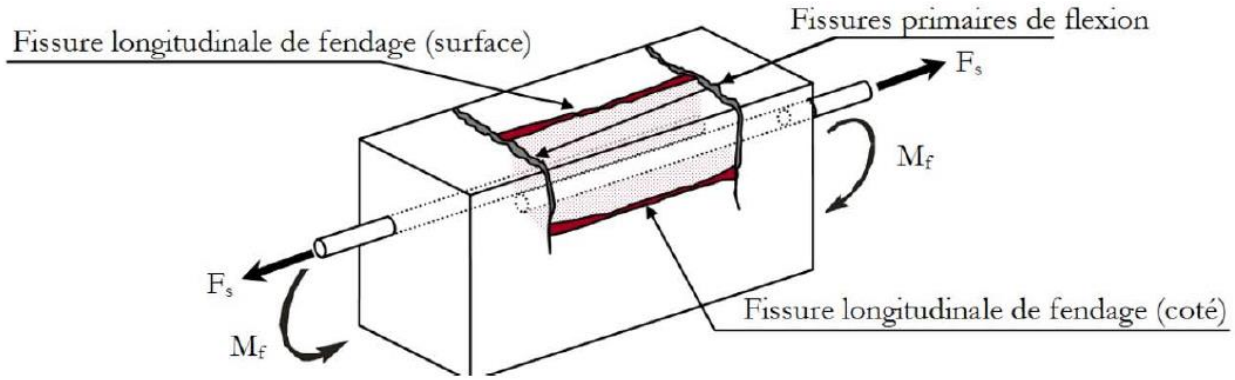


Figure 2.19 Fissures primaires de flexion et fissures longitudinales de fendage en zone de chevauchent (Lagier, 2015)

Les schémas de fissuration dans le cas d'un chevauchement en contact dépendent de la disposition des armatures. La fissure par fendage se développe dans le plan longitudinal des barres, dans un schéma de fissures « en V » ou selon un mélange de ces deux cas, et ce, en fonction de la distance relative des paires d'armatures, l'enrobage vis-à-vis de la plus proche surface ou encore du confinement supplémentaire (étrier, post-tension, etc.) (Ferguson & Briceno, 1968; Ferguson & Krishnaswamy, 1971; Tepfers, 1973). Ces différents schémas de fissuration sont présentés dans la Figure 2.20 (Eligehausen, 1979).

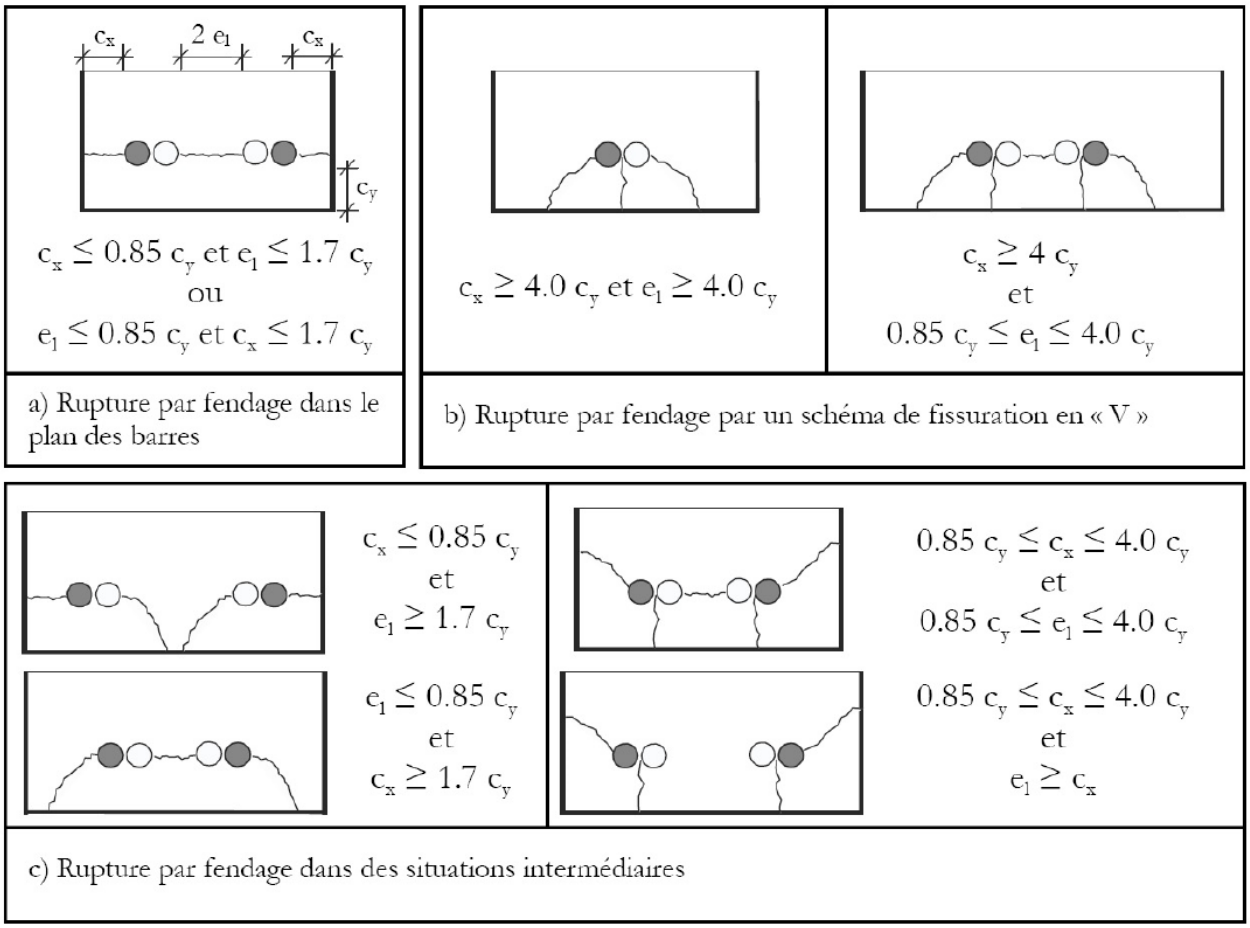


Figure 2.20 Orientation de la fissuration de fendage (adapté de (Eligehausen, 1979))

2.5.2.2 Facteurs influençant les performances d'un joint de chevauchement en contact

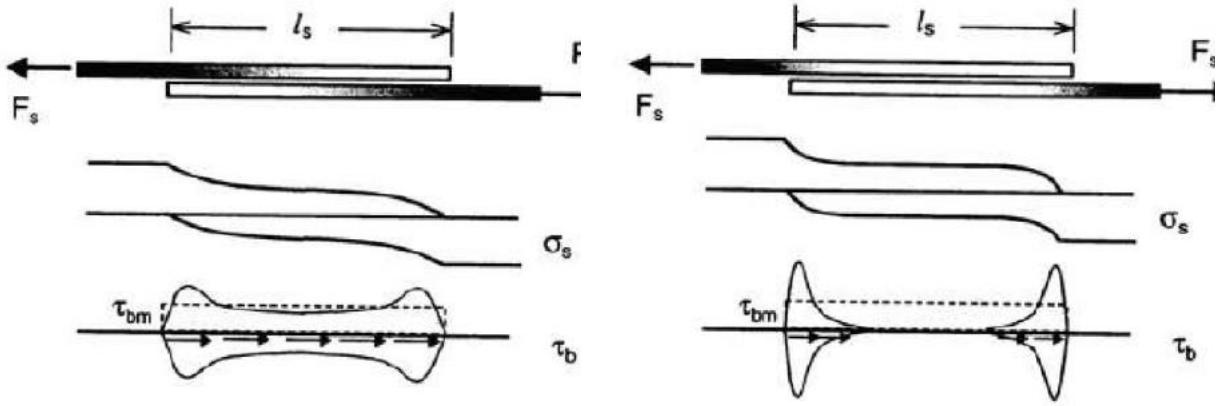
La performance d'un joint de chevauchement en contact dépend de nombreux paramètres rendant son étude et évaluation compliquée. Un résumé des principaux facteurs est présenté dans la suite de ce paragraphe. L'ACI (2003) classe ces paramètres dans trois groupes : propriétés du béton, propriétés de l'armature et propriétés structurales. Une description plus détaillée de l'effet de chacun de ces paramètres pourra être trouvée dans l'ACI (2003).

Propriétés du béton

Comme montré précédemment les modes de ruptures par fendage ou par arrachement dépendent directement de la résistance du béton. La résistance en compression est engagée dans le contact entre le béton et la crénelure, la résistance en cisaillement dans le mode de rupture par arrachement et la résistance à la traction pour le fendage. Les études expérimentales s'accordent sur la

conclusion que la capacité du joint augmente avec la résistance en compression du béton f'_c mais différent quant à l'ordre de cette relation. Pour le cas d'un béton ordinaire les codes ACI 318-08 (2008) et AASHTO (2010) préconisent dans le calcul des longueurs de développement l'utilisation de $f'_c{}^{1/2}$, relié à la résistance en traction. Cependant des études montrent que la capacité du joint serait plutôt reliée à $f'_c{}^{1/4}$ s'il n'y pas d'armatures transversales et que le surplus de résistance attribuables à la présence d'armatures transversales serait reliée à $f'_c{}^{3/4}$ (Zuo & Darwin, 2000).

Dans le cas de l'utilisation des bétons hautes-performances (BHP) des différences sont notées par rapport au béton ordinaire, notamment au niveau de l'interface avec l'armature (Azizinamini, Stark, Roller, & Ghosh). Du fait de la meilleure résistance en compression dans le cas d'un ancrage avec du BHP, les premières crénelures peuvent reprendre une plus grande quantité d'effort avant que les crénelures suivantes ne soient engagées pour buter sur le béton. Le même phénomène est observé dans le cas d'un joint de chevauchement. Ce comportement amène une plus forte sensibilité des BHP à la rupture par fendage puisque la résistance en traction au niveau de l'anneau en tension, qui n'augmente proportionnellement pas autant que la résistance en compression pour un BHP (Azizinamini et al.), est atteinte avant la participation de toutes les crénelures.



a) Béton ordinaire b) Béton haute performance

Figure 2.21 Transferts d'efforts d'un joint de chevauchement (Spieth, 2002)

L'utilisation de bétons renforcés de fibres a montré une contribution positive pour la performance des joints. Les fibres permettent de contrôler l'initiation et la propagation des fissures dans le cas d'une rupture par fendage. Les propriétés en post-fissuration notamment des bétons fibrés permettent d'atteindre de plus haut niveau de ductilité qu'avec du béton ordinaire. Harajli, Mohamed (2010); Harajli, M., Hamad et Karam (2002); Harajli, M. H., Hout et Jalkh (1995) ont

montré le lien entre le pourcentage de fibres et la performance du joint : sous chargement monotonique la ductilité est proportionnelle au pourcentage de fibres.

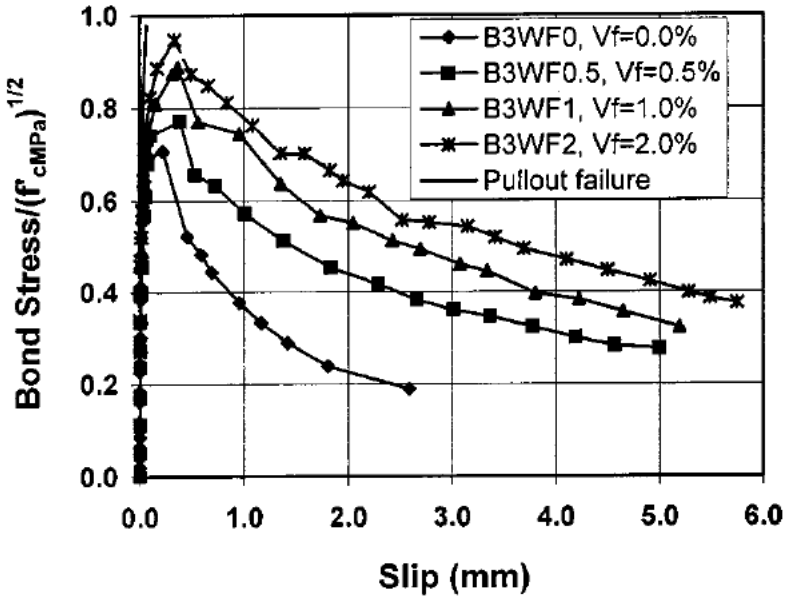


Figure 2.22 Comportement de la liaison sous chargement monotonique de BRF (Harajli, M. et al., 2002)

Propriétés de l'armature

Le mécanisme de transferts d'efforts dans un joint de chevauchement repose en grande partie sur l'action des crénelures. La géométrie de ces crénelures a ainsi un impact majeur sur la performance du joint. La norme ASTM A 706 (ASTM 2009) impose des valeurs à respecter pour la hauteur et l'espacement des crénelures basées sur les résultats de Clarck (1946, 1950) qui observait que la résistance du joint augmentait avec l'aire relative des crénelures (ratio de l'air projeté de la crénelure normal à l'axe de la barre et le périmètre de la barre multiplié par l'espacement centre à centre des crénelures). Cependant des études plus récentes de Darwin, Tholen, Idun et Zuo (1996) montrent qu'en l'absence de barres transversales, la résistance du joint ne dépend pas des crénelures mais que si des barres transversales sont présentes la résistance augmente avec l'aire relative des crénelures.

La plastification des armatures a aussi un effet sur la résistance du joint. Shima, Chou et Okamura (1987) montrent sur des tests « pull-out » que la résistance maximale d'un joint de chevauchement en phase post-plastification est bien plus basse que dans le cas élastique.

Propriétés structurales

La première propriété structurale impactant la performance d'un joint est la longueur de chevauchement, cette longueur devant être suffisamment grande pour que la barre plastifie avant rupture du béton. Canbay et Frosch (2005) ont montré une corrélation entre la résistance du joint de chevauchement et la racine carrée du ratio de la longueur de chevauchement sur le diamètre des barres. Il est également observé qu'au-delà d'une certaine longueur de chevauchement (45 d_b pour du béton ordinaire) l'augmentation de cette longueur n'améliore plus la résistance du joint (CRSI, 2011).

De la même manière, l'enrobage a un impact sur la performance du joint, tant au niveau de la résistance maximale qu'au niveau de l'orientation des fissures comme montré au paragraphe précédent. Pour un joint en béton ordinaire Redaelli (2009) préconise un enrobage minimal de 4.5 d_b pour éviter une rupture par fendage.

La présence d'armature de confinement est également un paramètre majeur de la performance du joint de chevauchement en contact. L'impact positif des armatures transversales est directement relié à la distance des barres de l'armature chevauchée pour intercepter la fissuration le plus tôt possible dans sa diffusion. C'est un confinement passif puisqu'il ne participe à la résistance du joint qu'une fois la fissure s'est ouverte et a atteint la barre transversale. Ce confinement dépend du nombre de barres transversales, de leur répartition le long du joint, de leur espacement et de leur diamètre.

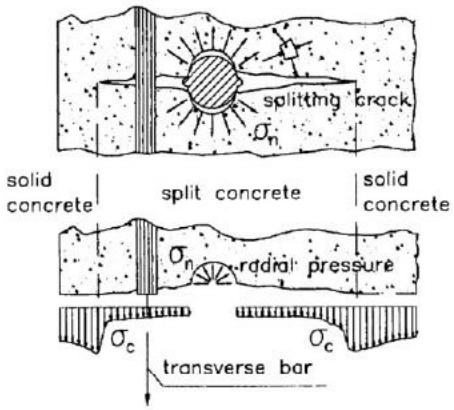


Figure 2.23 Confinement par étriers transversaux (Giuriani, Plizzari, & Schumm, 1991)

2.5.3 Chevauchement sans contact

La majeure partie des études sur les joints de chevauchement ont été faites avec des joints en contact. Cependant le fonctionnement d'un joint sans contact peut se révéler légèrement différent.

Dans ses toutes premières versions, la norme ACI 408 (ACI Committee) exigeait un espacement minimal entre les barres chevauchées pour permettre les passages des granulats. En 1963 la nouvelle version de la norme ACI permettait désormais un espacement nul et des chevauchements en contact. À partir de la version de 1978, l'espacement maximal d'un joint de chevauchement a également été limité au minimum entre un cinquième de la longueur de chevauchement requise et 6 po (150 mm).

Avant les années 1960, peu d'études ont été menées sur la différence entre joints avec et sans contact et il était majoritairement considéré que ces deux types de configuration amenait à la même performance (Sagan, Gergely, & White, 1991). Cependant ces études n'avaient été faites qu'avec des espacements faibles (inférieurs à 3 d_b), avec peu d'armature et pour des bétons avec des résistances en compression inférieures à 35 MPa.

Dans un joint de chevauchement sans contact, au contraire d'un joint avec contact, la longueur de développement ne correspond pas à la longueur de chevauchement. L'étude de la fissuration montre que les fissures sont diagonales entre les barres (Figure 2.24). Il est donc nécessaire de raisonner avec la longueur effective de chevauchement (Figure 2.25) dans le cas sans contact.

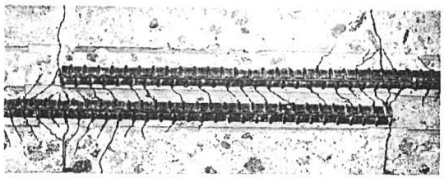


Figure 2.24 Fissuration entre deux barres chevauchées sans contact (Goto & Otsuka, 1979)

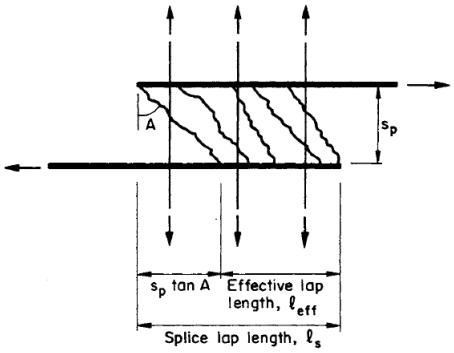


Figure 2.25 Longueur effective de chevauchement (Sagan et al.)

Au début des années 1990 Sagan et al. (1991) ont réalisé une étude plus poussée du comportement des joints de chevauchement sans contact (Figure 2.26). Les paramètres étudiés sont l'espacement des barres chevauchées, la résistance du béton, la taille des barres, l'effet du renforcement latéral et la longueur de chevauchement. L'étude de chaque spécimen était d'abord faite avec un chargement monotonique puis avec un chargement cyclique à la plastification du spécimen jusqu'à la rupture finale.

Les auteurs montrent que le chevauchement des barres sans contact peut être modélisé par un treillis où des bielles de béton en compression se forment entre les crénelures des barres chevauchées et où les barres et les armatures transversales représentent les tirants (Figure 2.27). D'autres articles décrivent le même comportement (Hamad & Mansour, 1996; McLean & Smith, 1997).

Le mode de rupture majoritaire de ces spécimens était une fissure de fendage dans le plan entre les deux barres chevauchées. L'étude permet d'observer que quand la distance entre les barres augmente, le mode de rupture change pour une surface de fissuration diagonale dans le béton entre les barres. On observe également que la performance du chevauchement augmente quand des renforcements transversaux sont installés.

Finalement, l'étude indique que la charge maximale reprise par un joint de chevauchement sans contact est indépendante de l'espacement entre les barres jusqu'à 6 d_b pour un chargement monotonique.

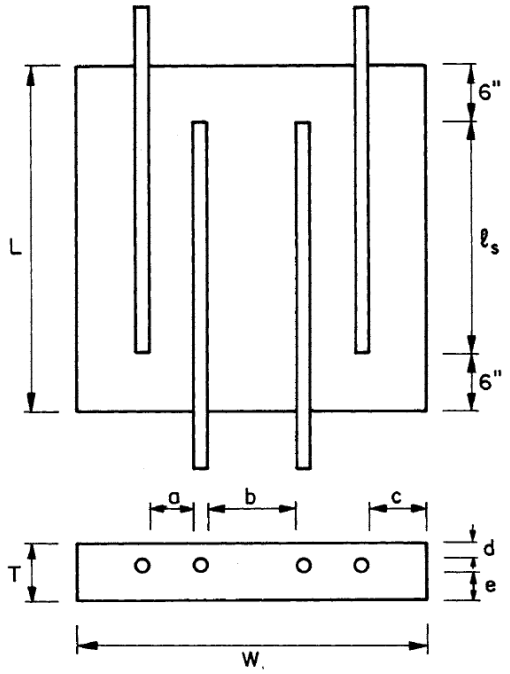


Figure 2.26 Spécimen de joints de chevauchement sans contact (Sagan et al.)

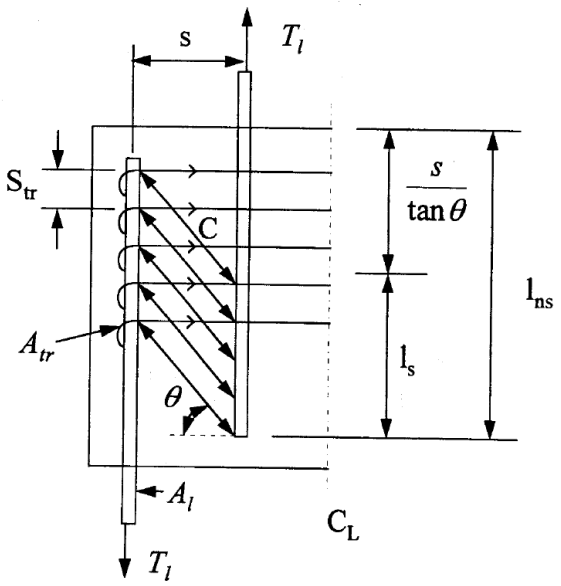


Figure 2.27 Modèle de treillis pour le chevauchement sans contact (McLean & Smith, 1997)

Smith (1995) et McLean ont également étudié le comportement des joints sans contact dans la connexion colonne-pieux des ponts. Ils ont réalisé des tests avec la même géométrie que Sagan dans son étude de 1996. De leurs études ils recommandent que la longueur de chevauchement sans contact soit prise comme la somme de la longueur de chevauchement requise standard (pour un cas avec contact) avec l'espacement des barres chevauchées (2.11). Ils observent également que des étriers augmentent la performance du joint et émettent des recommandations pour l'espacement des étriers dans le cas d'une colonne (2.12). L'espacement des étriers d'un joint sans contact en deux dimensions (2.13) est également déterminé dans une suivante étude (McLean & Smith, 1997).

$$l_{ns} = l_s + s \tag{2.11}$$

$$s_{tr} = \frac{2\pi A_{tr} f_{ytr} l_s}{A_l f_u} \tag{2.12}$$

$$s_{tr} = \frac{A_{tr} f_{ytr} l_s}{A_l f_u} \tag{2.13}$$

Avec :

- l_{ns} = longueur de chevauchement sans contact ;
- l_s = longueur de chevauchement standard requise ;
- s = espacement des barres chevauchées ;
- s_{tr} = espacement des étriers ;
- A_{tr} = aire des étriers ;
- f_{ytr} = limite élastique de l'acier des étriers ;
- A_l = aire des barres longitudinales ;
- f_u = contrainte ultime de l'acier des barres longitudinales.

La validité des conditions limites d'espacement des barres a été vérifiée par Hamad et Mansour dans une étude parue en 1996 (Hamad & Mansour, 1996). Une série de 17 dalles (Figure 2.28) avec un chevauchement sans contact a été testée en flexion. L'espacement des barres et la longueur d'ancrage étaient étudiés dans cette campagne, avec notamment des espacements supérieurs aux recommandations de l'ACI 318.

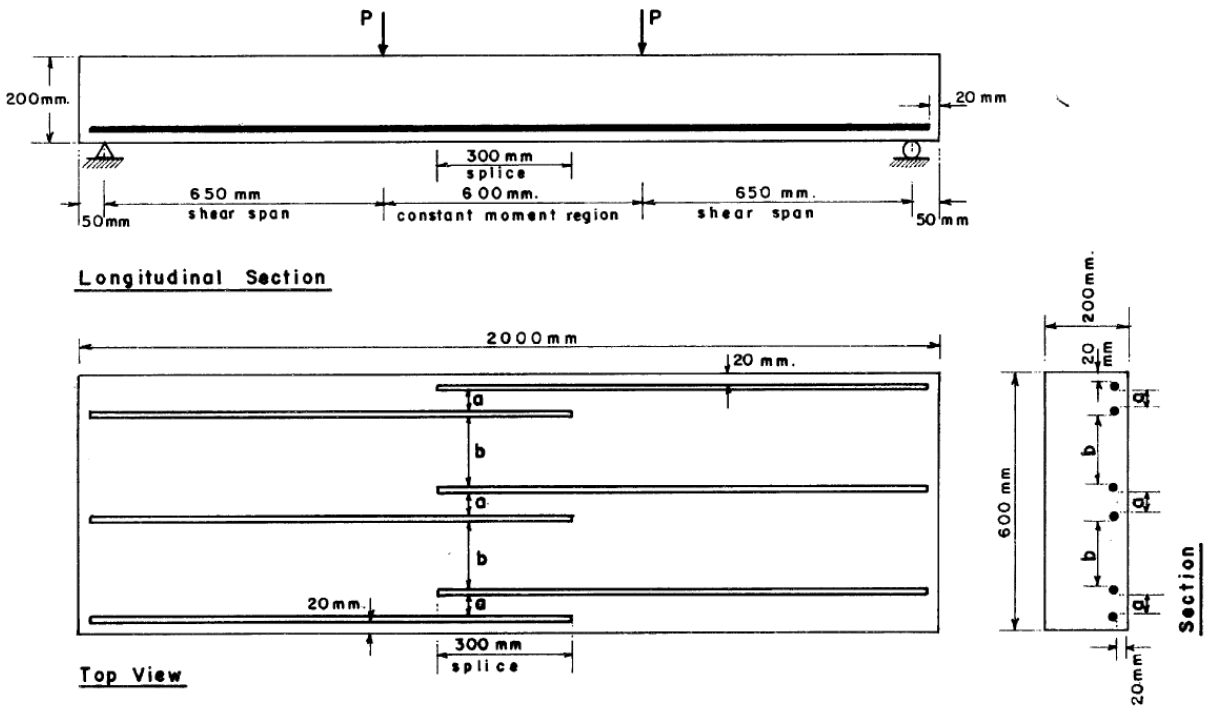


Figure 2.28 Spécimen dalle avec joint de chevauchement sans contact (Hamad & Mansour, 1996)

Hamad et Mansour observent que les joints sans contacts développent une résistance dans le joint supérieure au cas des joints avec contact avec notamment un maximum pour un espacement de 5 d_b. Ils en déduisent que les recommandations de l'ACI 318 sont conservatrices et la limite d'espacement des barres chevauchées pourrait être fixée à 30% de longueur de chevauchement au lieu de 20% (Hamad & Mansour, 1996).

2.5.4 Utilisation du BFUP dans les joints de chevauchements

Comme montré au paragraphe 2.5.2.2 la performance d'un joint de chevauchement dépend des propriétés du béton utilisé. En ce sens l'utilisation de BFUP, reconnu notamment pour l'amélioration des propriétés en traction du BFUP, a un fort impact positif sur la conception des joints.

Plusieurs études ont montré une amélioration significative de la résistance d'un joint de chevauchement grâce à l'utilisation d'un BFUP. Dans le cas de l'étude d'un joint de chevauchement de pile Boucher-Proulx (2008) a montré une augmentation considérable de la ductilité et une élimination de la rupture par fendage pour le cas du joint en BFUP en comparaison

avec la pile de référence en béton ordinaire pour une pile réparée. Les mêmes résultats sont trouvés par Darveau (2018) sur une étude de joint de chevauchement en BFUP sur une pile circulaire préfabriquée.

Des études de joint de chevauchement en contact avec du BFUP ont été réalisées par Lagier (2015) sur un dispositif de traction directe. Il montre notamment que l'augmentation du pourcentage de fibres accroît la capacité maximale dans les barres d'armature tendues et retarde l'initiation et la propagation de la fissure de fendage lorsque la longueur de chevauchement n'est pas suffisante pour atteindre la plastification des barres. De plus les ruptures sont toutes ductiles même avec un faible pourcentage de fibres. Avec une longueur d'ancrage de 12 d_b, un enrobage de 1.2 d_b et un BFUP avec 4% de fibres, Lagier a observé une plastification des barres de grade 400W de diamètres 25M et 35M.

Dans le cadre des joints de chevauchement sans contact, d'exhaustives campagnes ont été réalisées par Yuan et Graybeal (2015). Si l'espacement entre les barres chevauchées est inférieur à $\ell_s \tan(\theta)$, avec θ l'angle entre les fissures et les barres chevauchées, alors la résistance du joint sans contact à espacement symétrique est supérieure à celle du joint en contact. Pour des espacements plus grands, la fissure n'est plus reprise par les barres adjacentes et le joint n'est plus finalement qu'une succession d'ancrages pour lesquels seules les propriétés du béton et de son environnement direct rentrent en compte.

Lors de leur campagne expérimentale, Yuan et Graybeal (2014) ont testé en traction des barres #5 haute résistance chevauchées avec des barres #8 dans du BFUP 2%. Les barres étaient installées dans un muret permettant de recréer une continuité et étaient testées une à une (Figure 2.29). Les paramètres étudiés dans cette campagne sont : la longueur d'ancrage, l'enrobage, l'espacement des barres, la résistance en compression du béton, le type, le diamètre et la limite élastique de l'armature et la direction de coulée.

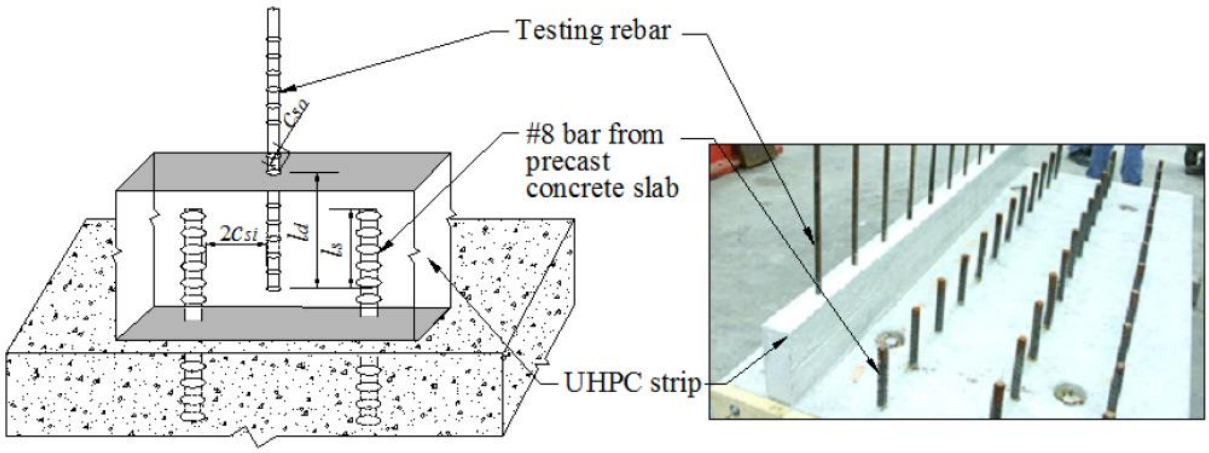


Figure 2.29 Spécimen de muret continu pour chevauchement sans contact de (Yuan & Graybeal, 2015)

Le constat majeur de cette étude est que la relation entre la contrainte maximale dans la barre et la longueur d'ancrage est linéaire pour les valeurs étudiées (Figure 2.30). Comme dit plus haut, le deuxième constat majeur est que les contraintes tangentielles sont maximales et constante quand l'espacement des barres est supérieur à l'enrobage et inférieur à $\ell_s \tan(\theta)$ (Figure 2.31). Au-delà de cette limite, les contraintes tangentielles redescendent et ne sont plus que dépendantes des propriétés du BFUP. Ils ont également observés que la plastification a un impact négatif sur la capacité du joint : quand la barre plastifie la résistance maximale du joint est inférieure à celle de même géométrie pour une barre qui n'a pas plastifié. Cette différence est attribuée à l'effet de Poisson qui implique une contraction de la barre après la plastification et donc un désengagement des crénelures de la barre du béton entraînant la chute de la résistance.

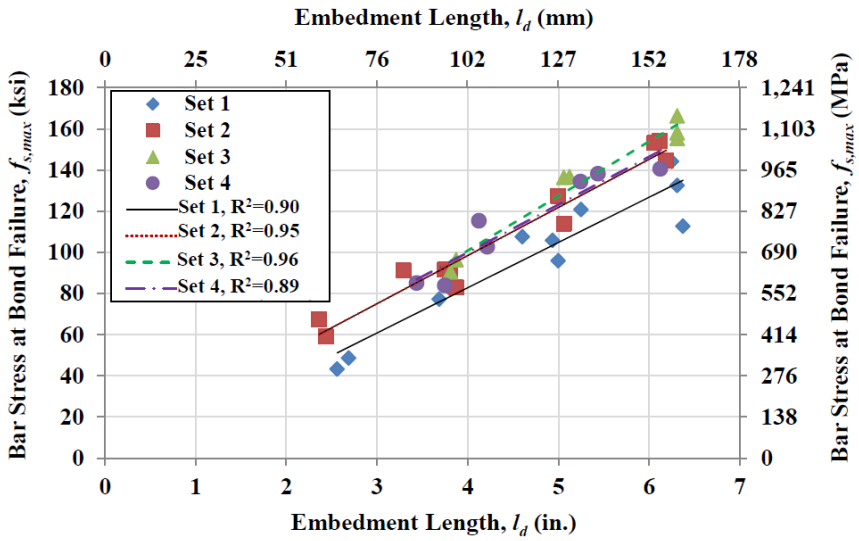


Figure 2.30 Contrainte maximale dans la barre en traction en fonction de la longueur d'ancrage (Yuan & Graybeal, 2014)

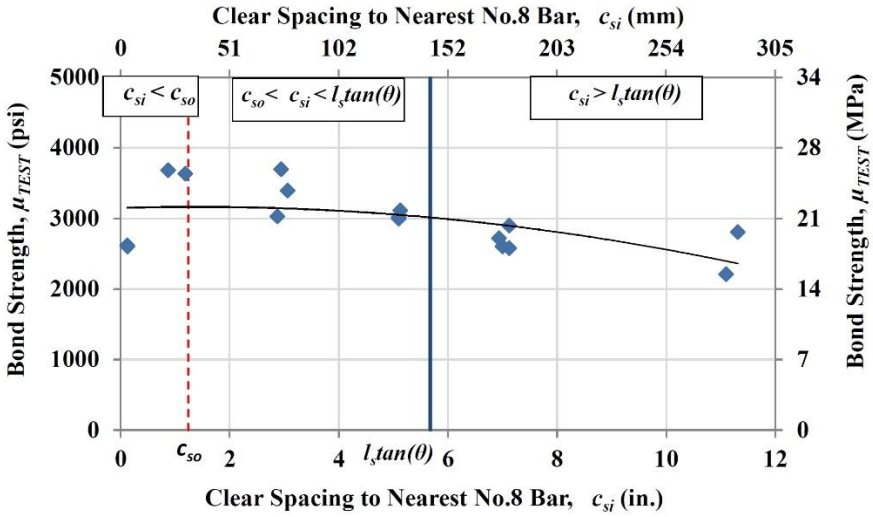


Figure 2.31 Contrainte tangentielle maximale du test en fonction de l'espacement des barres à enrobage constant (Yuan & Graybeal, 2014)

Qiao, Zhou et Srinivas (2016) et Peruchini, Stanton et Calvi (2017) ont réalisé le même type d'essai et obtenu les mêmes tendances de relation linéaires pour leurs valeurs d'étude entre la capacité maximale et la longueur d'ancrage. Contrairement avec ce qui avait été obtenu par Yuan et Graybeal, Peruchini a observé que l'enrobage pour des valeurs comprises entre 1 po et 2.5 po n'a pas d'effet sur la capacité malgré des ruptures par fendage. Il explique cette différence par le fait

que Yuan & Graybeal avaient utilisé des barres haute résistance alors que lui a utilisé des barres classiques qui ont plastifié durant l'essai.

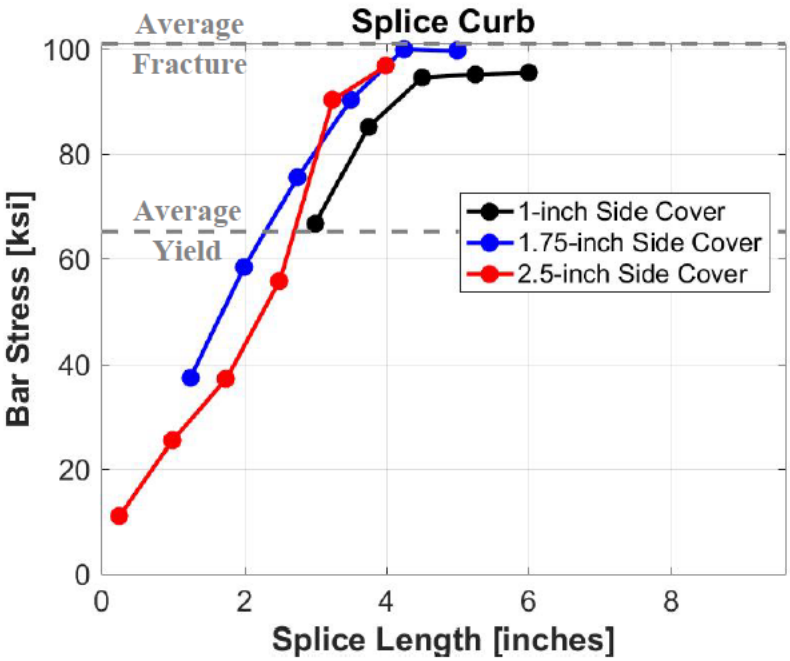


Figure 2.32 Contrainte dans la barre en fonction de la longueur de chevauchement pour des tests sur murets (Peruchini 2017)

Des tests sur des joints de dalles en moment constant avec chevauchement sans contact symétriques avec du BFUP ont été réalisés par Graybeal (2010), Lee et Lee (2015) et Peruchini et al. (2017). Les auteurs s'accordent sur la conclusion que l'utilisation de BFUP permet de grandement augmenter la performance de ces joints. En moyenne une longueur d'ancrage de 10 diamètres de barres est suffisante pour permettre de développer la résistance plastique dans la barre. Dans leurs essais, Lee et Lee (2015) ont également étudié l'effet de différentes connections entre les barres chevauchées (Figure 2.33). Ils en concluent qu'utiliser des barres droites est équivalent dans des joints en BFUP à utiliser des barres avec crochets ou des U.

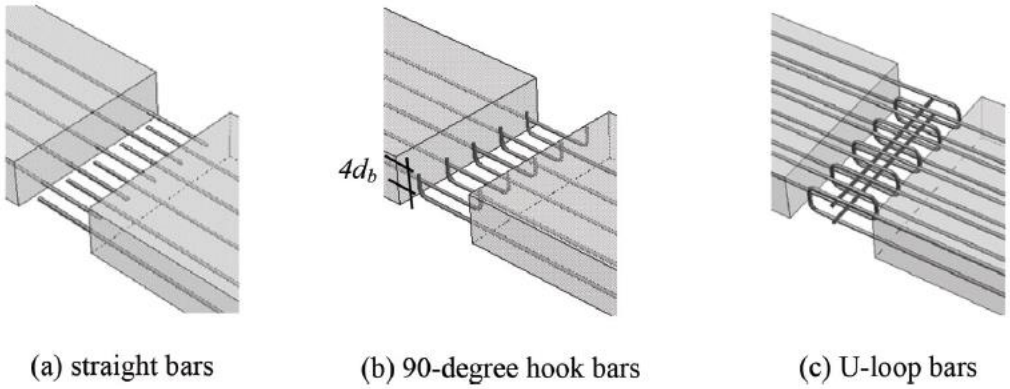


Figure 2.33 Joint de chevauchement sans contact à espacements symétriques (Lee & Lee, 2015)

2.6 Essais isolés de traction directe avec BFUP

L'essai d'ancrage « Pull out » (RILEM, 1970) été historiquement développé pour étudier l'ancrage d'une armature dans du béton ordinaire. Tout comme pour le béton ordinaire, l'utilisation de cette méthode d'essai avec du BFUP est déconseillée car le vérin tirant sur la barre repose sur le bloc de béton dans lequel la barre est ancrée et induit un champ de compression aidant à la performance de l'ancrage.

Des essais de type poutre « beam » (RILEM, 1970), où un chevauchement est installé au milieu ou au bout d'une poutre mise en flexion, ont aussi été développé. Cependant ces tests présentent plusieurs inconvénients car ils sont plus compliqués à mettre en place, coûteux et ne permettent pas une mesure claire du glissement. Les travaux réalisés avec cette géométrie d'essai et du BFUP, ainsi que les tests de type muret, permettant de représenter des conditions de joints de chevauchement en conditions proches de la réalité, tel que présenté dans la partie précédente.

Pour tester localement l'ancrage de l'armature dans le BFUP et en déduire le comportement de l'interaction armature-BFUP des modifications ont été apportées à l'essai pull out.

Heshe (1988) a réalisé des tests sur deux géométries appelées FA (aussi désigne comme Direct Pull Out test) et FAK (Figure 2.34) où il propose d'ancrer deux barres dans un bloc de BFUP (6% de fibres) et de tirer sur les deux extrémités à la fois pour mettre le joint en tension sans rajouter de compression supplémentaire sur le bloc de béton.

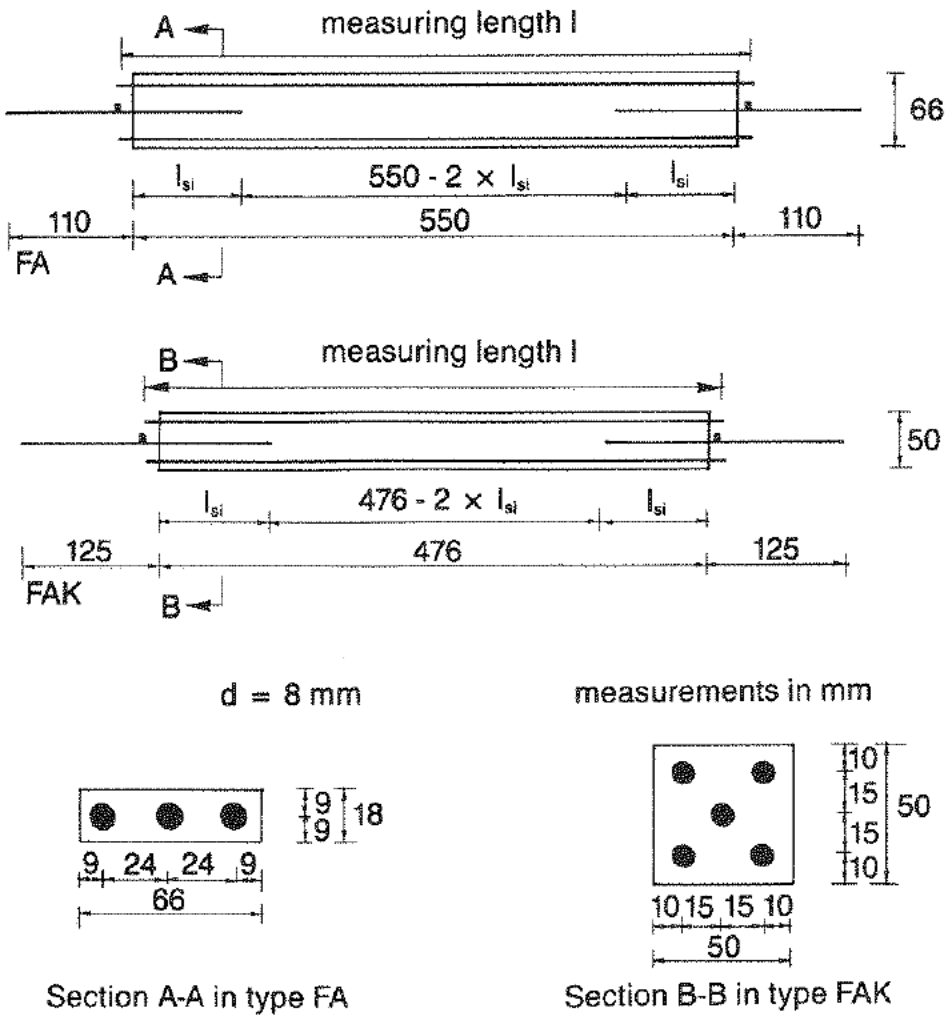


Figure 2.34 Essai d'ancrage dans du béton FA et FAK (Heshe, 1988)

Dans cette étude des longueurs d'ancrages de barres 10M comprises entre 15 et 115 mm (1.88 et 14.4 d_b) avec des enrobages de 5 et 21 mm (0.63 et 2.63 d_b) sont étudiées. Les résultats montrent des ruptures par fendage le long de la barre en traction pour tous les spécimens. Pour les valeurs étudiées une correspondance linéaire peut être trouvée entre la longueur d'ancrage et la contrainte maximale développée dans la barre. Une augmentation de cette contrainte maximale est également observée avec une augmentation de l'enrobage. Les fibres sont considérées comme responsables des bonnes performances de ces essais avec notamment une contrainte maximale trois fois supérieure à ce qui aurait pu être obtenu avec la même matrice sans fibres (Heshe, 1988).

Nielsen, Olesen et Aarup (1996) reprennent les mêmes concepts de test pour étudier la performance des ancrages avec du BFUP. L'objectif de cette étude est d'étudier l'effet des fibres sur cette

performance et les résultats sont comparés avec des tests réalisés avec des bétons similaires sans fibres. Dans cette campagne expérimentale plusieurs diamètres de barres sont étudiés (entre 8 et 16 mm) avec des longueurs d'ancrages variant entre 15 et 90 mm (1.25 et 5.63 d_b) et des épaisseurs du spécimen variant entre 35 et 150 mm. En conclusion de cette étude les auteurs montrent que les fibres permettent de considérablement améliorer la performance des ancrages et donc de réduire les longueurs d'ancrages.

Aarup, Karlsen et Lindström (2000) ont repris le même concept de test Direct Pull Out en testant l'influence d'une augmentation du confinement avec des étriers ou une pression latérale. Pour une barre avec un diamètre de 8 mm ils trouvent que la longueur d'ancrage nécessaire pour obtenir une plastification de l'armature est de 50 mm, soit 6.25 d_b. Avec la présence de renforcement latéral ou de pression de confinement cette longueur descend à 30 mm, ou 3.75 d_b. Notamment une pression de confinement représentant seulement 5% de la résistance à la compression du béton permet d'augmenter la résistance de l'ancrage de plus de 60%.

Cheung et Leung (2011) ont également étudié l'interaction entre le BFUP et le béton en reprenant la géométrie des tests FAK qu'ils nomment Direct Tension Pull Bond Test (DTP-BT). L'objectif est de regarder l'influence du type de barre sur l'ancrage. Dans cette optique des longueurs d'ancrages de 5 d_b et 8 d_b avec des enrobages de 3.25 d_b et 1.875 d_b sont étudiées. Des ruptures par fendages sont majoritairement obtenues avec parfois des cônes d'arrachements pour les plus petites valeurs d'enrobage. Ils observent finalement qu'une augmentation de 2% de fibres dans un béton à haute performance permet d'augmenter la résistance du joint de 150% et que la plastification de l'armature peut être obtenue pour une longueur d'ancrage minimale de 8 d_b avec un enrobage de 3.25 d_b. Leur étude montre également que la réduction de l'enrobage fait baisser la capacité mais cette réduction peut être compensée par l'utilisation de barres avec crochet (Figure 2.35).

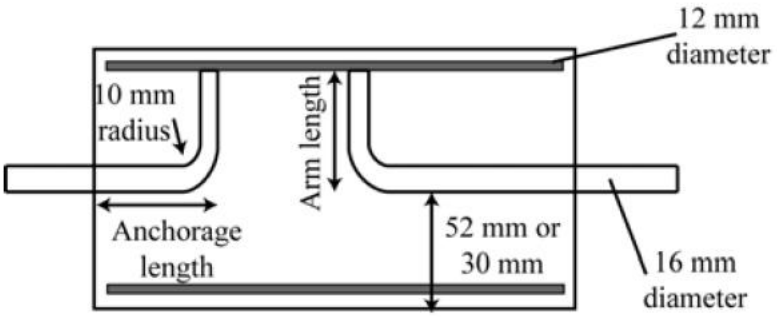


Figure 2.35 Barre avec crochet dans un essai d'ancrage (Cheung & Leung, 2011)

Fehling, Lorenz et Leutbecher (2012) ont également étudié l'influence de la longueur d'ancrage et de l'enrobage avec des essais d'ancrage Direct Pull Out dans du BFUP. Ces longueurs d'ancrage étaient comprises entre 4 et 12 d_b et des enrobages entre 1 et 2.5 d_b. Le BFUP utilisé comportait 1.5% de fibres et avait une résistance à la compression de 170 MPa. Quatre modes de ruptures différents ont été observés dans cette campagne : la plastification de l'armature, la fissuration du béton en cône d'arrachement, la fissuration en fendage de type V (Figure 2.36) et la rupture par fendage. Les différents modes de rupture des spécimens obtenus dans cette étude sont présentés à la Figure 2.36. Pour la plupart de spécimens les différents modes de rupture étaient observés lors de l'essai. Pour le cône d'arrachement Fehling a constaté notamment que la rupture était fragile et conseillait d'éviter ce mode de rupture qui se retrouve dans des cas de forts enrobages avec une petite longueur d'ancrage.

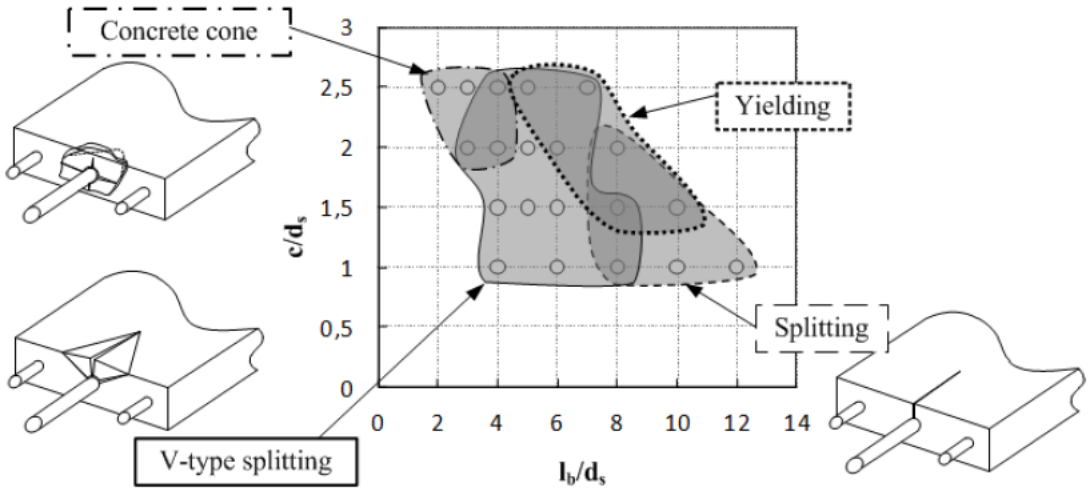


Figure 2.36 Mode de rupture des essais Direct Pull out (Fehling et al., 2012)

Dans une deuxième étude Fehling et Lorenz (2013) ont étudié l'influence de l'armature transversale sur l'ancrage dans le BFUP. Les mêmes paramètres que pour l'étude précédente sont étudiés. Les barres transversales sont installées à un tiers de la longueur d'ancrage (Figure 2.37). L'influence des armatures transversales était positive dans le cas d'une rupture par fendage de type V. Cette influence s'était révélée négative dans le cas d'une rupture par cône d'arrachement. L'hypothèse proposée pour expliquer ce résultat était que l'armature transversale installée était trop courte pour venir intercepter la fissure du cône d'arrachement et ainsi contribuer à la résistance du spécimen.

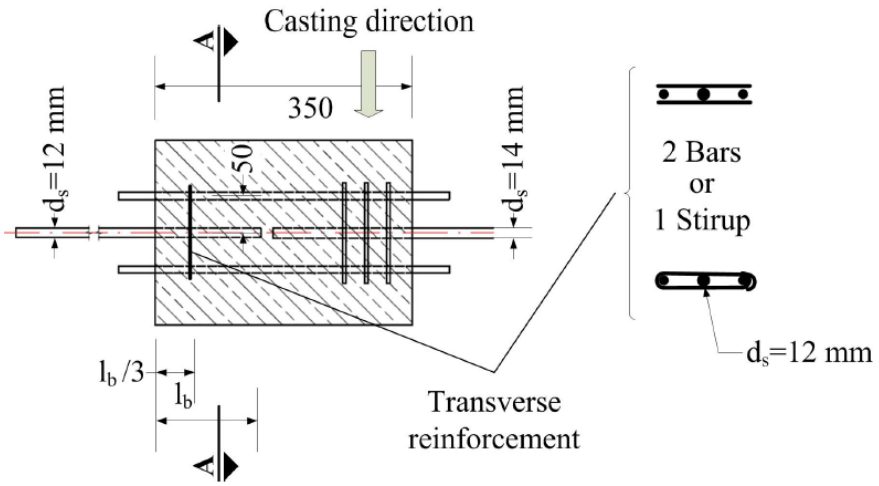


Figure 2.37 Spécimen Direct Pull Out avec armatures transversales (Fehling & Lorenz, 2013)

L'influence de l'orientation des fibres dans le BFUP dans un cas d'ancrage a été étudiée par Roy et al. (2017). À l'aide d'un système de chute, une orientation préférentiellement parallèle aux barres, perpendiculaire aux barres ou aléatoire a pu être imposée aux fibres (Figure 2.38). Comme pour les études précédentes l'essai utilisé était le Direct Pull Out. Les paramètres principalement étudiés dans cette campagne étaient le pourcentage de fibres et leur orientation. Les résultats de cette campagne ont montré que la charge maximale et la résistance du joint augmentaient avec le pourcentage de fibres et que le comportement des spécimens était ductile avec notamment une augmentation du glissement à la charge maximale avec l'accroissement du volume de fibres. Pour une géométrie donnée et le même pourcentage de fibres, une orientation perpendiculaire permettait de développer le plus fort chargement, l'orientation parallèle avait le plus faible chargement alors que l'orientation aléatoire se situait au milieu. Le glissement à charge maximale était maximal pour l'orientation perpendiculaire des fibres, minimal avec l'orientation parallèle des fibres et entre les deux pour l'orientation aléatoire.

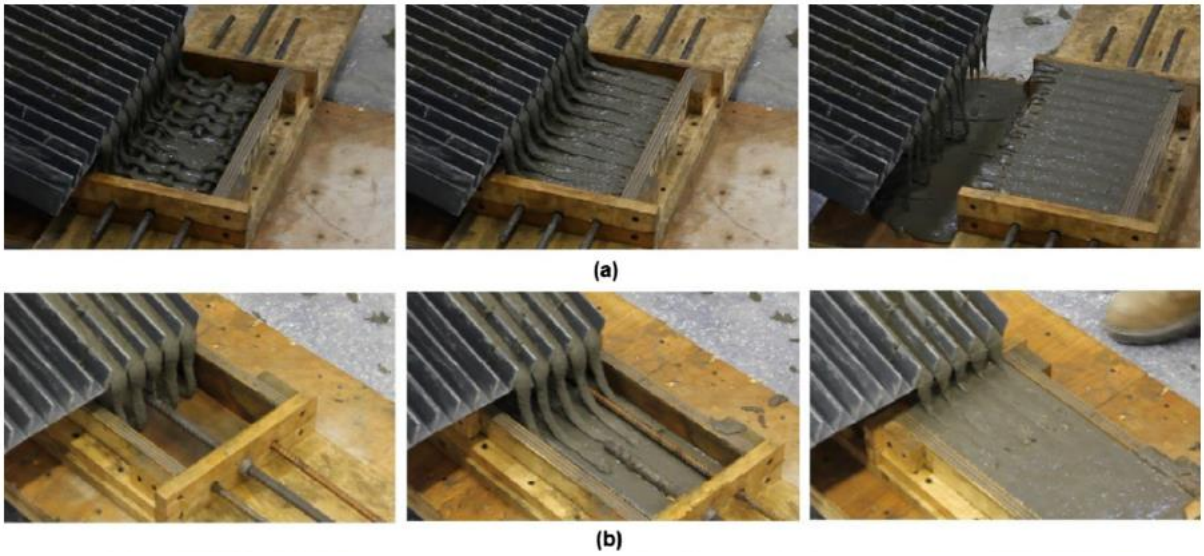


Figure 2.38 Méthode de coulé avec (a) orientation perpendiculaire des fibres (b) orientation parallèle des fibres (Roy et al., 2017)

CHAPITRE 3 CONCEPTION PRÉLIMINAIRE D'UNE CULÉE PREFABRIQUÉE

3.1 Portée et sélection des géométries et paramètres de conception

Comme vu dans la revue de littérature présentée au chapitre précédent, il est possible de faire des culées entièrement préfabriquées. La méthode d'assemblage étudiée dans ce projet de recherche est celle de connections en BFUP pour les assemblages où des efforts importants développés dans les armatures doivent être transmis d'un élément à un autre à travers le joint. La Figure 3.1 illustre ce concept. Le concept proposé à ce stade du projet de recherche est réalisable mais reste préliminaire et devrait être amélioré pour une application réelle. Dans le cadre de l'étude présentée dans ce mémoire, l'accent est seulement mis sur la préfabrication du mur de front et de son liaisonnement à la semelle. La conception des autres éléments devrait être abordée dans une prochaine étude. Enfin une culée située dans la région de Montréal sur un sol de classe C selon le code S6-19 (CSA, 2019) est considérée à cette étape préliminaire. Plus de détails sont donnés dans le rapport présenté au Ministère des Transports (Massicotte et al., 2020) d'où ce chapitre est tiré.

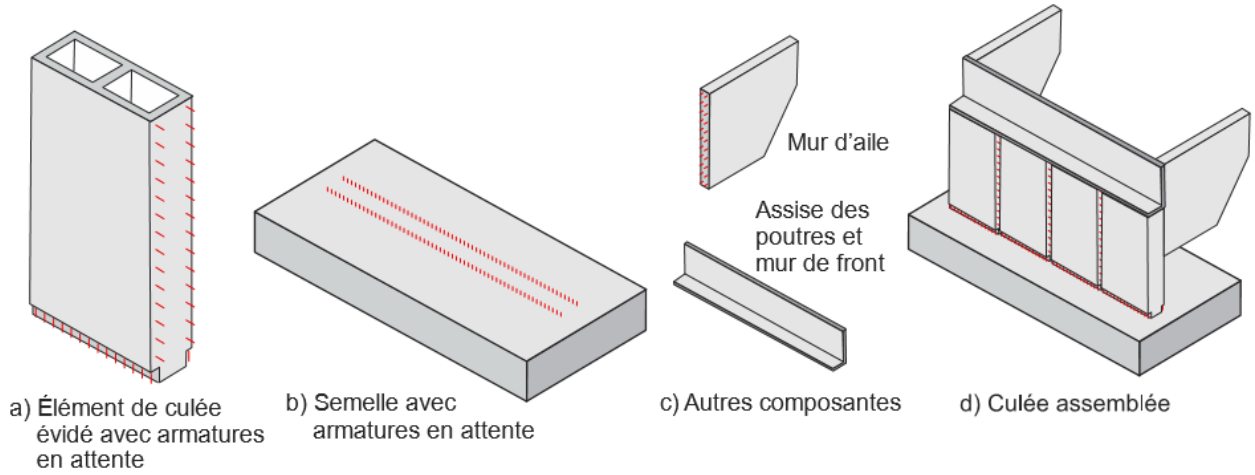


Figure 3.1 Concept général d'une culée entièrement préfabriquée

Dans le cas de cette étude, trois hauteurs de murs sont considérées : 6, 8 et 10 m alors que l'épaisseur du mur de front est pris égal à de 1.2 m. À cette étape du dimensionnement préliminaire, un caisson à cellule unique de 1.6 m de large a été sélectionné.

3.2 Conception préliminaire du module de référence

3.2.1 Options retenues

Quatre options de conception des éléments préfabriqués ont été retenus : culée pleine en béton ordinaire (BO), culée évidée en BO, culée évidée en béton renforcé de fibres (BRF) et culée évidée avec parois bicouches BO/BFUP. Les différentes options de sections sont présentées dans le Tableau 3.1 et le Tableau 3.. L'enrobage spécifié est tiré du Tome III des Normes du Ministère (Ministère des Transports du Québec) (NMTQ).

Tableau 3.1 Résumé des sections étudiées

Options	Avantages	Inconvénients	Épaisseur limite	Règles à respecter
Culée pleine en Béton ordinaire (BO), f'_c = 35 MPa	Facilité de mise en place du coffrage	Poids de l'élément pour le transport et la mise en place	S.O.	• Pour R=1 : Exigences régulières (sans considérations parasismiques) • Pour R ≥ 2 : Toutes les armatures longitudinales doivent être entourées par des étriers pour éviter le glissement sismique et des barres intermédiaires doivent être mise en place pour respecter les espacements limites
Culée évidée en BO (voir Figure 3.7)	Poids réduit pour le transport	Coffrage en une pièce ou réalisé avec plusieurs panneaux (voir Figure 3.13)	225 mm	• On doit mettre deux lits d'armatures dans chaque mur (article 8.8.5.10 code S6-19) • L'enrobage minimal côté sol est de 50 mm alors qu'il est de 65 mm sur la face extérieure (NMTQ, tableau 2B-3, mur de soutènement) • L'enrobage minimal côté évidement du caisson est de 35 mm (NMTQ, tableau 2B-3, poutre caisson); une valeur de 40 mm est considérée vue la dimension réelle de 38 mm des cales. • Les étriers groupant les barres contre le flambement doivent être à moins de 600mm d'écart (article 8.8.5.10 code S6-19), la partie rotule plastique se situe dans le joint en BFUP donc on ne suit pas les recommandations de la section 4 du code

Tableau 3.1 Résumé des sections étudiées (suite)

Options	Avantages	Inconvénients	Épaisseur limite	Règles à respecter
Culée évidée en BO (voir Figure 3.8)	Poids réduits pour le transport	Coffrage en une pièce ou réalisé avec plusieurs panneaux ((voir Figure 3.13) Remplissage en béton du vide de la culée sur chantier	140 mm	• Deuxième lit d'armature à mettre sur chantier dans les épingles laissées libre (article 8.11.2.4 tableau 8.5 code S6-19) • L'enrobage minimal côté sol côté sol est de 50 mm alors qu'il est de 65 mm sur la face extérieure (NMTQ, tableau 2B-3, mur de soutènement) • L'enrobage minimal côté évidement du caisson est de 35 mm (NMTQ, tableau 2B-3, poutre caisson); une valeur de 40 mm est considérée vue la dimension réelle de 38 mm des cales. • Les épingles groupant les barres contre le flambement doivent être à moins de 600mm d'écart (article 8.8.5.10 code S6-19), la partie rotule plastique se situe dans le joint en BFUP donc on ne suit pas les recommandations de la section 4 du code
Culée évidée en béton renforcé de fibres (BRF), $f'_c \geq 60$ MPa (voir Figure 3.9)	Poids encore réduit avec la réduction d'épaisseur Un seul lit d'armatures sans armatures transversales Durabilité	Coffrage en une pièce ou réalisé avec plusieurs panneaux (voir Figure 3.13)	140 mm	• On peut avoir seulement un lit d'armature • On peut mettre des étriers sortant en attente pour venir y installer des barres sur chantier avant de couler le béton de remplissage pour ainsi satisfaire les exigences de maintien des barres longitudinales • Même conditions d'enrobage que pour me BO
Culée évidée à mur bicouche BO/BFUP	Poids réduit Un seul lit d'armatures transversales Durabilité et étanchéité	Coffrage en une pièce ou réalisé avec plusieurs panneaux (voir Figure 3.13)	<140 mm	

3.2.2 Géométrie du tablier

L'objectif principal dans le choix du tablier de pont était de maximiser son poids propre afin d'obtenir des efforts les plus critiques possibles. Le tablier sélectionné est présenté à la Figure 3.2 alors que les propriétés des différents éléments constitutifs sont regroupées dans le Tableau 3.2.

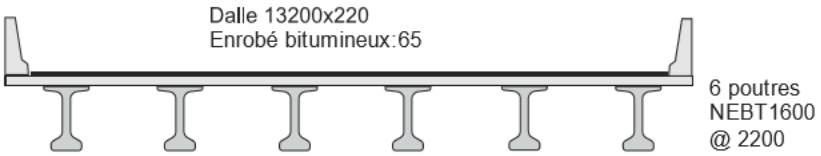


Figure 3.2 Section transversale du tablier

Tableau 3.2 Charges appliquées sur le tablier

Éléments	Poids volumique (kN/m^3)	Épaisseur (m)	Largeur (m)	Aire (m^2)	Nombre	Poids linéique (kN/m)	Poids linéique total (kN/m)
Dalle (BO)	24	0.220	13.2	2.90	1	69.7	
Enrobé	23.5	0.065	12.3	0.80	1	18.8	
Parapet	24	-	-	0.37	2	17.8	193
Poutres-NEBT1600	24.5	-	-	0.59	6	86.6	

Pour une travée de 40 m, le poids total du tablier est de 7720 kN. En considérant des culées de largeur égale à celle du tablier, les efforts suivants sont résistés par la culée fixe dans la direction longitudinale (non pondéré pour la réaction verticale; sans facteur d'accélération horizontale) :

- réaction verticale W_{Tv} = 292 kN/m;
- poids sismique horizontal W_{Th} = 584 kN/m.

Il est considéré que la force horizontale venant du tablier agit à 2.0 m (L/20) plus bas que la hauteur du mur. Enfin, aucune réduction n'a été appliquée pour la ductilité (R = 1) alors que le coefficient d'importance I_E a été pris égal à 1.0.

3.2.3 Efforts de conception

Les efforts ont été calculés pour les sites de Montréal et Charlevoix (pour fins de comparaison uniquement) pour les trois hauteurs de culées envisagées avec la méthode Mononobe-Okabe et les recommandations du MCSQ (Massicotte, 2020). Les six combinaisons indiquées au 2.2.3 ont été utilisées. Le Tableau 3.3 présente les efforts critiques. Seuls les efforts longitudinaux sont considérés à cette étape préliminaire.

Tableau 3.3 Efforts à considérer pour la conception des culées préfabriquées

Site	Hauteur (m)	M_{max} (kN-m/m)	$V_{Concomitant}$ (kN/m)	$C_{Concomitant}$ (kN/m)	Cas de charge (voir section 2.2.3)
Montréal	6	1375	587	352	C5
	8	2353	548	321	C5
	10	3718	734	350	C5
Charlevoix	6	1837	726	352	C5
	8	3218	548	352	C1
	10	5335	734	233	C1

Les résultats obtenus excèdent largement ceux calculés par Tchatat (2019) avec un modèle non linéaire calibré sur des résultats d'essais en centrifugeuse. Bien que l'étude de Tchatat ne soit qu'exploratoire, il est probable que des méthodes de calculs plus avancées puissent permettre de réduire les moments obtenus ici. Ainsi pour la suite de ce chapitre, on retient les efforts de conception suivants pour une culée de 6 m située à Montréal en supposant que des méthodes de calcul plus avancées permettront de réduire les efforts de conception pour les culées plus hautes situées dans des zones d'intensité sismique plus élevée :

- M_f = 1375 kN-m/m;
- V_f = 587 kN/m;
- C_f = 352 kN/m

Ces efforts sont ceux requis pour calculer les armatures principales de flexion situées du côté sol. Pour un élément préfabriqué de 1.6 m de longueur, les efforts deviennent :

- M_f = 2200 kN-m;
- V_f = 939 kN;
- C_f = 565 kN.

3.2.4 3.2.4 Conception préliminaire

Trois types d'éléments, illustrés sur la Figure 3.3 seront conçus avec les caractéristiques géométriques suivantes :

- en BO avec deux lits d'armatures, des parois de 225 mm et rempli avec un matériau non gélif;

- en BO avec un lit d'armatures, des parois de 140 mm et rempli de BO en chantier;
- en BRF avec un lit d'armatures, des parois de 140 mm et rempli avec un matériau non gélif.

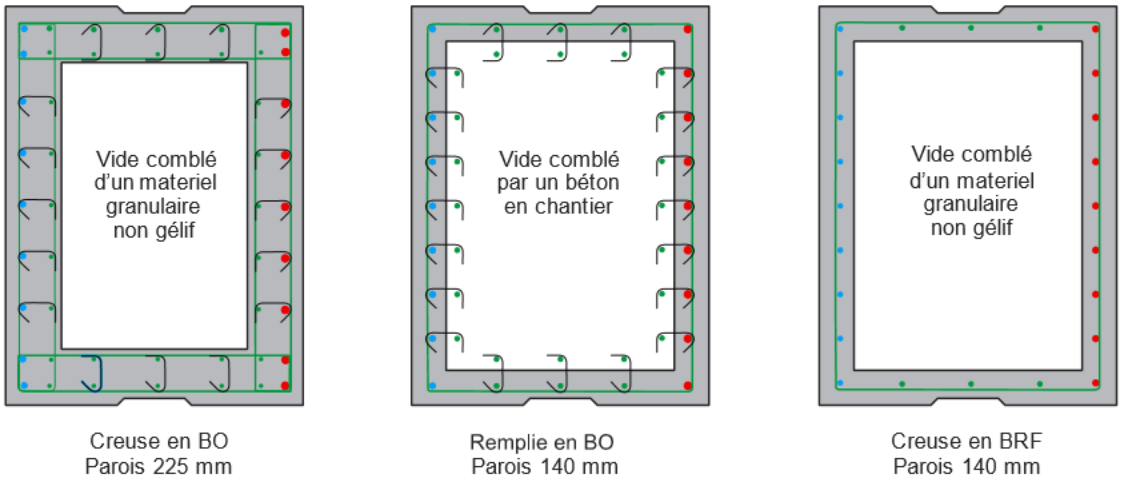


Figure 3.3 Concepts considérés (Massicotte et al, 2020)

Les coupes de parois des trois concepts d'éléments sont montrées sur la Figure 3.4, la Figure 3.5 et la Figure 3.6.

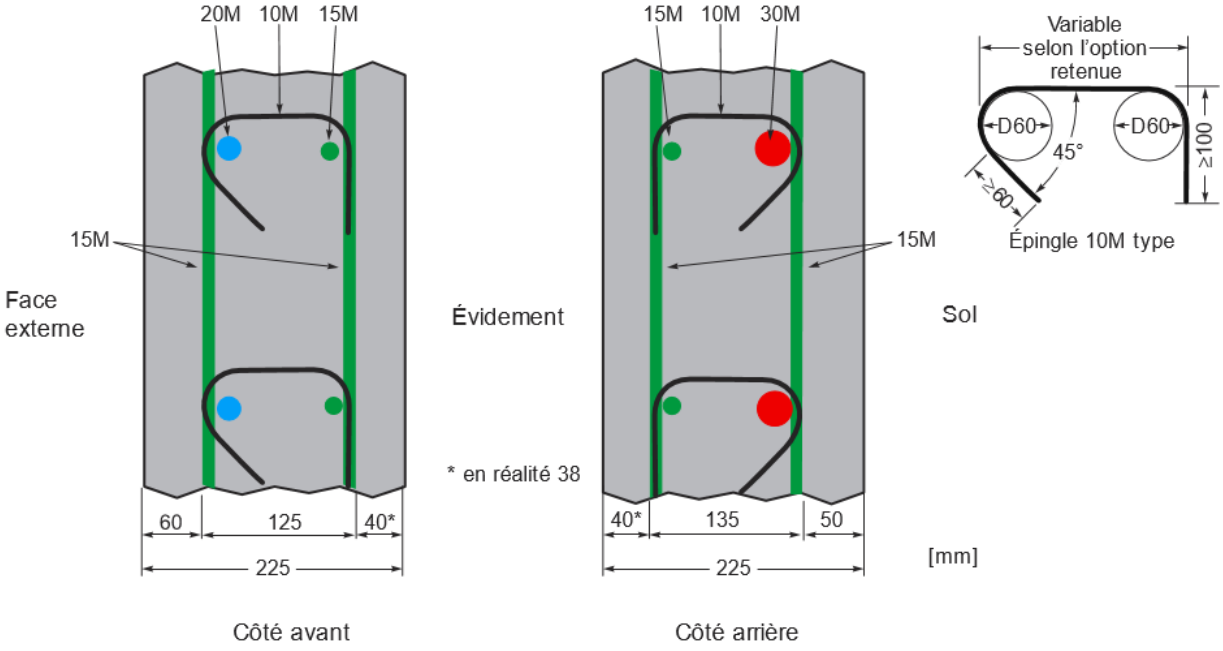


Figure 3.4 Section en BO avec parois de 225 mm (Massicotte et al, 2020)

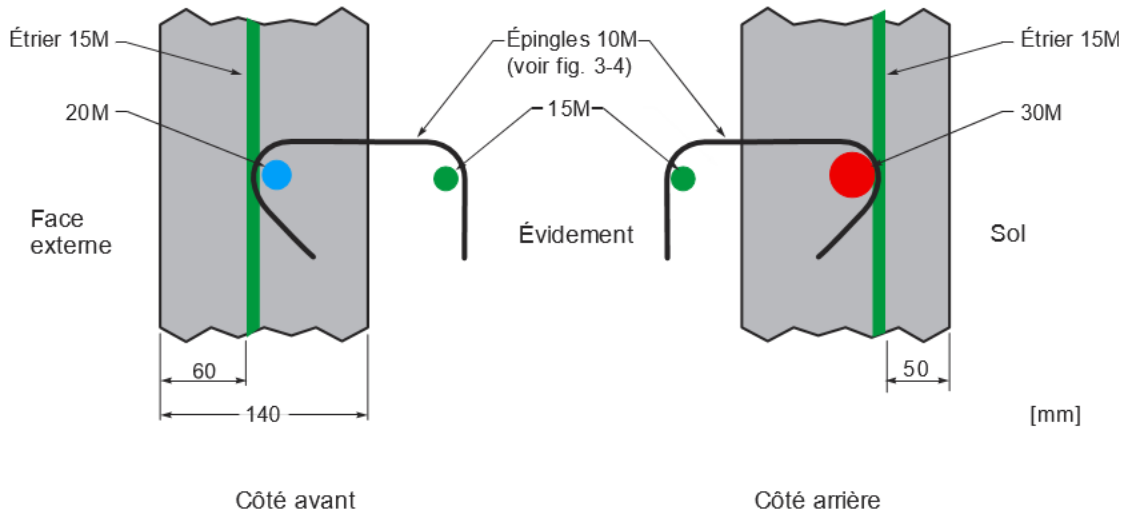


Figure 3.5 Section en BO avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020)

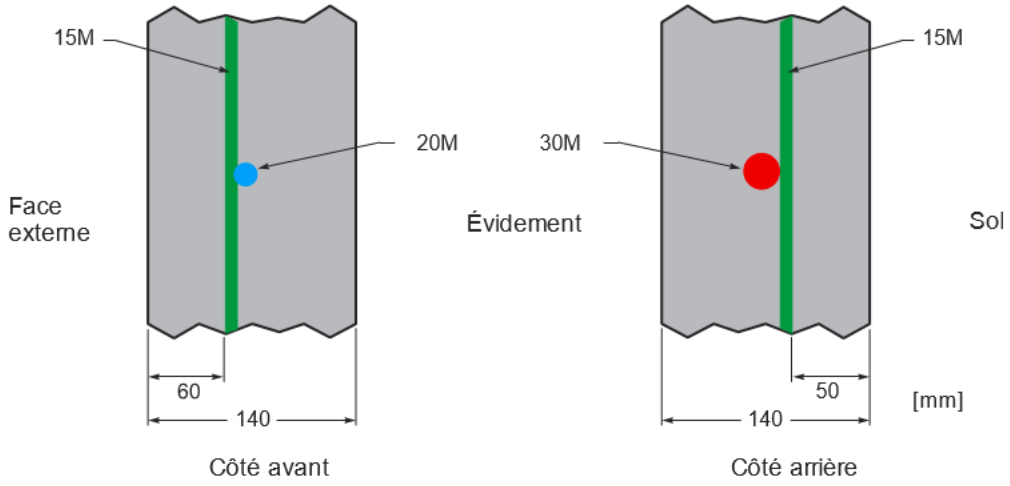


Figure 3.6 Section en BRF avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020)

Pour la solution en BRF, il est supposé que l'armature longitudinale des parois n’a pas besoin d'être retenue contre le flambement. La vérification de cette hypothèse nécessitera toutefois des vérifications expérimentales.

Dans les trois cas, l'armature de flexion principale, située du côté sol, est une armature 30M dont le centre est situé à 80 mm de la face. Par contre, il est supposé que les armatures de flexion de la semelle seront des 30M décalées vers l'intérieur pour éviter des problèmes d'ajustement en chantier. Les armatures de la semelle sont ainsi celles considérées pour le calcul de la résistance.

Des calculs préliminaires conservateurs, sans considération de la charge axiale, sont faits en premier lieu alors qu’une vérification plus détaillée sera faite par la suite tandis que la conception

préliminaire présentée dans ce mémoire sera raffinée dans des projets subséquents. En prenant une position des armatures de 1.08 m de la fibre comprimée, 8.7 barres sont requises, soit 9-30M pour un élément préfabriqué, donc A_s = 6300 mm². On retiendra des espacements centre à centre de 175 mm. Cette valeur est moindre que l'espacement maximal de 450 mm ou 1.5 fois l'épaisseur de la paroi (Art. 8.14.2.1.5 de la norme CSA S6-14). Pour des culées avec des efforts plus élevés, des armatures 35M sont possibles alors que la disposition retenue permet également un resserrement des armatures.

Les étriers doivent être espacés d'au plus l'épaisseur des parois, 16 fois le diamètre de la plus petite armature longitudinale ou 300 mm (Art. 8.14.3), ce qui donne 225 mm pour l'option en BO creuse, 240 mm pour l'option BO remplie. Il n'y a pas de norme pour l'option en BRF. Une valeur de 225 mm est choisie dans tous les cas. Pour le BRF cette disposition sera vérifiée dans une phase expérimentale éventuelle.

Pour l'effort tranchant, chaque paroi verticale doit résister à 470 kN. En choisissant des valeurs de d_v égale à 0.95 m, β = 0.18 et θ = 35º, on obtient pour des étriers 15M espacés à 225 mm une valeur de V_s égale à 434 kN. La résistance du béton sera nettement suffisante selon l'épaisseur choisie pour les différentes options pour reprendre l'effort tranchant.

Sur la face avant (côté tablier du pont) des armatures 20M sont prévues pour être ancrer à la semelle les éléments préfabriqués. Les efforts dans ce cas sont généralement deux fois inférieurs à ceux résistés par les armatures côté sol. Des barres plus rapprochées pourraient être utilisées au besoin. Pour l'armature verticale des parois situées du côté intérieur des éléments préfabriqués, des barres 15M sont retenues.

Les détails de l'armature retenue pour les trois options d'éléments préfabriqués sont montrés sur la Figure 3.7, la Figure 3.8 et la Figure 3.9.

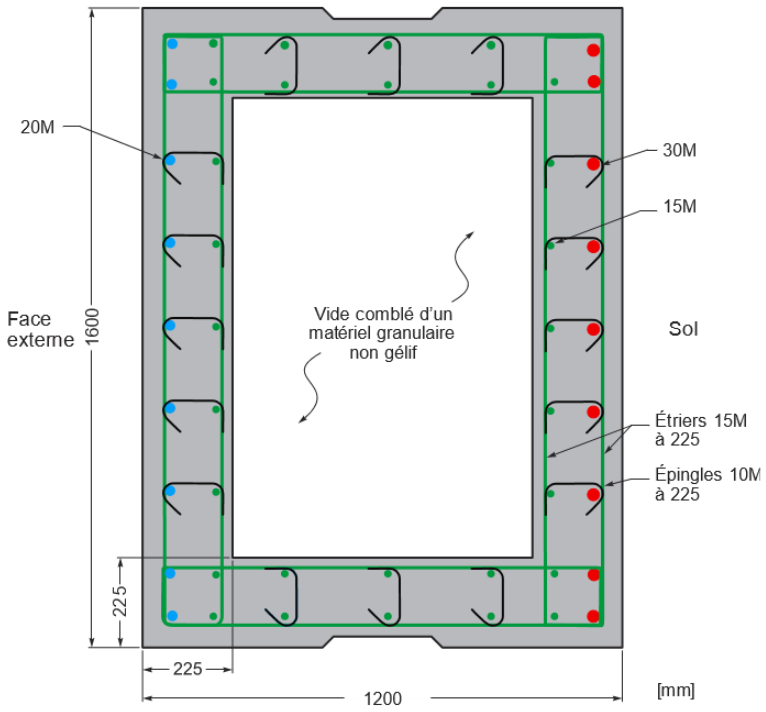


Figure 3.7 Section en béton armé ordinaire avec parois de 225 mm (Massicotte et al, 2020)

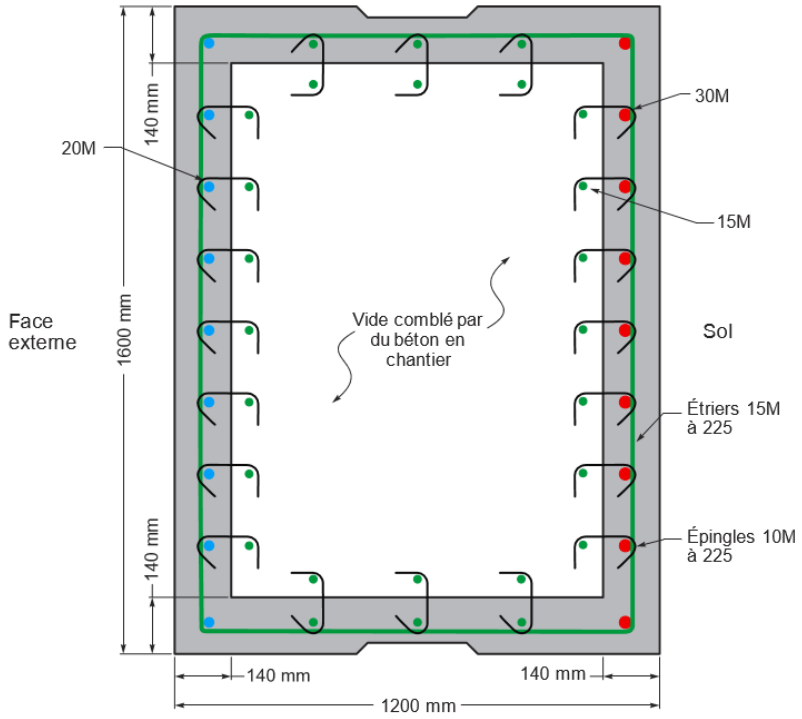


Figure 3.8 Section en béton armé ordinaire avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020)

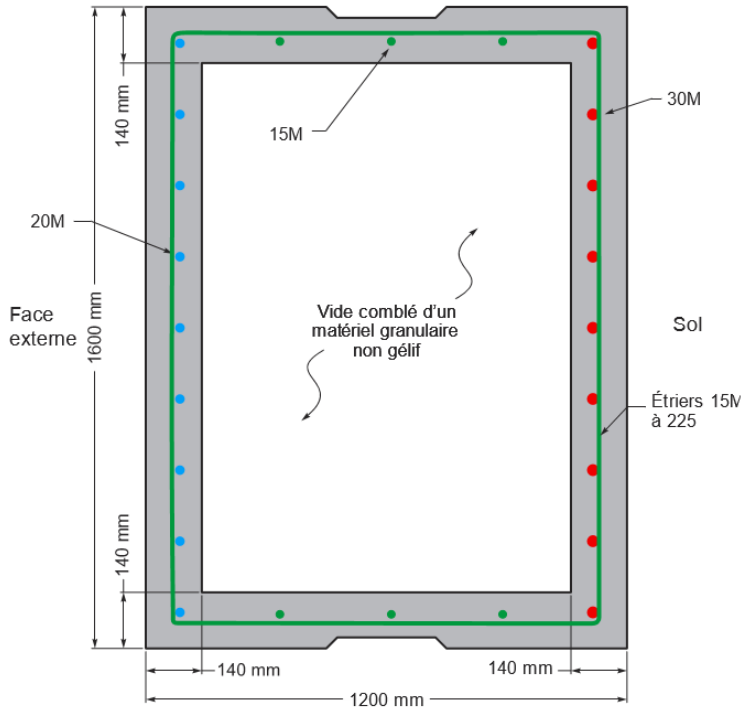


Figure 3.9 Section en béton renforcé de fibres avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020)

3.2.5 Dispositions constructives

Le détail de la partie inférieure d'élément préfabriqué pour le cas en BO avec parois de 225 mm est montré sur la Figure 3.10. Une option plus légère sans fond est illustrée sur la Figure 3.11. Le détail de la connexion verticale entre les éléments préfabriqués est montré sur la Figure 3.12. Il est supposé à ce stade du développement du concept qu'aucune armature ne relierait entre eux les éléments verticaux et que seule une clé de cisaillement remplie d'un coulis cimentaire pouvait éventuellement être requise.

La Figure 3.13 illustre une alternative intéressante pour la préfabrication dans laquelle chacune des quatre parois serait d'abord coulée à plat puis les quatre éléments seraient par la suite assemblés en usine. Une telle approche, en plus de réduire les coûts de fabrication des coffrages et simplifier la mise en œuvre du béton, permet d'accommoder très facilement la variation transversale de la hauteur des éléments due aux pentes de la chaussée. Cette alternative est possible peu importe l'option choisie. Le détail de la connexion entre les éléments préfabriqués n'est pas développé ici mais devra l'être éventuellement.

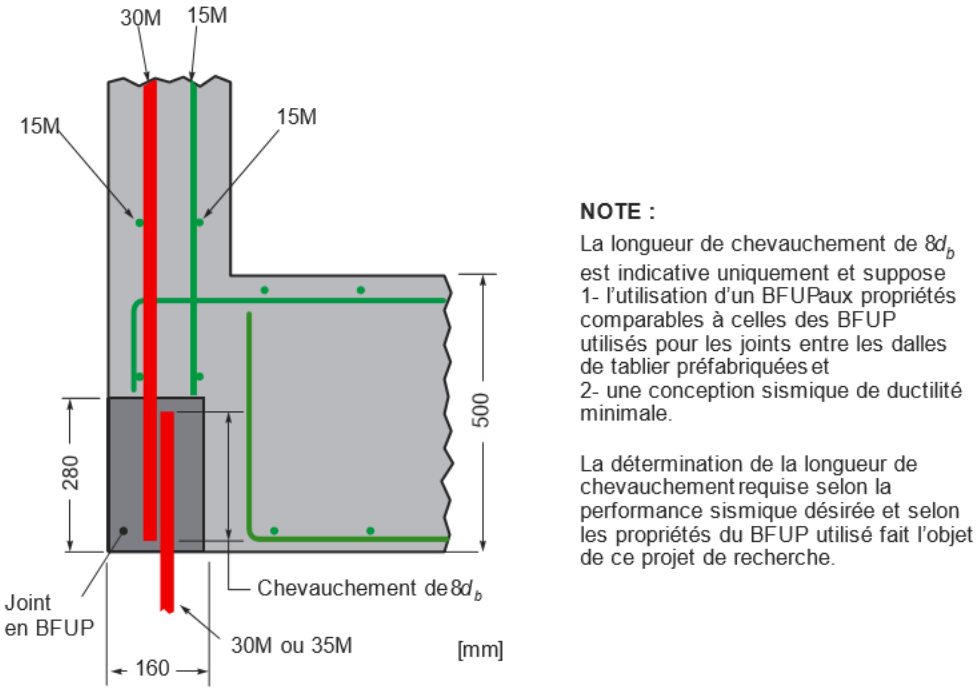


Figure 3.10 Section en BO avec parois de 225 mm et joint de connexion avec la semelle en BFUP (Massicotte et al, 2020)

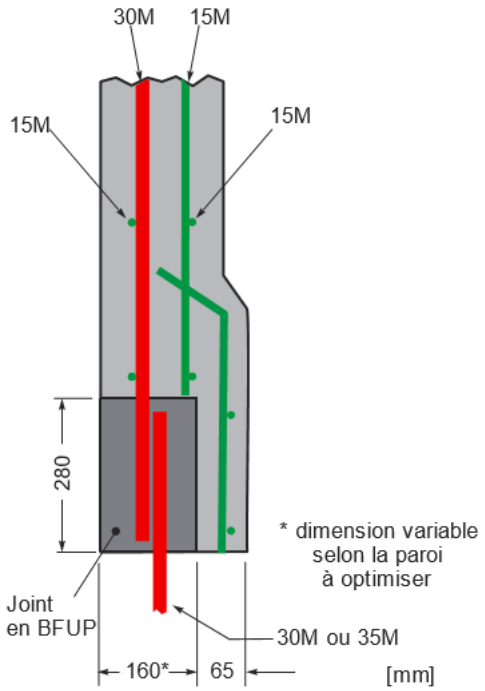


Figure 3.11 Alternative pour la section en BO avec parois de 225 mm et joint de connexion en BFUP avec la semelle (Massicotte et al, 2020)

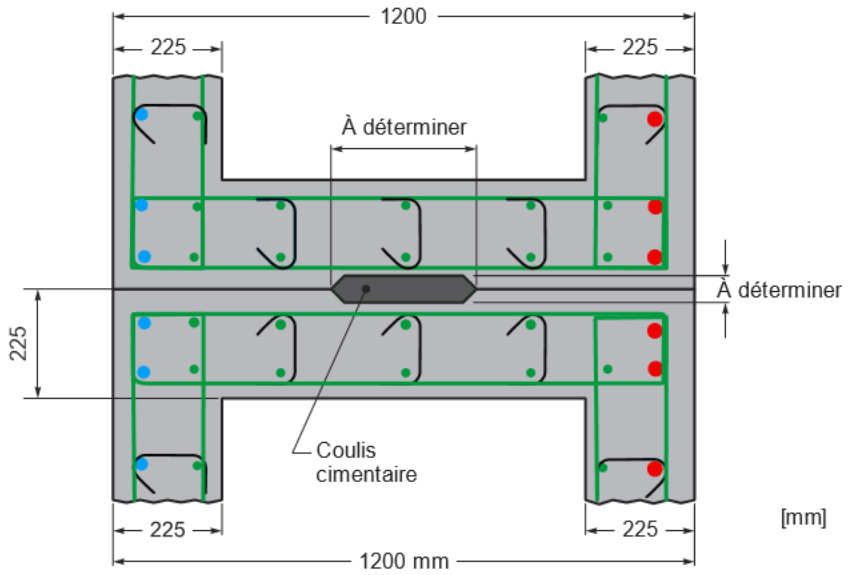


Figure 3.12 Section en BO avec parois de 225 mm - Détails connexion entre les modules (Massicotte et al, 2020)

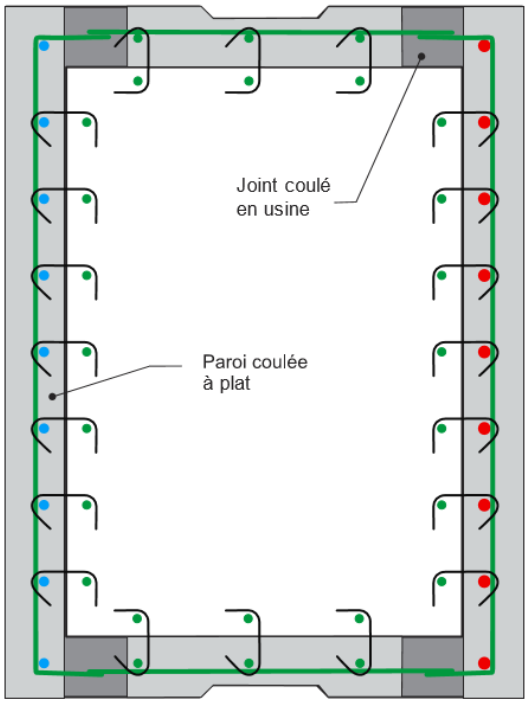


Figure 3.13 Détail connexion entre les modules illustré pour une section en BO avec parois de 140 mm (Massicotte et al, 2020)

3.2.6 Module bicouche BFUP/BO ou BFUP/BRF

Cette option considère des panneaux comme avec la solution de parois de 140 mm d'épaisseur et lit unique, en BO ou BRF (Figure 3.8 ou Figure 3.9), fabriqués en deux couches :

- la première, côté intérieur du module évidé, en BRF et contenant les armatures;
- la seconde, côté extérieur du module évidé, en BFUP.

Cette méthode pourrait permettre de réduire encore l’épaisseur du panneau pour l'enrobage des armatures et surtout de garantir une bien meilleure étanchéité et donc une durabilité des armatures et du système grâce aux propriétés du BFUP.

3.3 Validation numérique du concept

3.3.1 Méthodologie

Pour la validation du concept on utilise Response2000 (Bentz, 2000). Il s'agit d'un logiciel de calcul de capacité sectionnelle développé à l'Université de Toronto qui permet d'obtenir rapidement des valeurs de résistance des éléments simples. Il est possible de représenter la section creuse avec une section en I.

Pour les analyses simplifiées de type poussée statique non linéaire, une charge horizontale croissante a été appliquée au niveau de l'assise seulement, soit à 4.0 m au-dessus de la semelle. Une charge de compression représentant 80% du poids de la travée a été appliquée au même endroit.

Trois cas ont été considérés :

- culée évidée avec parois de 225 mm en BO;
- culée pleine;
- culée évidée avec parois de 140 mm en BRF.

Dans tous les cas, une clé de cisaillement de 40 mm a été considérée et retranchée de l'épaisseur des âmes.

3.3.2 Validation

Les trois conditions indiquées plus haut ont été analysées. Le Tableau 3.4 donne les principaux résultats alors que les vues des sections analyses sur Response sont illustrées sur la Figure 3.14. Tous les éléments ont présenté un comportement ductile avec une rupture en flexion suffisante.

Tableau 3.4 Résistance pondérée des culées préfabriquées

Condition	M_r (kN-m)	M_y (kN-m)	Δ_y (mm)	Δ_u (mm)
Parois BO 225 mm – creuse	2850	2660	19.4	59
Parois BO 140 mm -pleine	2850	1810	13.0	53
Parois BRF 140 mm - creuse	2944	1810	23.0	84

M_r : Moment résistant pondéré de l'élément

M_y : Résistance élastique de l'élément

Δ_y : flèche à la résistance élastique de l'élément

Δ_u : flèche ultime de l'élément

a) BO avec parois de 225 mm

b) BO avec parois de 140 mm

c) BRF avec parois de 140 mm

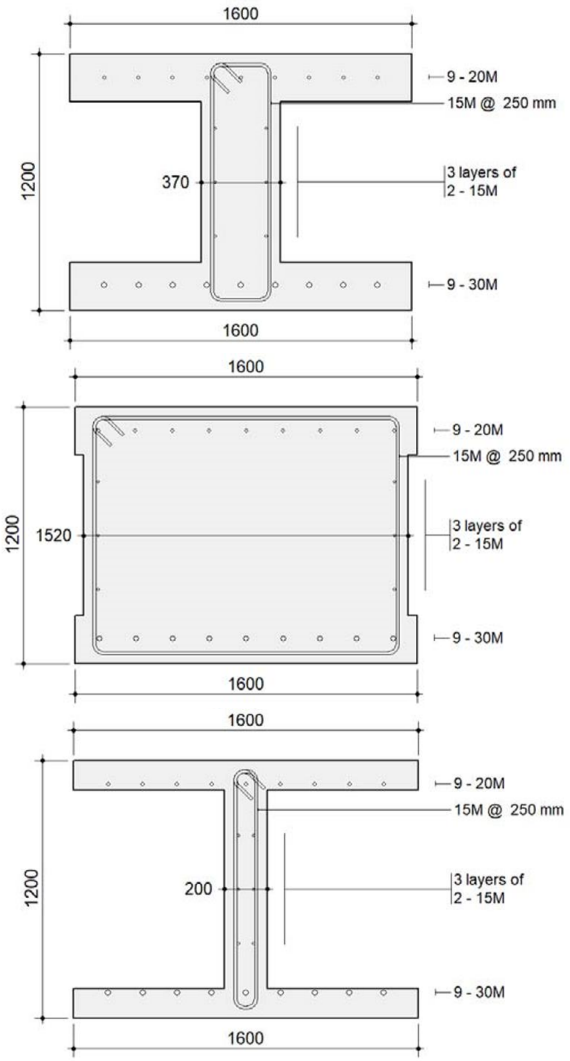


Figure 3.14 Section analysées avec *Response 2000*

CHAPITRE 4 CAMPAGNE EXPÉRIMENTALE PRÉLIMINAIRE

4.1 Introduction

Dans la partie précédente, une conception préliminaire d'une culée préfabriquée a été présentée. Un des points essentiels de cette méthode de construction est le joint entre la partie mur et la partie semelle de la culée. Ce joint a deux particularités. Premièrement, il est situé au niveau de la rotule plastique de la culée où la concentration d'efforts est maximale. Deuxièmement, pour ne pas annuler les avantages de la préfabrication, il doit avoir les dimensions les plus petites possibles. Pour ces raisons, il est décidé que ce joint sera réalisé en béton fibré à ultra-haute performances (BFUP) qui présente de bien meilleures caractéristiques mécaniques qu'un béton ordinaire. Par contre il n'existe pas encore dans les normes de conception des structures de règles encadrant la conception de ce type de joint avec des barres chevauchées à espacement symétrique, ni d'équation permettant d'anticiper son comportement.

La suite du projet consiste donc à étudier expérimentalement les recommandations à donner pour la conception de ce joint. Pour atteindre cet objectif, il convient d'abord de réaliser un essai sur joints isolés fiable qui permette de rendre compte du comportement d'une géométrie dans un cas de chargement réel.

Au laboratoire de structure de Polytechnique Montréal, les structures de joints en BFUP sont étudiées depuis plusieurs années. Six essais locaux représentant des géométries d'ancrage ou joint de chevauchement ont notamment été testés récemment avec un BFUP comprenant 4 % de fibres par volume, dont les résultats sont présentés en détails dans les travaux de Rosini (2018). Le Tableau 4.1 présente les spécimens testés et le Tableau 4.2 résume les résultats de la campagne.

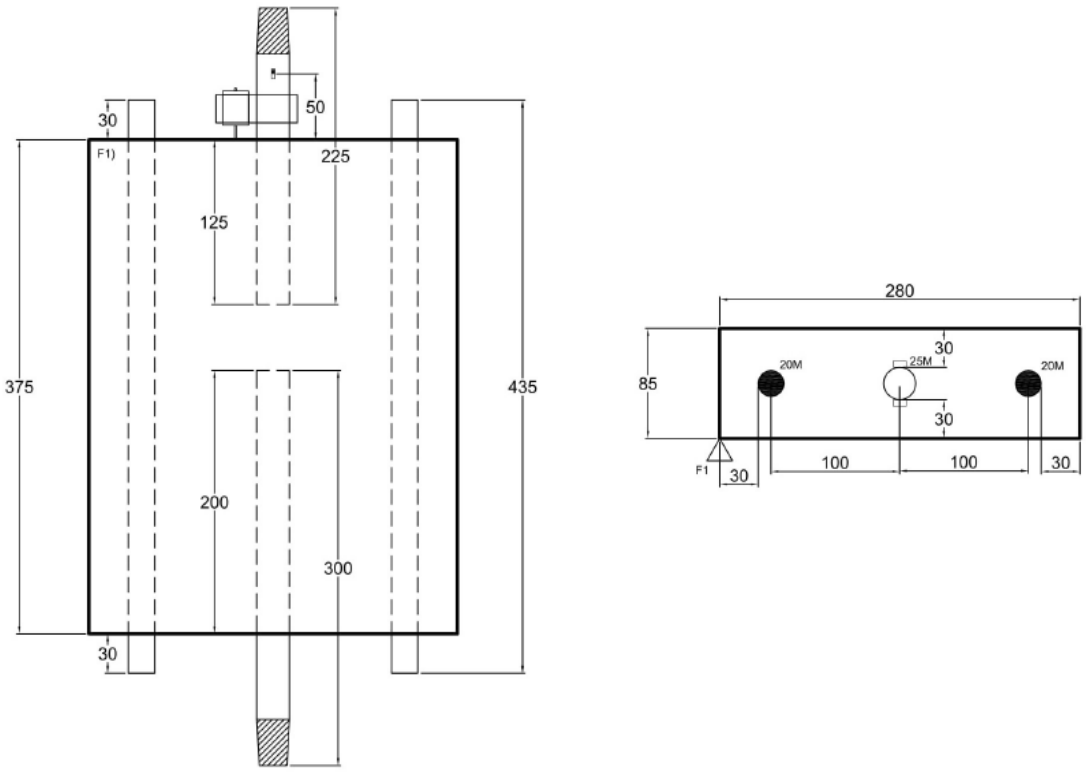
Tableau 4.1 Caractéristiques des spécimens (Rosini, 2018)

Spécimen	Type	ℓ_d/d_b	ℓ_c/d_b
S1	Ancrage	5	
S2	Ancrage	5	
S3	Chevauchement	5	5
S4	Chevauchement	7	5
S5	Chevauchement	5	5
S6	Chevauchement	5	5

Tableau 4.2 Résultats campagne essais sur joints isolés (Rosini, 2018)

Spécimen	c_b et c_t		c_{si}		$f_{s,max}$	$s_{LE,fsmax}$	τ_{max}
	d_b	(mm)	d_b	(mm)	(MPa)	(mm)	(MPa)
S1	1.2	30	3.10	77.5	266	0.249	13.2
S2	1.2	30	2.4	60	248	0.238	12.3
S3	1.2	30	4	100	121	0.148	6.0
S4	1.2	30	4	100	279	0.298	9.9
S5	1.2	30	3.5	87.5	202	0.082	10.0
S6	1.2	30	2	50	245	0.319	12.2

En conclusion de cette campagne, le test semblant le plus adapté pour un essai local de joint est le type S1 (Figure 4.1). D’un point de vue de l'installation, il présente l’avantage de venir tirer sur une seule barre, de manière identique à un essai de traction sur barre d'armature. Aucune poutre de transfert d’efforts n'est requise. Il permet d'éviter les effets de rotation ou effets de flexion additionnelle présents dans la plupart des autres spécimens. Cette configuration présente toutefois la contrainte maximale développée la plus élevée (Tableau 4.2). Cependant, il ne conduit pas non plus à une surestimation du confinement, avec un niveau de contrainte tangentielle correspondant réaliste, contrairement l'essai standard d'arrachement.



unité en mm

a) Vue en plan – Spécimen S1 b) Section – Spécimen S1

Figure 4.1 Détail du Spécimen S1 (Rosini, 2018)

Cette géométrie a donc été étudiée pour la réalisation d'une première campagne préliminaire dans ce projet. Deux spécimens ont été réalisés avec les mêmes dimensions, mais avec un BFUP de 1% et un de 3% de fibres par volume afin d'augmenter la base de données d'essais expérimentaux et de valider un modèle éléments finis. Le détail de cette étude expérimentale est présenté à la section suivante.

Les travaux numériques de Rosini (2018) sur des joints comprenant plusieurs barres chevauchées, nommés modèles continus, ont démontré que les effets des conditions aux limites associés à la continuité latérale du joint sont importants à prendre en compte. Rosini recommande donc d'étudier une géométrie de muret pour les prendre en compte. Les essais réalisés selon cette géométrie sont présentés dans la partie 4.3 de ce chapitre.

4.2 Spécimens S1

Les deux spécimens de cette campagne préliminaire sont conçus avec la même géométrie que le spécimen S1 (voir Figure 4.1) avec du BFUP 1% et du BFUP 3%. Dans la suite de ce chapitre, on les nomme respectivement S1-F1 et S1-F3. Le spécimen de la campagne précédente est nommé S1-F4.

Les objectifs de ces essais préliminaires étaient de :

- faire un choix sur la méthode de coulée pour l'alignement des fibres;
- comparer l'effet du pourcentage de fibres;
- conforter le protocole de test.

4.2.1 Matériaux

Les barres utilisées pour ces tests sont des 25M de grade 500W. Leurs caractéristiques sont résumées dans le Tableau 4.3.

Tableau 4.3 Caractéristiques mécaniques acier 25M 500W

	Grade	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E_s (MPa)
Barre 25 M	500W	588	792	207 434

Le BFUP 3% utilisé est celui commercialisé par Matériaux KING sous le nom UP-F3 POLY. Il contient 3% de fibres droites de 13 mm de longueur et 0.2 mm de diamètre en acier haute résistance. Le BFUP 1% a lui été réalisé au laboratoire de structure de Polytechnique aux seules fins de ce projet pour montrer le comportement avec très faible dosage en fibres. Les mêmes matériaux que ceux utilisés pour le mélange à 3% ont été utilisés.

Les tests pour déterminer les caractéristiques mécaniques des BFUP ont été réalisés par Paul Touzain dans le cadre de son stage de fin d'études de l'école Polytech Clermont-Ferrand au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal.

Les lois de traction des deux BFUP ont été déterminées avec des essais de traction sur des os et sont présentées dans les Figure 4.2 et Figure 4.3. Les essais de compression ont été réalisés sur des

cylindres 3 pouces de diamètre et les caractéristiques en compression des BFUP sont présentées dans le Tableau 4.4.

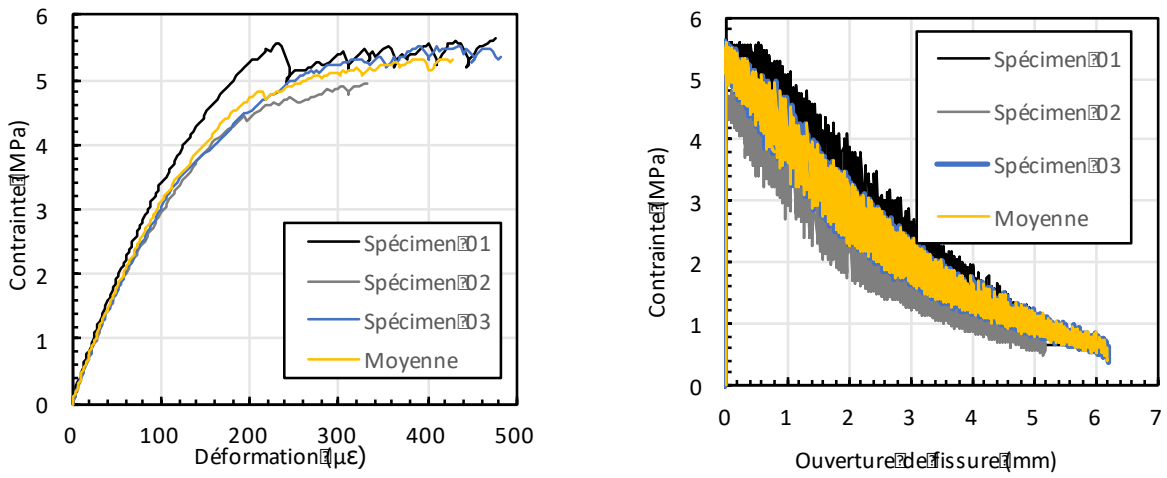


Figure 4.2 Comportement en traction BFUP 1%

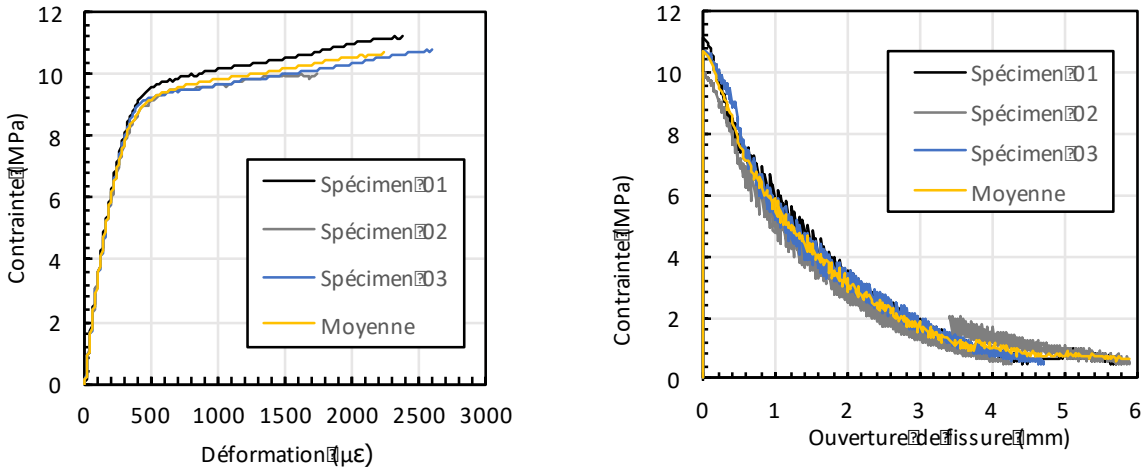


Figure 4.3 Comportement en traction UP-F3 POLY

Tableau 4.4 Propriétés mécaniques en compression des BFUP

	Échéance Jours	f'_c (MPa)	E_c (MPa)	ν
BFUP 1%	174	145.7	38 235	0.221
UP-F3 POLY	174	154.6	42 515	0.257

4.2.2 Fabrication spécimen

La fabrication des coffrages et la coulée des spécimens ont été faites au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. Pour la coulée, Rosini (2018) recommande en conclusion de ses travaux de travailler avec une orientation préférentielle des fibres. Cette méthode de coulée permettrait à la fois d'obtenir une meilleure capacité et de faciliter la modélisation numérique en post-traitement. Comme ces spécimens sont destinés à être comparés avec le S1-F4, la même méthode de coulée a été conservée. Elle consiste à verser le BFUP au centre du spécimen de manière à obtenir une répartition aléatoire des fibres. De plus aucune vibration n'a été effectuée avant l'arasement. Cependant, comme on peut le voir sur la Figure 4.4, on a pu observer que le flux du BFUP entraîne la création d'un plan de faiblesse avec très peu de fibres présentes au travers de ce plan. Cet aspect sera discuté ultérieurement.

a) Début de la coulée

b) fin de la coulée : aperçu du joint au droit de la barre testée

Figure 4.4 Coulée spécimen S1-F3 : vue du plan de faiblesse

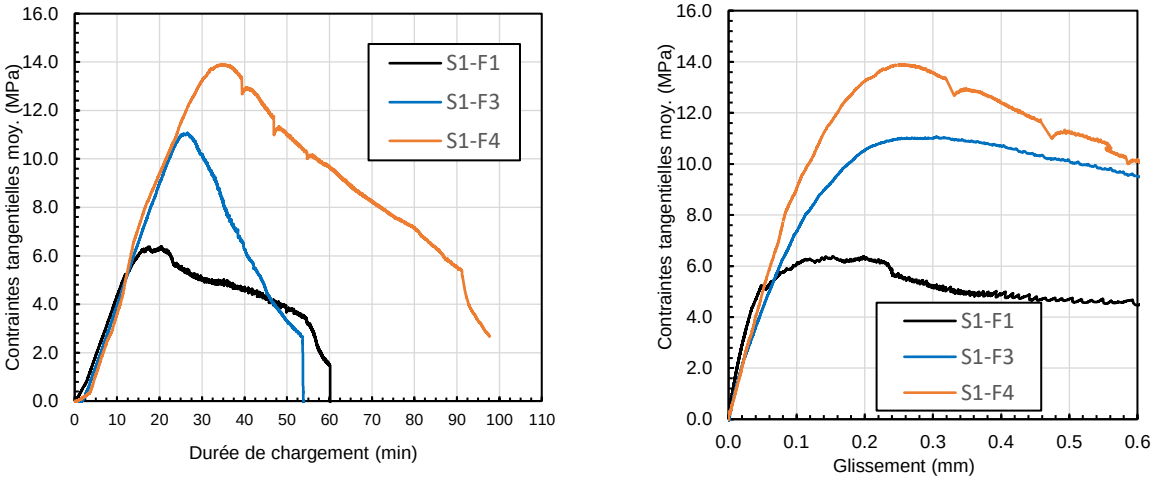
4.2.3 Protocole

Les tests sont réalisés dans la presse INSTRON du laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. Un effort de traction est appliqué sur la barre ancrée et la barre de support axiale et le pilotage de l'essai se fait en déplacement jusqu'à la rupture soit du spécimen ou soit de la barre. Trois capteurs de glissement sont installés à la surface du spécimen et reliés à la barre chargée. Une prise de mesure par DIC est également faite sur la surface coffrée du spécimen. Une explication plus précise du protocole de test est donnée dans la section 6.5.

Figure 4.5 Spécimen S1-F1 dans la presse INSTRON

4.2.4 Résultats

La Figure 4.6 présente les courbes contraintes-glissement des tests réalisés alors que le Tableau 4.5 présente un récapitulatif des résultats, les paramètres présentés dans ce tableau sont détaillés dans la section 5.5.1. La Figure 4.8 présente les modes de ruine des spécimens.

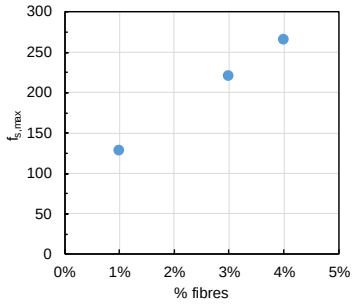


a) Courbe contraintes-durée de chargement b) Courbe contraintes-glissement

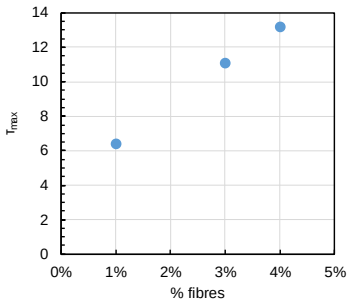
Figure 4.6 Évolution des contraintes au sein de l'armature en traction des spécimens S1-F1, S1-F3 et S1-F4 (Rosini, 2018)

Tableau 4.5 Résultats des tests préliminaires S1

Spécimen	ℓ_d	c_b et c_t		c_{si}		$f_{s,max}$	$s_{LE,fsmax}$	τ_{max}
	d_b	d_b	(mm)	d_b	(mm)	(MPa)	(mm)	(MPa)
S1-F1	5	1.2	30	3.1	77.5	128	0.199	6.4
S1-F3	5	1.2	30	3.1	77.5	221	0.305	11.1
S1-F4 (Rosini, 2018)	5	1.2	30	3.1	77.5	266	0.249	13.2



a) Capacité maximale - % fibres



b) Contraintes tangentielles maximales – % fibres

Figure 4.7 Contraintes maximales en fonction du pourcentage de fibres dans le BFUP

a) S1-F1 *b)* S1-F3 *c)* S1-F4 (Rosini, 2018)

Figure 4.8 Mode de ruine des tests préliminaires S1

Concernant les modes de ruptures, on observe du fendage pour les trois spécimens. Par contre les spécimens avec 1 et 3% de fibres présentent des modes mixtes avec un phénomène d'arrachement combiné au fendage qui amènent à la ruine. Pour le spécimen S1-F3 c'est surtout en post-pic alors que pour le S1-F1 les deux modes participent activement à la rupture du spécimen.

La Figure 4.7 montre l'évolution linéaire de la capacité avec le pourcentage de fibres pour les valeurs étudiées, phénomène également observé par Lagier (2015) pour ses tests sur des joints de chevauchement en contact.

4.2.5 Comparaison avec la littérature

La Figure 4.9 compare les résultats de cette campagne préliminaire (carrés verts sur le graphique) avec différents résultats de la littérature pour la même configuration de test. Le détail des différents paramètres associés aux différents marqueurs et codes couleurs est présenté en détail à la section 5.2, qui présente un revue des essais d'ancrage en traction directe avec du BFUP.

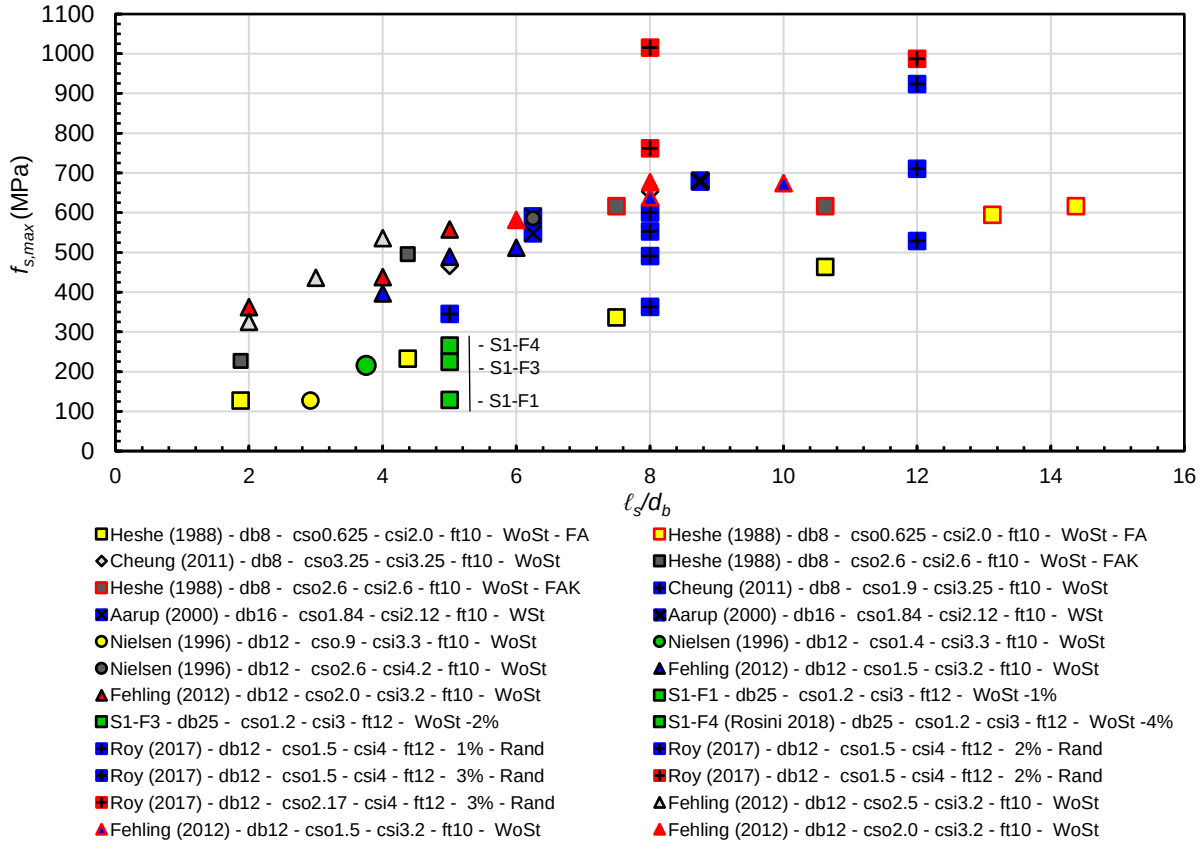


Figure 4.9 Comparaison essai S1 avec base de données des essais DTP avec du BFUP

On observe que les résultats obtenus sont nettement plus faibles que ceux reportés dans la littérature. Plusieurs pistes peuvent expliquer cette différence : la méthode de coulée qui amène un alignement non préférentiel des fibres et un plan de faiblesse au niveau de la zone propice à l'apparition de fissure de fendage (Figure 4.4), un mauvais alignement des barres impliquant des efforts parasites (voir le cas similaire des murets paragraphe 4.3.5.5) ou une qualité de BFUP inférieure.

4.2.6 Conclusions

À partir des objectifs fixés pour cette campagne préliminaire, les conclusions suivantes peuvent être résumées.

- La coulée par le centre est loin d'être optimale et vient même amener une faiblesse supplémentaire. Une coulée avec orientation préférentielle doit être envisagée pour la suite de la campagne.
- La capacité augmente linéairement avec le pourcentage de fibres à géométrie identique pour les BFUP étudiés ici. Par contre, pour le pourcentage de fibres le plus faible (1%), le mode de fissuration par fendage n'est pas le seul à intervenir dans la rupture du BFUP.
- La géométrie du test S1 est effectivement simple à mettre en place et est adaptée à la réalisation d'une campagne sur un nombre important de spécimens. Par contre pour des spécimens plus imposants la mise en place peut se révéler un défi.

4.3 Murets

Les spécimens de murets ont été conçus à la suite des recommandations des travaux de Rosini (2018). Les tests et l'analyse des résultats présentés dans ce paragraphe ont tous été réalisés par Paul Touzain (2019) dans le cadre de son stage de fin d'études au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. L'objectif de cette campagne est de tester la performance de joints de chevauchement en BFUP dans la zone de la rotule plastique en intégrant l'effet de continuité des barres ancrées.

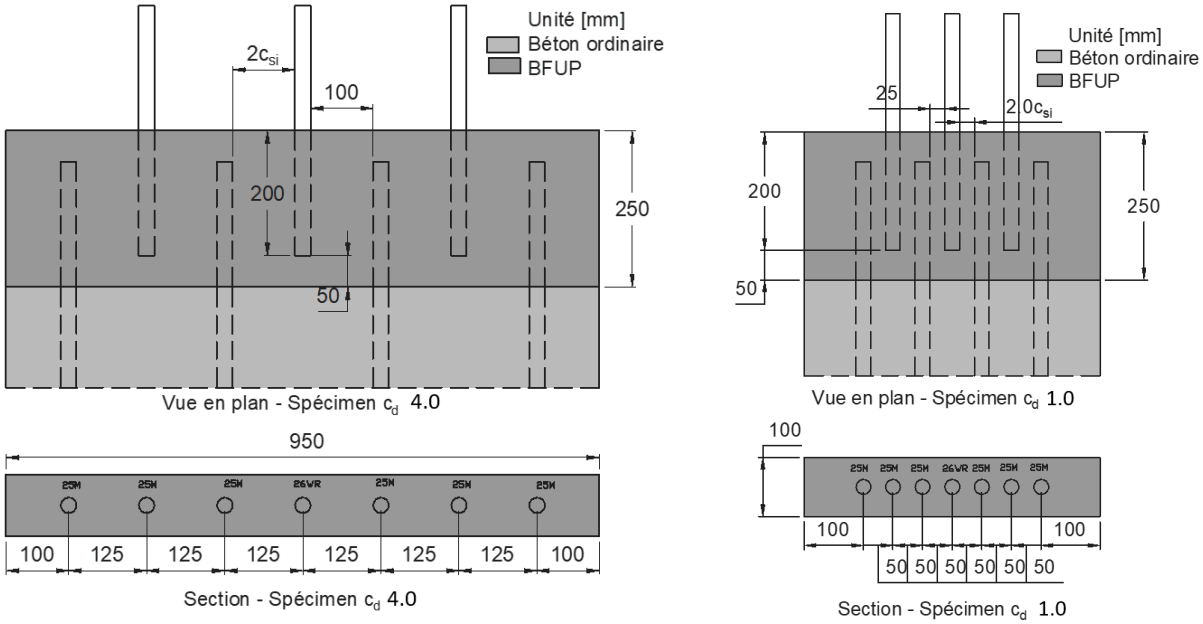
4.3.1 Présentation de la campagne

Pour cette campagne 4 spécimens ont été réalisés.

Tableau 4.6 Caractéristiques spécimens avec géométrie muret

Spécimen	S1	S2	S3	S4
Pourcentage de fibres dans le BFUP	1%	3% (UP-F3 POLY)	3% (UP-F3 POLY)	1%
Espacement net entre les barres c_{si}	1 d_b	1 d_b	4 d_b	4 d_b

Pour chaque spécimen la longueur d'ancrage est $\ell_d = 8\ d_b = 200$ mm et la longueur de chevauchement est $\ell_s = 6\ d_b = 150$ mm. La Figure 4.10 présente le détail des spécimens.



a) Détail de spécimen $c_{si} = 4.0\ d_b$ b) Détail de spécimen $c_{si} = 1.0\ d_b$

Figure 4.10 Détail des spécimens murets

Il est à noter que pour cette étude et tous les spécimens présentés dans les prochains chapitres, le paramètre c_{si} a été défini différemment que ne l'avait fait Graybeal et Rosini dans leurs travaux. La Figure 4.11 montre la définition de c_{si} utilisé par Graybeal dans ses travaux pour un chevauchement avec barres espacées symétriques.

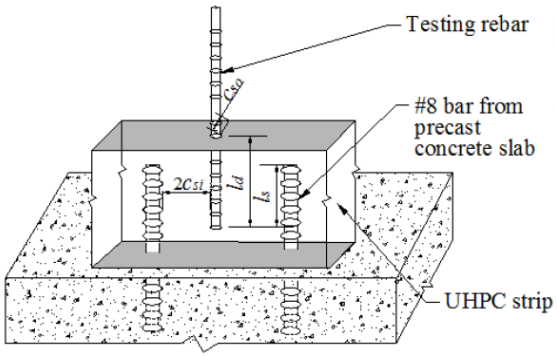


Figure 4.11 Définition c_{si} pour Graybeal dans le cas d'un chevauchement sans contact (Yuan & Graybeal, 2014)

Ce paramètre étant pris pour indiquer la zone d'influence d'une barre, il considère que cette zone s'arrête au milieu de la distance entre deux barres adjacentes venant du lit d'armatures supérieur et

du lit d'armatures inférieurs. La Figure 4.12 montre la définition de c_{si} pour un chevauchement en contact. On voit que la zone d'influence est considérée comme la moitié de la distance entre deux paires de barres, soit la distance entre deux barres adjacentes venant du même lit d'armature. Selon la définition adoptée par le comité ACI 408, le paramètre c_{si} correspond donc à la demi-distance nette entre deux barres venant du même lit d'armature. Cette définition est utilisée dans toute cette étude pour le paramètre c_{si} pour les chevauchements avec barres espacées symétriques (Figure 4.13).

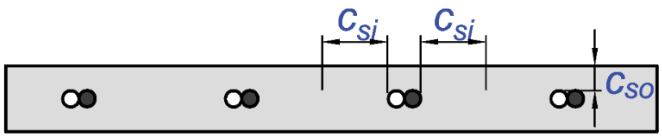


Figure 4.12 Définition c_{si} pour un chevauchement en contact selon le comité ACI408

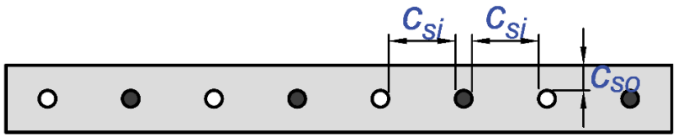


Figure 4.13 Définition c_{si} pour un chevauchement sans contact symétrique pour la suite de ce mémoire selon le comité ACI408

4.3.2 Matériaux

Le béton des semelles a été fourni par l'entreprise Béton Mobile du Québec. La résistance théorique à 28 jours de ce béton est de 35 MPa. Ce béton ne jouant pas de rôle structural critique dans l'essai aucun test de caractérisation n'a été effectué.

Le béton fibré à ultra-hautes performances (BFUP) qui a été utilisé est le même que celui pour les spécimens S1 présenté précédemment. Les caractéristiques du BFUP 1% et du UP-F3 POLY sont données dans les Figure 4.2 et Figure 4.3 et le Tableau 4.4.

Deux types d'acier d'armature sont utilisés dans la fabrication des spécimens. Les barres testées sur lesquelles la force de traction est appliquée sont de type Dywidag 26WR à haute résistance. L'utilisation de barres à haute résistance permet de ne pas limiter le test à la contrainte ultime d'une barre d'armature usuelle. Les caractéristiques mécaniques de ces barres sont présentées dans le Tableau 4.7. Les armatures qui lient le muret à la semelle sont des barres 25M de grade 500W

identiques à celles utilisées pour les tests S1 du paragraphe précédent, les propriétés mécaniques de cette barre sont présentées dans le Tableau 4.3. Le muret a été conçu de sorte que ces barres n'atteignent pas leur limite élastique à la charge maximale prévue pour l'essai.

Tableau 4.7 Caractéristiques de la barre Dywidag 26WR

	Désignation	Diamètre nominal d_s (mm)	Section S_n (mm^2)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Barre Dywidag	26WR	26.5	552	588	792

4.3.3 Fabrication des spécimens

Les spécimens (voir Figure 4.10) représentent une « portion » de 7 armatures chevauchées d'une culée classique comme on peut le voir sur la Figure 4.14, 4 barres ancrées dans la semelle et 3 barres venant de la colonne. Par contre, avec cet essai, la force n'est appliquée que sur la barre du milieu, les autres barres étant passives et utilisées pour avoir le bon enrobage de chaque côté de la barre tendue.

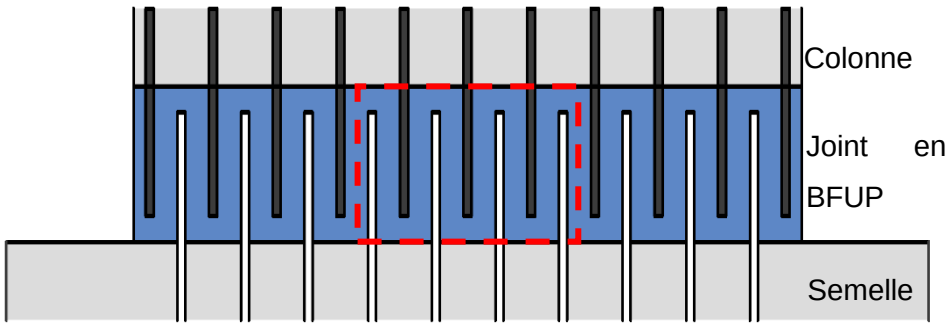


Figure 4.14 Représentation de la jonction culée semelle en BFUP

Les semelles sont conçues pour reprendre les efforts d'une configuration d'essai où le spécimen serait ancré au sol avec un effort de traction dans la barre. Les coffrages ont été réalisés au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal et le béton ordinaire utilisé a été fourni par une entreprise extérieure. La Figure 4.15 présente le coffrage et les semelles après la coulée. Un coulis DRYSTONE a été appliqué au centre de la semelle pour obtenir une surface plane là où sera coulé le muret.

Spécimens
$c_{si} = 4.0\ d_b$

Spécimens
$c_{si} = 1.0\ d_b$

a) Coffrage semelle b) semelle

Figure 4.15 Fabrication semelles murets

Le coffrage et la coulée des murets en BFUP ont été réalisés au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. La coulée a été réalisée en laissant les semelles posées à plat sur la dalle du laboratoire et en coulant le BFUP dans une chute jusqu'à ce que le coffrage soit rempli tout en laissant l'air s'échapper par une trappe. Cette méthode utilise les propriétés autoplaçantes du BFUP. La Figure 4.16 présente le coffrage des murets alors que la Figure 4.17 présente les spécimens décoffrés prêts à être testés.

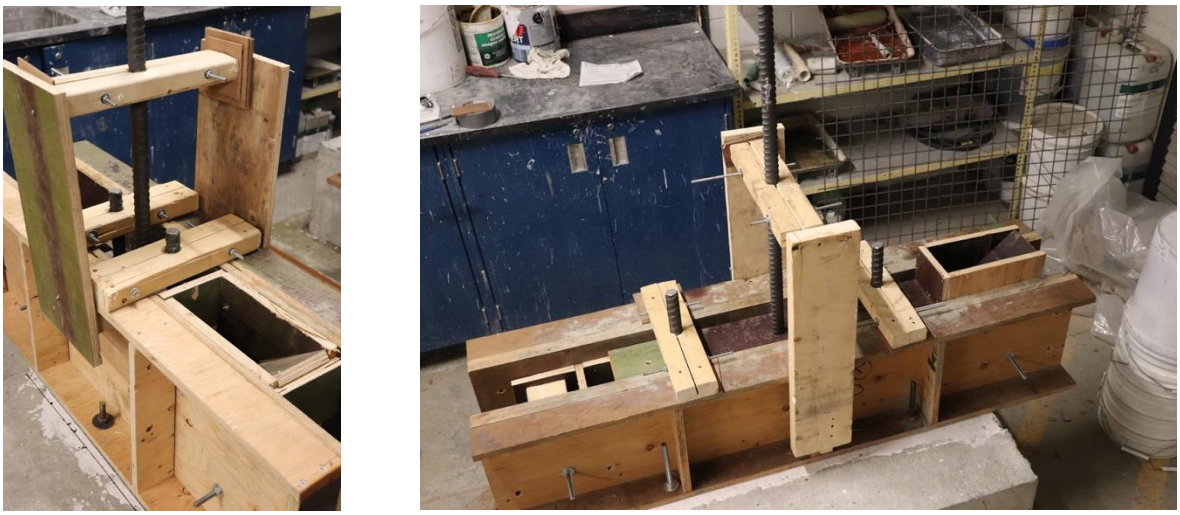


Figure 4.16 Coffrage du muret en BFUP

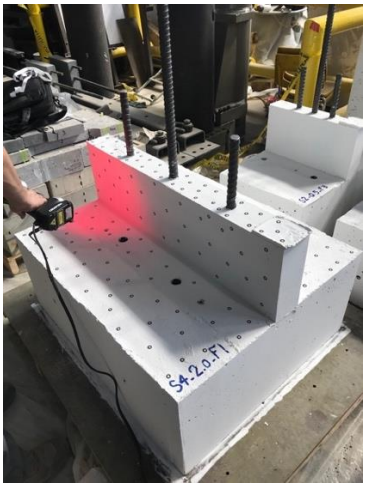


Figure 4.17 Spécimen S4

4.3.4 Protocole d’essai

Le principe de cet essai est d’appliquer une force de traction à l’extrémité d’une barre des spécimens (Figure 4.18).

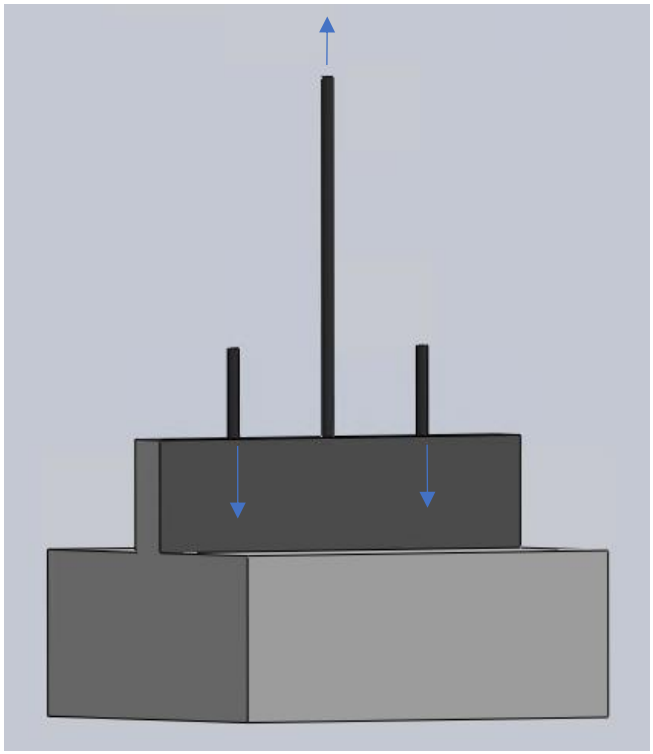


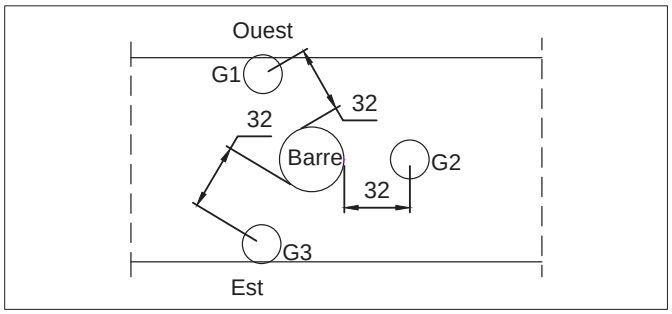
Figure 4.18 Principe de l'essai

Pour appliquer cette force, quatre vérins de chargement avec une capacité de 100 tonnes sont installés aux quatre coins de la semelle. Ils sont reliés à un vérin de contrôle placé sous la presse MTS de 12MN qui distribue une pression uniforme sur les vérins de chargement. Des poutres de transfert sont installées sur les vérins pour venir attacher la barre chargée et y appliquer la traction. Au-dessus des poutres de transfert, une cellule de charge et la noix de serrage de la barre sont installées. La Figure 4.19 présente le montage expérimental.

Figure 4.19 Montage expérimental

Pour l'instrumentation il est décidé de mesurer le glissement de la barre, le décollement du muret et la charge de la barre.

Pour le glissement, 3 capteurs LVDT sont installés avec une acquisition de donnée de 5 Hz. Ils sont répartis à 120° comme pour les spécimens S1 précédent pour permettre de prendre en compte un redressement éventuel de la barre et le soustraire du vrai glissement par rapport au muret.



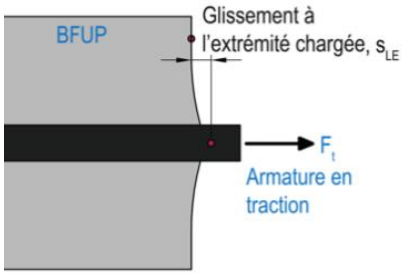
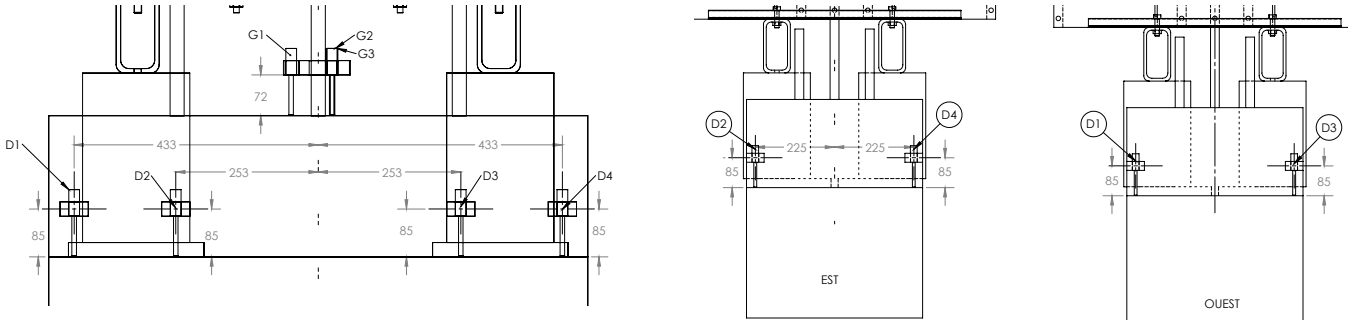


Figure 4.20 Emplacement des capteurs de glissement Figure 4.21 Soulèvement du BFUP

Pour le décollement, 4 capteurs LVDT identiques aux précédents sont utilisés et installés à l'interface entre le béton ordinaire et le BFUP. Ils ont pour but d'observer l'« effet de levier » du spécimen, tel qu'observé dans des joints en BFUP dans les travaux de Lagier (2015) et Rosini (2018). Il était envisagé qu'avec cette configuration, intégrant une semelle de fondation ainsi qu'une continuité du joint en BFUP par un muret, l'effet de flexion serait réduit par la butée du BFUP sur le béton ordinaire. La Figure 4.22 présente la configuration de l'installation des capteurs. Pour les plus gros spécimens on met 4 capteurs d'un côté alors que pour les plus petits on n'en met que 2 par manque de place, mais de chaque côté.



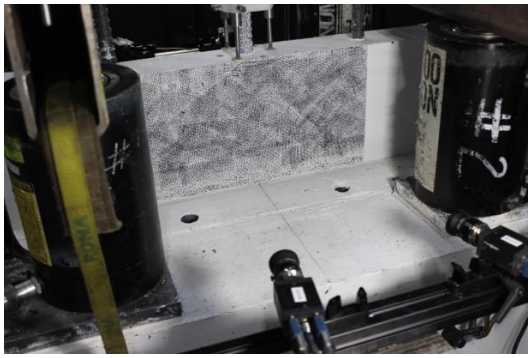
a) Plan d'instrumentation spécimen $c_{si} = 4.0\ d_b$ b) Plan d'instrumentation spécimen $c_{si} = 1.0\ d_b$

Figure 4.22 Schéma d'installation des capteurs de décollement

Pour obtenir la force réelle dans la barre et compte tenu du système de chargement avec une distribution des pressions hydrauliques dans 4 vérins, une cellule de charge est installée sur la barre testée (Figure 4.23).

Figure 4.23 Cellule de charge

Enfin un système de corrélation d'image DIC est utilisé sur chaque face du spécimen. Ce système utilise la triangulation sur des photos prises à intervalle régulier par une paire de caméras pour relever le déplacement de chaque point sur la surface étudiée. Il a été essentiellement utilisé pour valider les mesures de glissement et obtenir le taux de travail du BFUP.



a) Zone de mouchetis

b) Dispositif

Figure 4.24 Système de corrélation d'image

L'essai est fait avec un pilotage en déplacement. La vitesse de déplacement de la presse MTS est fixée de telle sorte que la vitesse de chargement sur la barre soit de 0.8 kN/s. C'est une vitesse lente qui garantit que le test soit statique afin de limiter les effets dynamiques. Une fois le pic passé la vitesse de chargement est augmentée dès qu'un changement de rigidité est noté. La Figure 4.25 présente les courbes de chargement des différents essais.

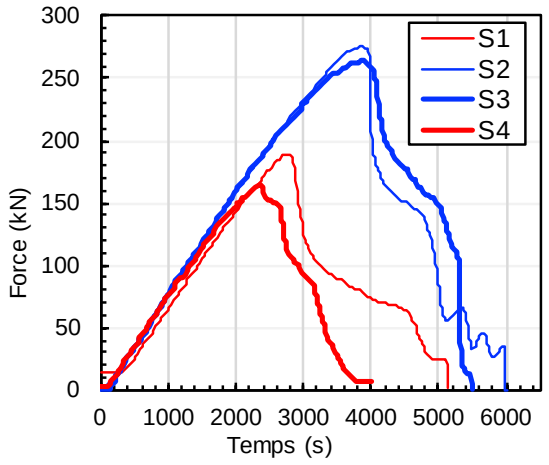
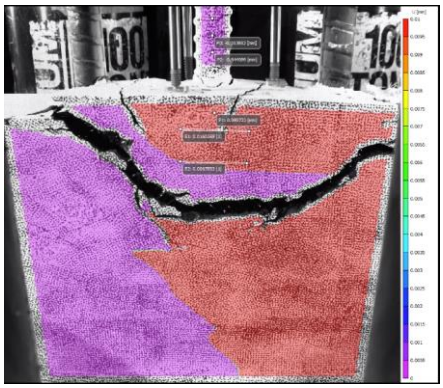


Figure 4.25 Courbe de chargement des essais

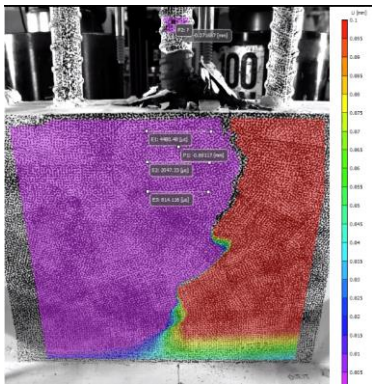
4.3.5 Résultats

4.3.5.1 Mode de rupture

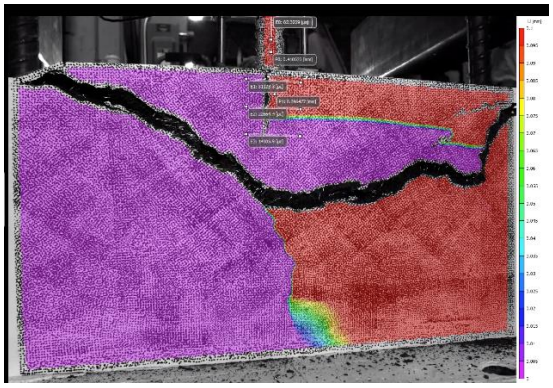
La Figure 4.26 présente les modes de rupture des essais. Les couleurs représentent le déplacement selon l'axe perpendiculaire aux barres.



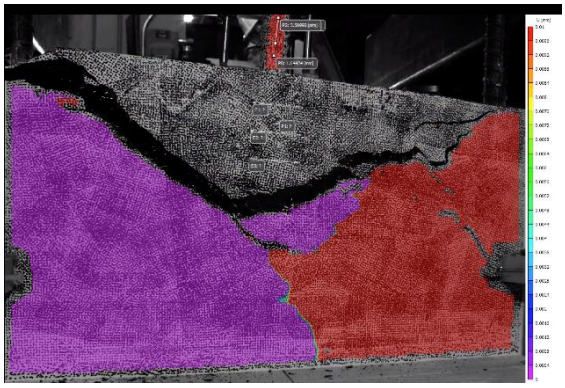
S1-1.0-F1



S2-1.0-F3



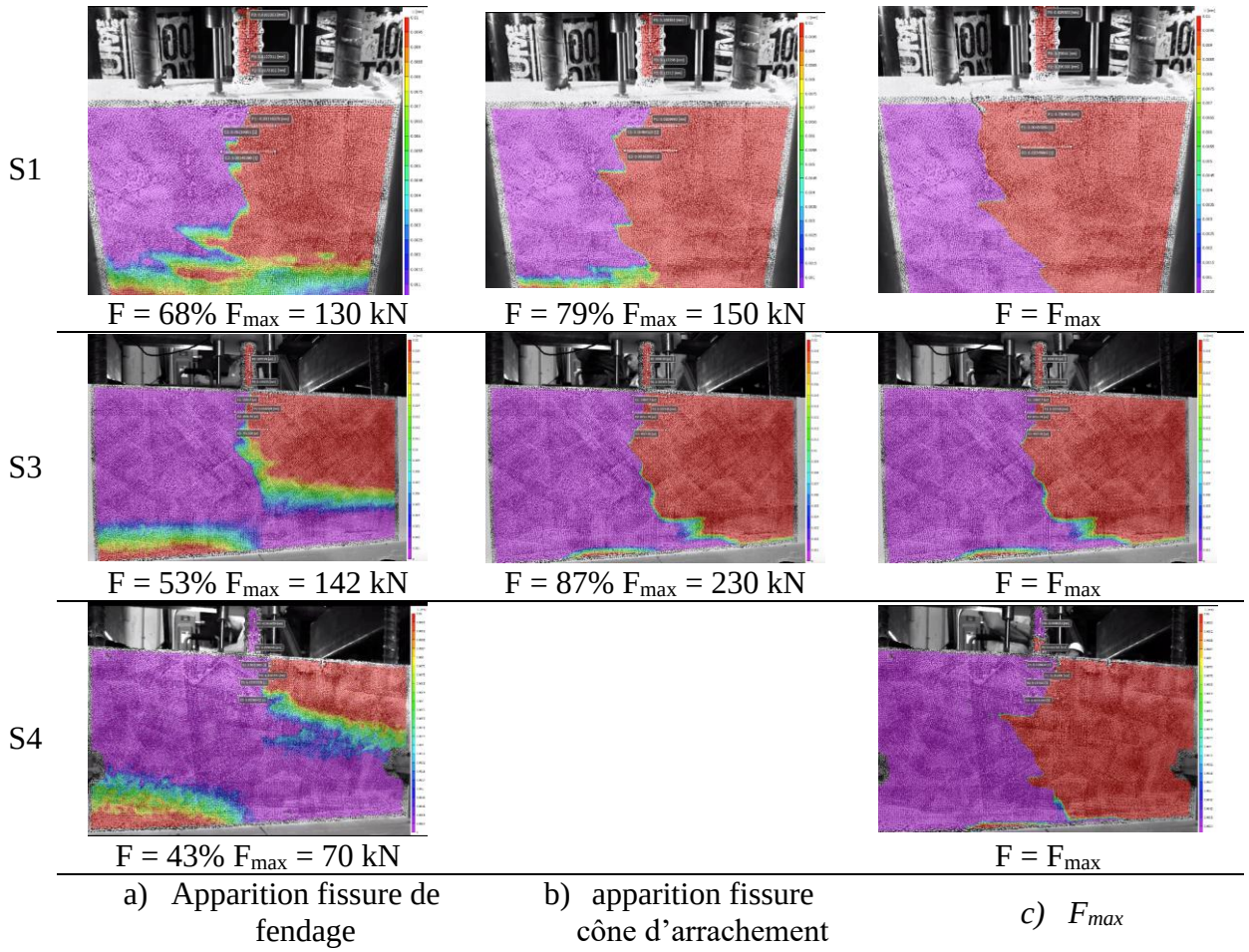
S3-4.0-F3



S4-4.0-F1

Figure 4.26 Mode de rupture des 4 spécimens

Pour les spécimens S1, S3 et S4 on observe que le mode de ruine est un cône d'arrachement qui se produit entre les deux barres supérieures. Pour le spécimen S2 par contre on a une fissure de fendage qui implique un déchaussement de la barre et une perte de capacité. Cependant, pour les spécimens avec cône on observe également une fissure de fendage. La Figure 4.27 montre que c'est d'ailleurs la première fissure à apparaître, mais que le cône d'arrachement est ensuite la cause de la ruine du spécimen.



a) Apparition fissure de fendage

b) apparition fissure cône d'arrachement

c) F_{max}

Figure 4.27 Suivi de la fissuration des spécimens S1, S3 et S4

4.3.5.2 Capacité

La Figure 4.28 et le Tableau 4.8 présentent les résultats des essais. On observe que l'objectif d'atteindre la résistance ultime de 600 MPa d'une barre 400W afin de créer une rotule plastique à la base des culées n'est pas rempli avec la géométrie étudiée. Cependant les murets en BFUP 3% respectent le critère d'atteindre le f_y d'une barre 400W énoncé dans le code CSA pour des applications non sismiques.

Les résultats de ces tests sont comparables au des valeurs de longueurs de chevauchement requise dans les normes pour du béton ordinaire qui sont de l'ordre de 40 d_b (Eurocode 2) ou 30 d_b (CSA S6-14) et montrent ainsi l'efficacité du BFUP pour des longueurs de chevauchement de seulement 6 d_b.

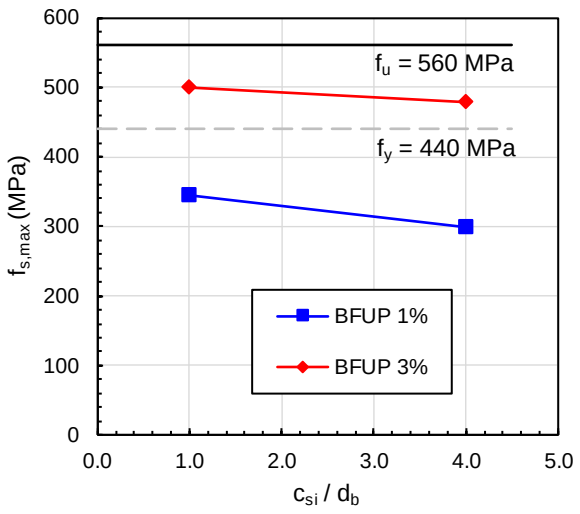


Figure 4.28 Comportement des essais

Tableau 4.8 Récapitulatif des résultats

Nom	% de fibres	c_{si} / d_b	F_{max} (kN)	$f_{s,max}$ (MPa)	$s_{LE,fsmax}$ (mm)
S1	1	1.0	189.9	344.0	0.48
S2	3	1.0	275.3	498.7	0.50
S3	3	4.0	264.1	478.4	0.55
S4	1	4.0	164.5	298.0	0.27

4.3.5.3 Décollement muret-fondation

La Figure 4.28 montre également qu'une augmentation de l'espacement des barres c_{si} entraîne une baisse de la capacité, comme l'avait observé Rosini dans son étude numérique du cas où une seule barre est mise en traction dans un joint continu (voir Figure 4.29).

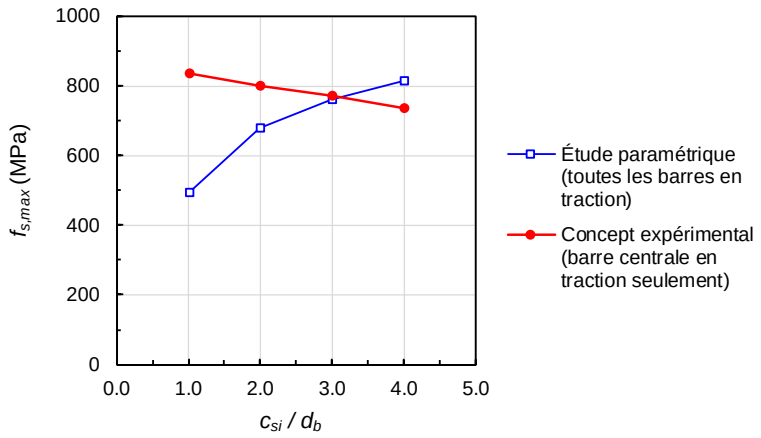
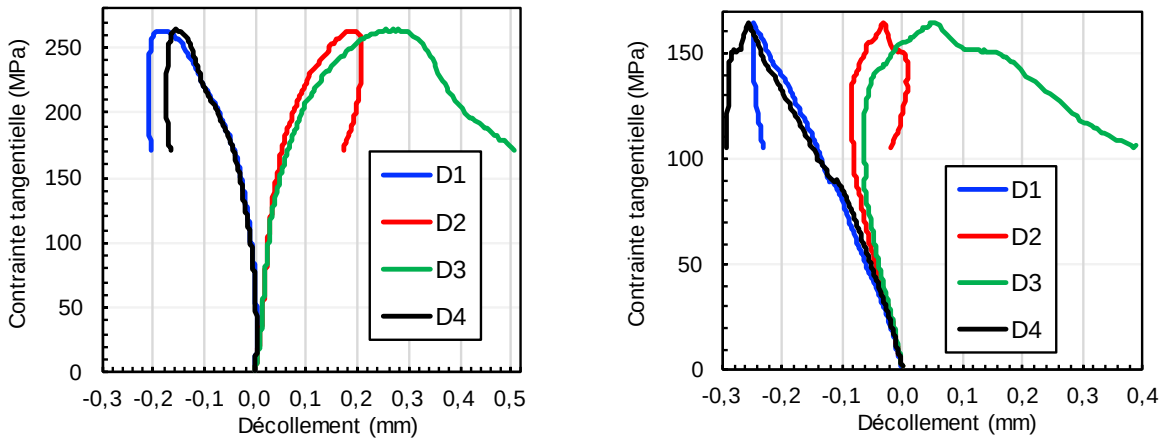


Figure 4.29 Comparaison des comportements numériques pour spécimen avec BFUP et $\ell_d = 6\ d_b$ (Rosini 2018)

Une des principales hypothèses permettant d'expliquer cette différence est l'effet de levier, inhérent au protocole de test où on ne tire que sur une seule barre. Cet effet est particulièrement visible sur les essais avec les barres les plus éloignées ($c_{si} = 4.0\ d_b$).

La Figure 4.30 présente les courbes de la capacité en fonction des résultats des LVDT installés sur les bords des murets. On voit que les capteurs D1 et D4 qui sont les plus éloignés de la barre testée (Figure 4.22) se compriment quand les capteurs D2 et D3 sont en traction. Cette différence montre que le muret est en flexion. On en déduit notamment que la fibre supérieure, où se développe en premier la fissure de fendage, est en traction : il y a donc, au droit de la barre, une sollicitation additionnelle dans le BFUP à l'effet souhaité seul de traction directe. Plus l'espacement entre les barres est grand, plus cette flexion est importante ce qui explique la baisse de la capacité avec l'augmentation de c_{si}.

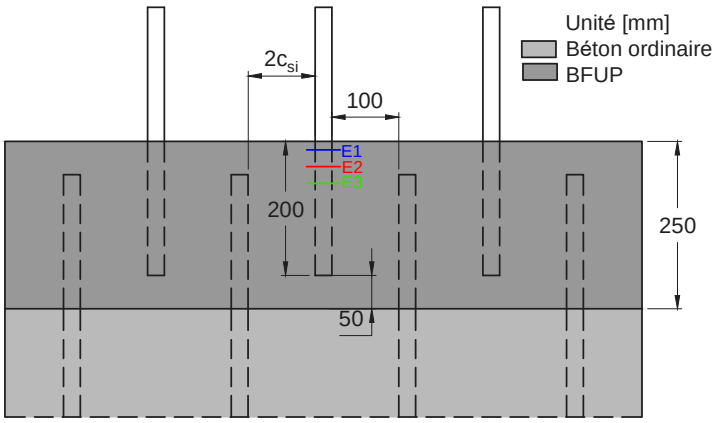


a) Spécimen 3 (BFUP 3%) b) Spécimen 4 (BFUP 1%)

Figure 4.30 Décollement muret-fondation

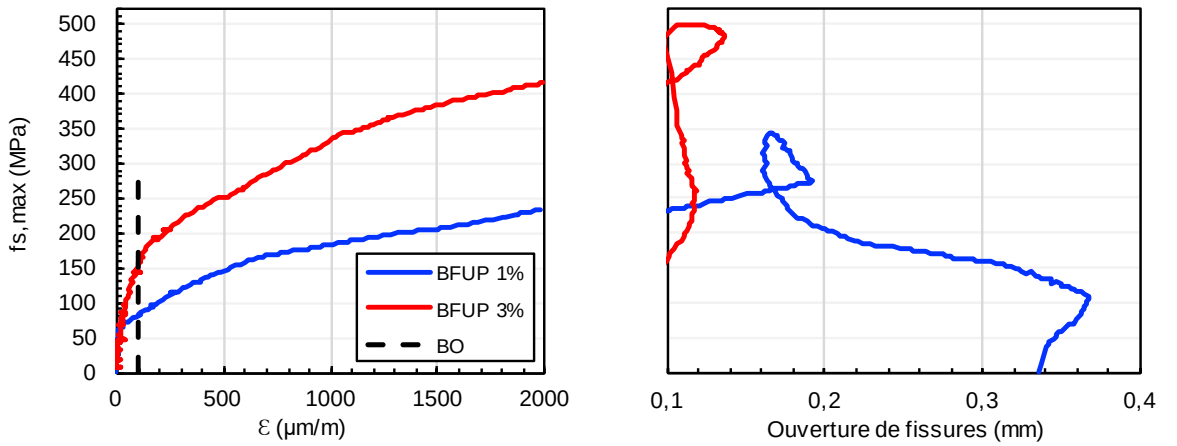
4.3.5.4 Déformation et ouverture de fissure

À l'aide du système DIC on peut placer des extensomètres sur la surface du BFUP pour mesurer la déformation du béton puis l'ouverture de fissure. La Figure 4.31 présente l'emplacement des extensomètres et la Figure 4.32 présente les courbes de la capacité en fonction de la déformation et de l'ouverture de fissure des quatre spécimens mesurés avec l'extensomètre E2. On considère que l'extensomètre mesure une ouverture de fissure et non plus une déformation lorsque l'ouverture est de 10 micromètres (0.01 mm).

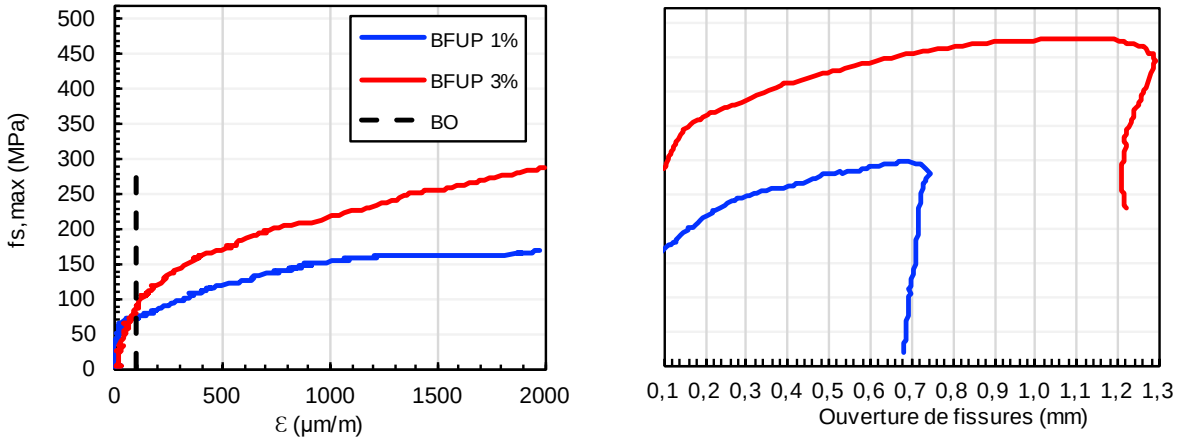


vue en élévation – Spécimen c_{si} = 4.0 d_b

Figure 4.31 Emplacement des extensomètres



a) Spécimens $c_{si} = 1.0\ d_b$



b) Spécimens $c_{si} = 4.0\ d_b$

Figure 4.32 Courbes contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissures des spécimens

On observe que pour une déformation donnée, le BFUP 3% permet d'obtenir une contrainte plus élevée dans la barre. Sur la Figure 4.32, on voit que les fissures se referment après le pic dû à l'ouverture du cône d'arrachement présenté au paragraphe 4.3.5.1 qui vient « soulager » la fissure de fendage.

La Figure 4.33 montre la capacité en fonction de la déformation et de l'ouverture de fissure pour les trois extensomètres du spécimen S4. On observe que plus un capteur est situé proche de la surface d'ancrage, plus la déformation et l'ouverture de fissure sont importantes à force égale. Cela traduit la sollicitation progressive des crénelures de la barre qui commence par celles les plus proches de la surface libre puis descends le long de la barre lors d'une fissuration par fendage.

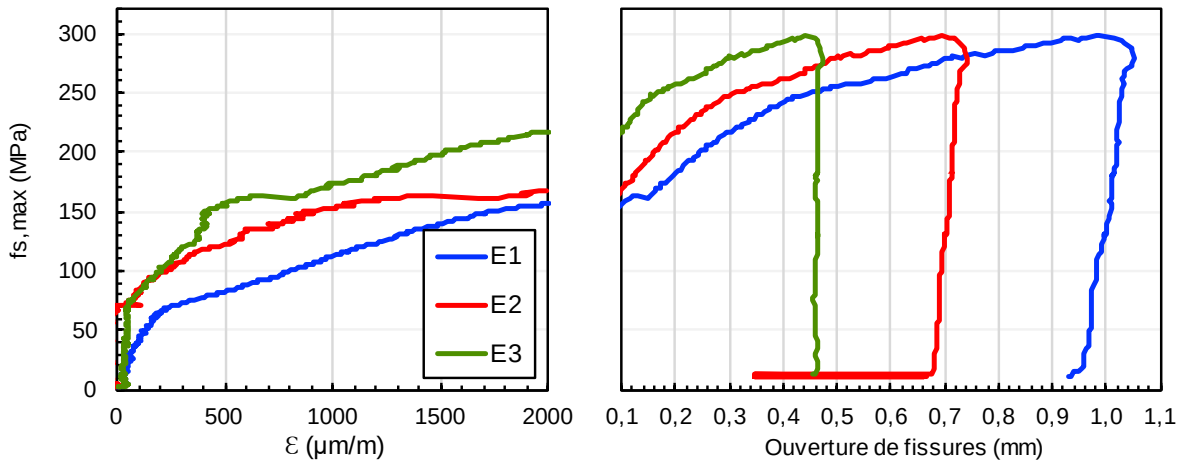


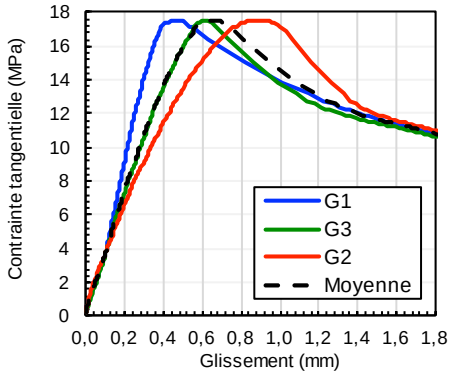
Figure 4.33 Courbes contrainte-déformation et ouverture de fissure des extensomètres du spécimen S4

4.3.5.5 Glissement

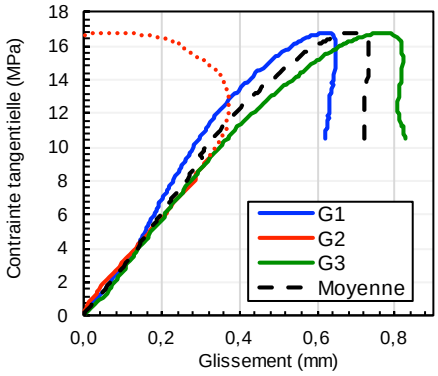
4.3.5.5.1 Mesure du glissement

Lors des mesures du glissement, l'allongement de la barre a été retranché sur les mesures des capteurs pour mesurer le glissement réel en utilisant la valeur du module d'élasticité pour la barre Dywidag. Cette méthode est possible puisque les capacités ne dépassent pas la limite d'élasticité de la barre (Tableau 4.7).

Pour la mesure du glissement, la moyenne des trois capteurs est utilisée. Dans le cas où un capteur donne des résultats trop différents des autres, soit une correction est faite, soit les résultats de ce capteur sont enlevés de la moyenne. La Figure 4.34 présente ces situations.



a) Courbes glissement S2 : moyenne des 3 capteurs

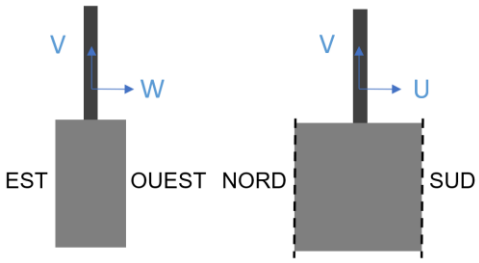


b) Courbes de glissement S3 : capteur G2 supprimé de la moyenne

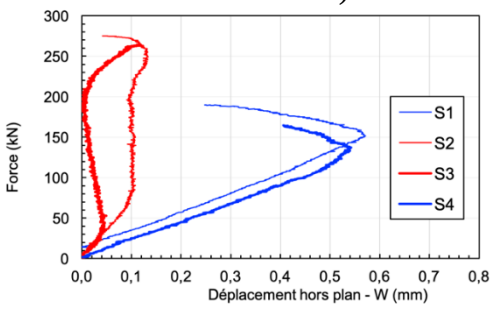
Figure 4.34 Courbes contrainte-glissement des spécimens S2 et S3

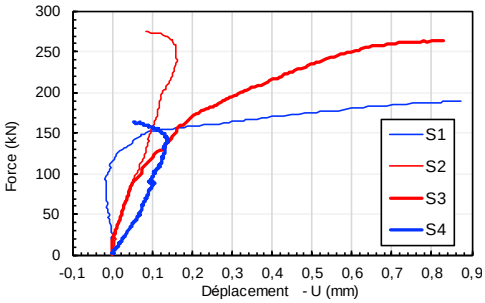
On peut conclure de cette mesure du glissement que l'utilisation de 3 capteurs permet de réduire la sensibilité au glissement en ayant une moyenne plus proche de la réalité. Cela permet aussi de mieux comprendre le comportement de la barre qui a une influence sur le glissement. En effet on observe de grosses différences entre les mesures de capteurs au début de la courbe qui traduisent le redressement de la barre.

Pour ce redressement, des mesures du glissement avec le DIC ont également été réalisées. Avec ce système on peut faire des mesures en 3D et donc voir le déplacement hors plan qui correspond au redressement de la barre. La Figure 4.35 présente ces déplacements pour les spécimens.



a) Schéma des déplacements U, V et W





b) Déplacements W et U - DIC

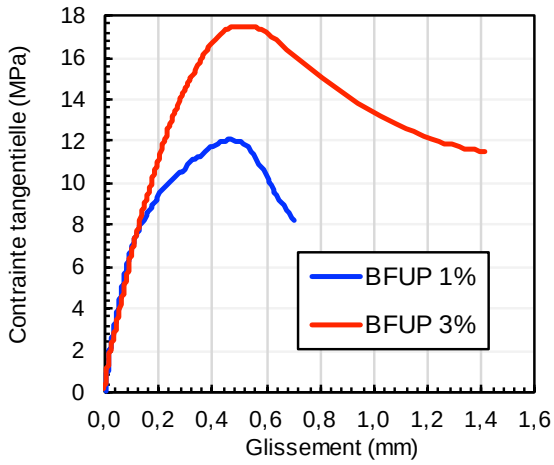
Figure 4.35 Déplacements dans le plan mesuré au DIC

On observe notamment que la barre dans les spécimens S1 et S4 est fortement orientée vers l'est donc on a un redressement vers l'ouest. De même la barre des spécimens S3 et S4 est fortement orientée vers le nord donc on a un redressement vers le sud.

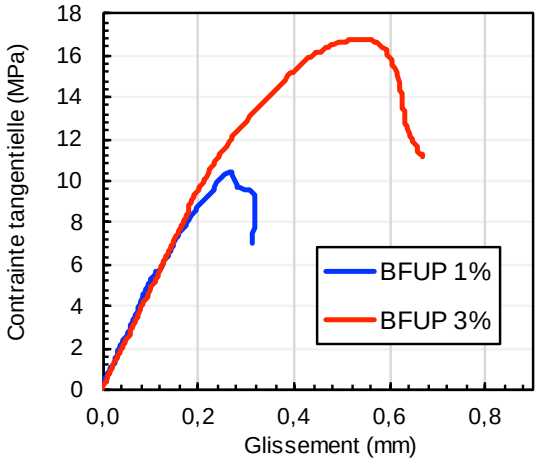
Ces résultats sont confirmés avec les courbes de la Figure 4.30.b) qui présentent le décollement du muret S4. On y voit que de base tous les capteurs sont en compression. Or ils sont tous du côté ouest du muret, cette compression traduit bien un redressement vers l'ouest qui vient les comprimer.

4.3.5.5.2 Résultats glissement

La Figure 4.36 présente les contraintes tangentielles en fonction du glissement pour les quatre spécimens. Les glissements à capacité maximale sont donnés dans le Tableau 4.8. On observe notamment que les pentes initiales sont les mêmes pour les différentes configurations même si les capacités augmentent avec le pourcentage de fibres. Or on sait que les résistances en compression des deux BFUP sont équivalentes. C'est donc que les rigidités sont les mêmes et reliés à la performance en compression. Par contre l'apport de fibres amène seulement un gain en performance.



a) $c_{si} = 1.0\ d_b$



b) $c_{si} = 4.0\ d_b$

Figure 4.36 Courbes de contraintes tangentielles-glissement

4.3.5.6 Comparaison à la littérature

Le Tableau 4.9 présente les résultats des essais faits par Yuan et Graybeal (2014) sur des géométries de murets proches de celles étudiées ici. On constate notamment que pour des paramètres similaires, les contraintes maximales sont bien supérieures à celles de quatre spécimens testés (voir le Tableau 4.8, la capacité maximale entre les quatre tests est de 499 MPa).

Tableau 4.9 Essais de (Yuan & Graybeal, 2014)

ℓ_d / d_b	ℓ_s / d_b	c_{so} / d_b	c_{si} / d_b	$f_{s,max}$ (MPa)
8.2	6.6	1.9	0.4	572
8.2	6.6	1.9	1.6	821
8.2	6.6	1.9	4.8	731
8.2	6.6	1.9	8.4	662
8.2	6.6	1.9	11.6	648

L'hypothèse qui pourrait expliquer cette différence pourrait être l'effet de levier présenté dans la section 4.3.5.3. En effet dans leurs travaux Yuan et Graybeal (2014) travaillent avec des murets beaucoup plus longs pour simuler l'effet de continuité. Cet effet de levier se voit donc beaucoup plus limité. Cependant on observe avec le Tableau 4.9 que pour un espacement entre les barres supérieur à 1.6 d_b une tendance à la baisse de la résistance maximale avec l'augmentation de l'espacement reste la même.

4.3.6 Conclusion

Plusieurs conclusions peuvent être tirées de cette campagne expérimentale.

- La performance voulue n'a pas été atteinte avec la géométrie choisie. Cependant on constate comme pour les essais précédents que l'augmentation de la quantité de fibres entraîne une augmentation de la capacité.
- La continuité des barres a une influence sur le test de joint d'une seule barre : on n'observe pas le comportement réel en ne tirant que sur une barre dans un muret. L'effet de levier prépondérant est notamment une limite importante pour ce test qui serait sinon un essai

simple et efficace à répéter. Par contre une géométrie plus longue où on teste chaque barre comme le font Yuan et Graybeal (2014) est également critiquable car on a pu observer ici que la ruine d'une barre à un impact sur les barres adjacentes avant même le pic de capacité.

- Le système de mesure par corrélation d'image (DIC) permet d'obtenir facilement une quantité d'informations impossible à avoir avec des capteurs. Pour le glissement on a pu mesurer des déplacements dans les trois directions et pour la déformation cette méthode a permis d'installer plus de jauges qu'il n'aurait été possible avec des jauges physiques. Par contre cette méthode est très sensible aux réglages de la lumière et des caméras pendant l'essai et le positionnement des points pour le post traitement. Pour ce dernier point, il est recommandé de prendre plusieurs points et combinaisons de ceux-ci pour créer un « fuseau de courbe » (Touzain, 2019).

4.4 Conclusion de la campagne préliminaire

Au cours de cette campagne expérimentale deux tests d'ancrage en traction directe et quatre murets ont été testés. Tous ces spécimens étaient en BFUP avec deux pourcentages de fibres étudiés : 1% et 3%. La longueur d'ancrage était de 5 *db* pour les tests d'ancrages avec un enrobage de 1.2 d_b. La longueur de chevauchement était de 6 d_b pour les tests de murets avec un enrobage de 1.5 d_b et des espacements entre les barres de 1.0 d_b et 4.0 d_b. Après ces deux études expérimentales préliminaires, on déduit principalement que ces deux tests présentent des limites importantes pour modéliser le comportement réel d'un joint de chevauchement.

Il est donc nécessaire de réfléchir encore sur un test plus adéquat. Du fait du temps de mise en œuvre d'une campagne expérimentale, une vaste campagne numérique présentée au chapitre suivant a été menée, ainsi que la collecte des travaux majeurs de la littérature pour avoir une meilleure estimation de la campagne à réaliser.

Plusieurs points ressortent aussi de ces campagnes :

- la capacité d'un ancrage ou d'un joint de chevauchement augmente avec le pourcentage de fibres dans le BFUP;
- la continuité a une influence sur la capacité d'un test localisé : il faut la prendre en compte;

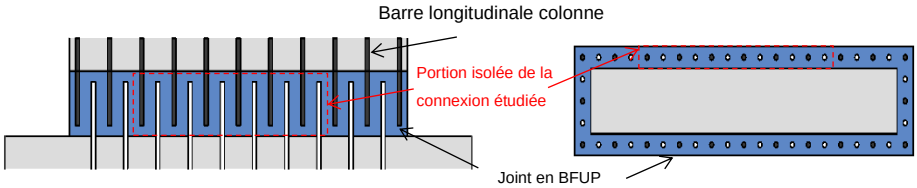
- une orientation contrôlée et préférentielle des fibres est à rechercher pour un test sur du BFUP;
- la mesure du glissement est une opération délicate et sensible et il est nécessaire de prendre plusieurs capteurs pour la réaliser correctement;
- le système de mesure par corrélation d'image est très riche sur la quantité d'information disponible pour un seul test.

CHAPITRE 5 ANALYSE NUMÉRIQUE

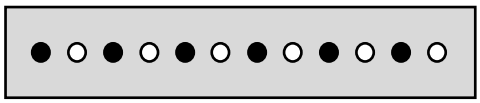
5.1 Introduction

5.1.1 Objectif et enjeux

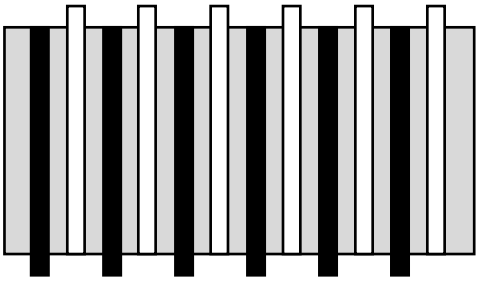
Dans le contexte de culées préfabriquées assemblées avec la semelle de fondation à partir d'un joint en BFUP à la base, une des configurations des barres chevauchées les plus simples et optimales consiste à avoir un chevauchement des barres dans un même plan avec espacement constant entre chacune des barres. On nommera ce type de connexion un joint en BFUP avec barres chevauchées à espacement symétrique, tel qu'illustré sur la Figure 5.1a. Pour une culée, beaucoup de barres doivent venir se chevaucher dans le joint en BFUP. Il semble donc important lors de l'étude isolée du comportement mécanique du joint en BFUP de tenir compte de l'effet de continuité de ce dernier en intégrant un nombre suffisant de barres chevauchées, tel que montré sur la Figure 5.1b. Ce type de spécimen où on isole un nombre restreint de barres du joint est appelé modèle continu dans ce mémoire. L'étude expérimentale de ce type de joint engendre des dimensions de spécimen et des coûts associés considérables. Plusieurs études sur les performances de joint en BFUP (section 2.6) ont été menées sur des essais à l'échelle locale de barres ancrées ou chevauchées, sans être réellement en mesure de comparer les performances obtenues avec une réalité de joint avec plusieurs barres chevauchées. Ce point soulève plusieurs interrogations quant à la représentativité des essais locaux isolés avec un nombre réduit de barres, en termes de capacité ultime développée dans les barres, de mode de rupture, de transfert des efforts à travers le BFUP, etc.



a) Disposition typique des barres chevauchées dans une culée avec joint en BFUP



b) Joint isolé



c) Joint isolé – Élévation

Figure 5.1 Description d'un modèle continue d'un joint en BFUP isolé

En 2003, Cairns et Plizzari (2003) ont initié une réflexion pertinente sur les enjeux de l'harmonisation des essais sur la liaison armature-béton. Près de 20 ans plus tard, aucune recommandation n'a été émise, tant pour le béton ordinaire que pour le BFUP pour définir le type, la géométrie, les directions de coulée, le nombre d'essais représentatif, les protocoles de chargement en fonction des applications et des critères de performances mécaniques recherchées. De plus, à ce jour, aucune étude n’a été menée pour confronter les résultats d'essais expérimentaux locaux vis-à-vis du comportement de la liaison armature-BFUP avec des essais à l'échelle globale pour des joints avec barres chevauchées à espacement symétrique.

Le développement d’outils numériques pour faciliter la conception et l’optimisation des connexions est primordial pour prendre en considération différents aspects (enrobage du béton, espacement entre barres, présence d'étriers, influence des performances du BFUP, etc.). Dans la situation où le comportement de la liaison armature-béton est l’un des principaux phénomènes qui contrôlent la réponse globale de l'élément de structure étudié, le mécanisme de la liaison armature-béton doit être explicitement pris en compte dans les simulations numériques. Lagier, Massicotte et Charron (2016) ont proposé une stratégie basée sur l'analyse non linéaire par éléments finis de la liaison armature-BFUP à partir d'une modélisation à l'échelle de la crénelure des barres. Cette stratégie a été calibrée et validée dans un premier temps à partir d'essais expérimentaux comprenant deux joints de barres chevauchées en contact dans du BFUP. Récemment, les travaux de Rosini (2018) ont étendu la validation du modèle numérique à l'échelle de la crénelure à partir des résultats

expérimentaux de 6 configurations d'essais locaux d'ancrage et de chevauchement. Au travers de la méthodologie employée dans ces études, il a pu être montré comment l'analyse non linéaire par éléments finis permet d'aider à identifier l'impact de divers facteurs sur les performances d'ancrage, et l'influence des diverses conditions aux limites d'essais expérimentaux proposés dans la littérature.

Dans ce contexte, le développement d'un outil numérique prédictif permet d'effectuer de vastes campagnes d'analyses paramétriques et d'identifier les similitudes et différences entre les modèles continus et locaux de joint de chevauchement. L'objectif des simulations numériques présentées dans ce chapitre vise à étudier numériquement plusieurs géométries d'essais locaux pour définir si une configuration peut permettre de représenter le comportement de barres chevauchées avec espacement symétrique.

Dans un premier temps, un modèle continu numérique fiable a été développé, servant de référence aux différents modèles numériques locaux présentés ultérieurement. Pour confirmer expérimentalement les résultats des simulations numériques, un travail de synthèse des résultats des études présentées à la section 2.6 a été effectué. Cela a permis de bâtir une base de données des essais locaux de liaison armature-BFUP.

5.1.2 Stratégie de modélisation

5.1.2.1 Modélisation à l'échelle de la crénelure

Prédire numériquement la capacité développée par une barre ancrée dans du béton n'est pas une tâche triviale. Bien que les équations de longueur de développement des codes de conception soient maintenues historiquement et intentionnellement aussi simples que possible, la liaison armature-béton est un phénomène très complexe, influencé par de nombreux paramètres. Dans les régions de barres chevauchées, le transfert d'effort entre les barres et le béton est réalisé principalement par les crénelures. La composante radiale de la pression inclinée générée en tête de chaque crénelure induit des contraintes de traction ortho-radiales autour de la barre et peut conduire à la formation d'une fissure de fendage dès que la résistance en traction du béton d'enrobage est atteinte. Par conséquent, pour être en mesure de simuler le mécanisme de rupture par fendage qui correspond au mode de rupture prédominant dans le cas de joint de chevauchement, l'approche par modélisation à l'échelle de la crénelure mène aux résultats les plus prédictifs Lagier et al. (2016).

Le logiciel d'éléments finis ABAQUS a été utilisé pour effectuer l'ensemble des simulations numériques. Tous les modèles ont été pré-traités, exécutés et post-traités à l'aide de scripts Python. L'approche de résolution explicite en mode quasi-statique est utilisée, avec le module ABAQUS/*Explicit*.

Pour assurer le caractère quasi-statique des analyses deux critères énergétiques ont été définis pour chaque simulation (Figure 5.2) :

- jusqu'au pic de charge, le ratio entre l'énergie cinétique (E_k) et l'énergie interne de déformation (E_{int}) doit être inférieur à 5% : $(E_k/E_{int})_{fsmax} < 5\%$;
- en phase post-pic jusqu'à 80% du pic de charge, le ratio $(E_k/E_{int})_{80\%fsmax} < 10\%$.

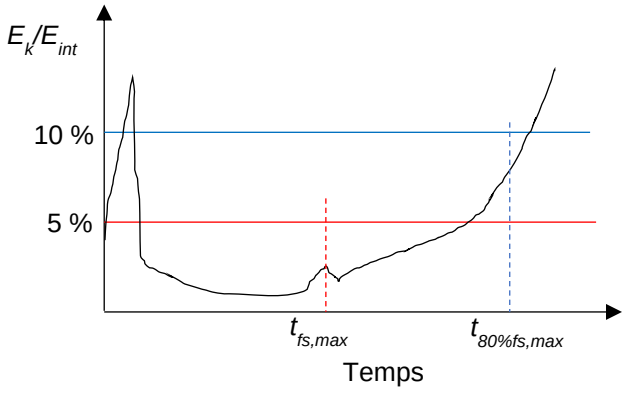
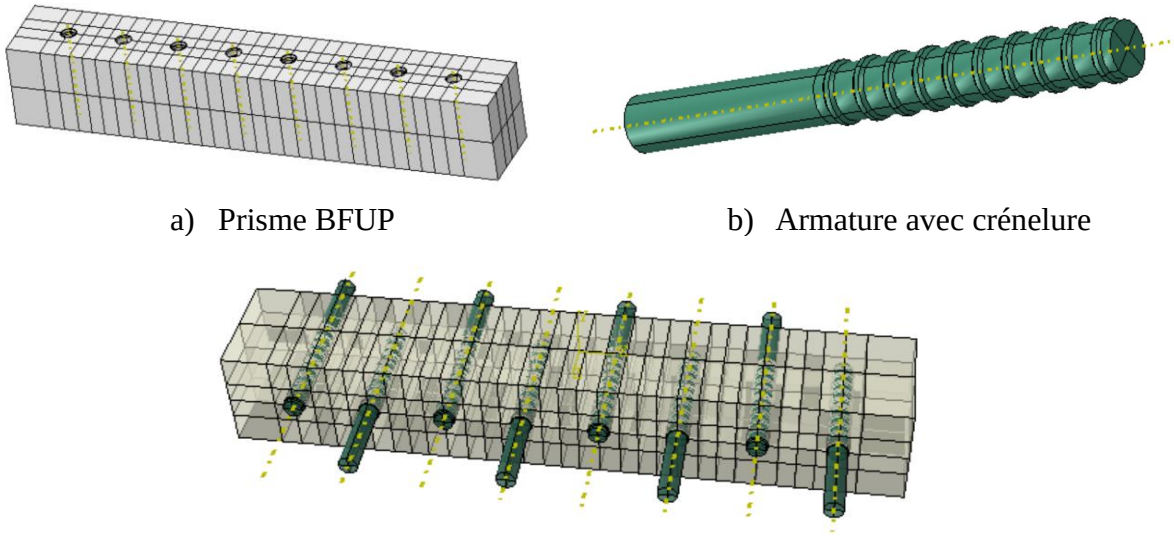


Figure 5.2 Courbe du ratio d'énergie cinétique typique dans le cas d'une simulation quasi-statique

5.1.2.2 Éléments structuraux

Pour chaque spécimen la matrice en BFUP est représentée par un prisme déformable. Les armatures sont des cylindres déformables avec la représentation géométrique des crénelures transversales, normales à l'axe de la barre. Les deux crénelures longitudinales ne sont pas modélisées, car d'effet négligeable.



a) Prisme BFUP

b) Armature avec crénelure

c) Éléments assemblés

Figure 5.3 Modélisation des éléments structuraux

Les éléments sont des éléments *Explicit* hexaédriques à intégration réduite (C3D8R) avec un *Hourglass control* (déformation nulle au point d'intégration de l'élément) défini par le mode *Relax Stiffness.* La taille des éléments du maillage est ici contrôlée par les dimensions des crénelures pour avoir des éléments de la taille des crénelures. Les travaux réalisés par Lagier et al. (2016) ont pu montrer une convergence des résultats à partir d'une taille du maillage équivalent à la taille des crénelures. Ainsi, aucune étude de sensibilité au maillage n'a été réalisée pour ce projet. La taille du maillage est fixée en moyenne à 3 mm pour tous les éléments du modèle.

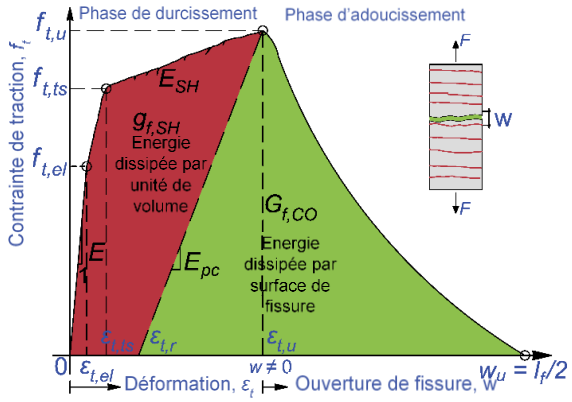
5.1.2.3 Matériaux

Le comportement du BFUP est modélisé par le modèle constitutif EPM3D (Massicotte et Ben Ftima, 2015), développé à Polytechnique Montréal, utilisé à partir d'une sous-routine VMAT pour ABAQUS/*Explicit*. Le modèle se situe au niveau d'une modélisation macroscopique du comportement du béton avec une modélisation diffuse de la fissuration, plus communément appelée modèle de type « smeared crack ». L'hypothèse de coïncidence entre la direction des contraintes et la direction des déformations principales au cours de la fissuration est adoptée (strain rotating crack). Ce concept de rotation des axes principaux au cours de la progression d'une fissure

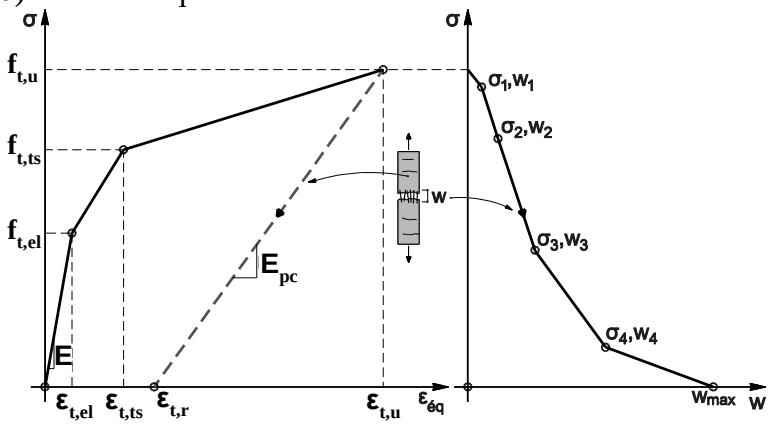
implique que les axes d'orthotropie restent parallèles à la direction principale durant le processus de chargement (Bouzaiene, A. & Massicotte, 1997).

La description détaillée du modèle EPM3D sort du cadre de ce mémoire, et le lecteur peut se référer aux articles et mémoires suivants pour une lecture plus approfondie sur les différents aspects théoriques du modèle : (Aubrée, 2014; Ben Ftima, 2013; Bouzaiene, A. & Massicotte, 1997; Bouzaiene, A. H., 1995). À partir de ce modèle constitutif, le BFUP en traction est simulé par un comportement tri-linéaire en contrainte-déformation jusqu'à la résistance en traction maximale, $f_{t,u}$ (Figure 5.4b). Le comportement adoucissant du BFUP est défini par une réponse multilinéaire en contrainte-ouverture de fissure à l'aide de 5 points d'entrée (Figure 5.4c). La longueur caractéristique de fissure est fonction uniquement de la taille des éléments. Contrairement au BO et au BRF, où les éléments se déchargent selon le module d'élasticité E_c, le module de déchargement considéré dans le cas du BFUP est un module endommagé, E_{pc}. Ce module est directement contrôlé dans EPMD3D par le paramètre α qui définit le ratio de déformation résiduelle par rapport à la déformation maximale atteinte. Dès l'entrée dans la phase adoucissante, le module de déchargement s'exprime selon l'équation (5.1).

$$E_{pc} = \frac{f_{t,u}}{\varepsilon_{t,u}(1-\alpha)} \tag{5.1}$$



a) Loi de comportement en traction d'un BFUP écrouissant



b) relation σ-ε en phase pré-pic c) relation en phase post-pic

Figure 5.4 Définitions des paramètres de la loi de traction du BFUP dans EPM3D

La même loi de BFUP a été utilisée pour toutes les simulations présentées dans ce chapitre. Ces données proviennent de l'étude de Lagier et al. (2016). Elle correspondant aux performances moyennes d'un BFUP avec 4 % de fibres métalliques autour des barres chevauchées. Les propriétés mécaniques de cette loi sont présentées dans le Tableau 5.1 et sur les Figure 5.5 et Figure 5.6.

Tableau 5.1 Propriétés mécaniques de la loi réduite du BFUP 4% (Lagier et al., 2016)

Propriétés mécaniques en compression			Contraintes-Déformations en traction			Contraintes- Ouverture de fissures en traction		
E_c	(MPa)	35 000	$f_{t,el}$	(MPa)	5.0	i	w_i (mm)	σ_i (MPa)
ν_c		0.2	$f_{t,ts}$	(MPa)	6.0	*3*	0.2	5.2
f'_c	(MPa)	-115.0	$f_{t,u}$	(MPa)	6.5	*4*	0.7	3.1
ε_c	(µm/m)	-4 500	$\varepsilon_{t,ts}$	(µm/m)	300	*5*	1.6	1.4
E_{pc}	(MPa)	8667	$\varepsilon_{t,u}$	(µm/m)	1 200	*6*	2.6	0.6
						max	5.0	0.0

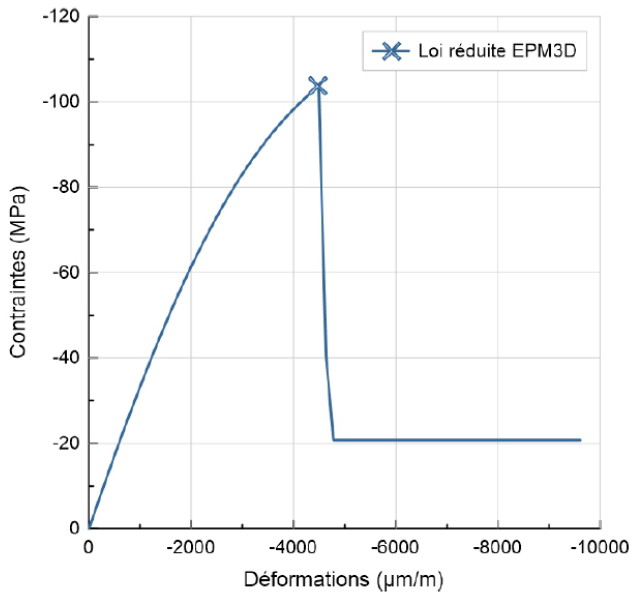


Figure 5.5 Comportement en compression de la loi réduite du BFUP 4% (Lagier et al., 2016)

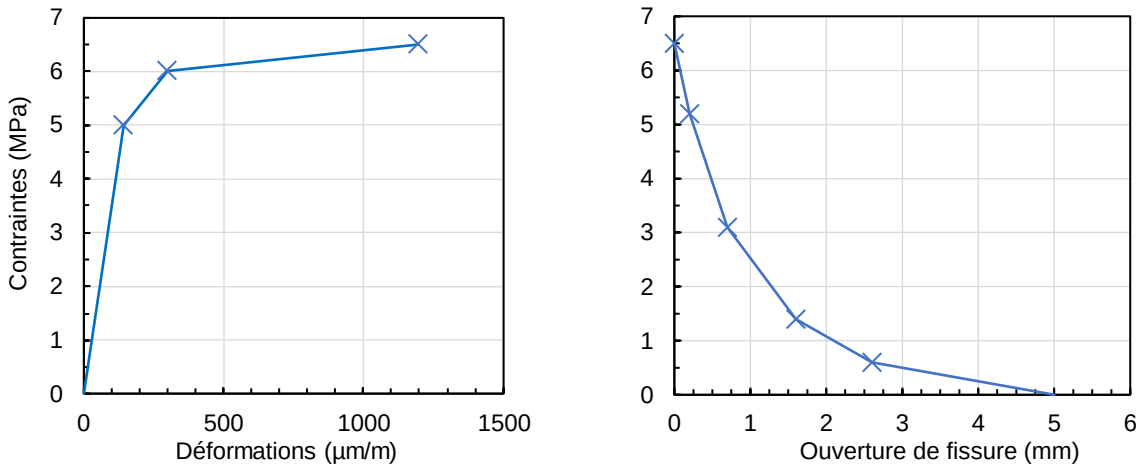


Figure 5.6 Comportement en traction de la loi réduite du BFUP 4% (Lagier et al., 2016)

L'ouverture de fissure, définie par le paramètre de post-traitement SDV52, est utilisée pour représenter la fissuration du BFUP dans la suite du chapitre.

L'objectif des simulations numériques est d'obtenir la capacité maximale pouvant être développée pour une configuration donnée selon les propriétés du BFUP retenues. Des propriétés élastiques linéaires pour les barres d'armatures ont donc été utilisées afin de garantir la rupture dans le BFUP.

5.1.2.4 Contact acier béton

Pour prédire le comportement de la liaison armature-BFUP, le principal enjeu est d'être capable numériquement de simuler les mécanismes majeurs de transfert d'effort de la barre au béton, de telle sorte que le mode de rupture et le glissement relatif de la barre dans le BFUP obtenus constituent le résultat de l'analyse numérique. Cette stratégie se démarque des méthodes classiques utilisant des lois de glissement à l'interface d'une barre et du béton, dont la réponse doit être prédéfinie avant de lancer la simulation. Ces lois sont généralement obtenues à l'aide de modèles à l'échelle de la barre d'armature avec une relation contrainte tangentielle – glissement à l'interface selon le degré supposé de confinement existant autour des barres ancrées. Il est relativement complexe pour ce type de modèle de simuler mode de rupture par fendage d'une barre ancrée.

Les modèles à l'échelle de la crénelure ont montré récemment un degré de raffinement accessible avec les performances actuelles des ordinateurs de calcul, permettant une meilleure représentation des mécanismes en jeu à l'interface acier-béton. Le transfert d'efforts entre les deux matériaux est principalement assuré par un contact normal en tête de crénelure, modélisé à partir de l'option « Hard Contact » dans ABAQUS. L'algorithme de contact « General Contact » est utilisé dans ABAQUS.

Entre deux crénelures, un élément cohésif à épaisseur nulle avec frottement est défini. Le modèle de frottement de Mohr-Coulomb est considéré. La décohésion de l'interface survient dès lors que la résistance normale de l'élément cohésif est atteinte. Dans la direction parallèle au chargement, le cisaillement est repris grâce au frottement associé au glissement selon les propriétés définies dans le Tableau 5.2. Les surfaces du béton à l'arrière des crénelures sont totalement libres de séparation. Plus de détails sur la définition des propriétés d'interface peut être trouvés dans (Lagier et al., 2016).

Tableau 5.2 Paramètres de l'interface armature-BFUP employée (Lagier et al., 2016)

Loi de traction et de décollement							Loi de frottement	
$\overline{\sigma_n}$ (MPa)	$\overline{\tau_n}$ (MPa)	$\overline{\tau_s}$ (MPa)	K_{nn} (N/mm^3)	K_{tt} (N/mm^3)	K_{ss} (N/mm^3)	δ_d (μm)	μ	$K_{el,f}$ (N/mm)
2.0	1.2	1.2	100	20.0	20.0	5.0	0.6	80.0

5.2 Synthèse des études précédentes sur modèles locaux

5.2.1 Introduction

Comme présenté dans la revue de littérature, plusieurs campagnes expérimentales ont été menées sur des essais locaux d'ancrage avec du BFUP. Les résultats des travaux de Heshe (1988), Nielsen et al. (1996), Aarup et al. (2000), Fehling et al. (2012), Cheung et Leung (2011) et Roy et al. (2017) ont été recueillis et regroupés pour créer une base de données à laquelle pourront être comparés les résultats des analyses numériques. Les résultats de la campagne préliminaire présentés dans la section 4.2 sont également introduis sans cette base de données. Les essais retenus pour la base de données sont uniquement ceux de type DTP (Direct Tension Pull-out) réalisés avec des barres d'armatures droites dans du BFUP sans barres transversales. Pour les travaux de Roy, seuls les essais avec orientation aléatoire des fibres ont été retenus.

Les résultats des travaux sur joints de chevauchement sans contacts symétriques réalisés par Yuan et Graybeal (2014) ont également été recensés pour comparaison avec les tests d'ancrage. Seuls les essais avec une maturation de 7 jours du BFUP ont été retenus.

Les principales données géométriques et propriétés de matériaux de ces essais sont présentées dans le Tableau 5.3. Une case vide dans ce tableau correspond à une information non trouvée dans la littérature.

On peut déjà observer avec ce tableau que toutes ces études ont été faites avec des diamètres de barres moyen ou petit qui sont donc plus faible que ceux utilisés dans notre étude faites d'après la conception présentée au Chapitre 3.

Tableau 5.3 Données géométriques et matériaux de la base de données

Article	Armature			BFUP			
	d_b (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	BFUP	% fibres	f'_c (MPa)	$f_{t,u}$ (MPa)
Heshe 1988	8	644	765	Usager	6%	150	10
Nielsen 1996	16	550	680	Usager	6%	-	10
Aarup 2000	16	550	680	Usager	6%	150	10
Cheung 2011	16	500	650	Usager	2%	160	9
Fehling 2012	12	580	680	Usager	1.5%	170	-
Roy 2011	16	700	1102	Ductal	2%	162	13.4
Campagne préliminaire S1	25	580	780	King	1; 3 et 4%	150	12.5 (4%)
Yuan&Graybeal 2014	16	889	1151	Ductal	2	134	-

Il convient de noter également que les vitesses de chargement ne sont pas les mêmes entre tous ces essais. Cette différence de vitesse peut avoir un effet de dispersion sur les résultats.

La Figure 5.7 présente les résultats de tous les tests d'ancrage en fonction de l'article de provenance des données. La Figure 5.8 présente les mêmes données qui sont les comparant avec les tests de Yuan et Graybeal (2014) pour lesquels la continuité est mieux représentée.

On observe sur la Figure 5.7 une grande dispersion dans les résultats alors qu'on a globalement une tendance d'augmentation de la capacité avec la longueur d'ancrage. Il est possible de tracer un fuseau sur ce graphique donnant les valeurs possibles de la capacité d'un test en fonction de la longueur d'ancrage. La dispersion entre les différents résultats est liée aux différences de performance de bétons et aux différences de condition de tests autant sur la vitesse de chargement que sur la préparation des spécimens.

La Figure 5.8 montre la corrélation entre capacité et longueur d'ancrage décrite par Yuan et Graybeal (2014) dans leurs travaux. On observe également que la contrainte maximale dans la barre semble augmenter plus rapidement avec la longueur d'ancrage pour les travaux sur murets continus de Yuan que pour les tests d'ancrage. Cela semble montrer un effet de la continuité sur la capacité. Il faut cependant noter premièrement qu'on compare ici une longueur de chevauchement pour les murets et une longueur d'ancrage pour les tests d'ancrage et, secondement, que les différences de tendances peuvent être également attribuables à la variabilité des conditions de test.

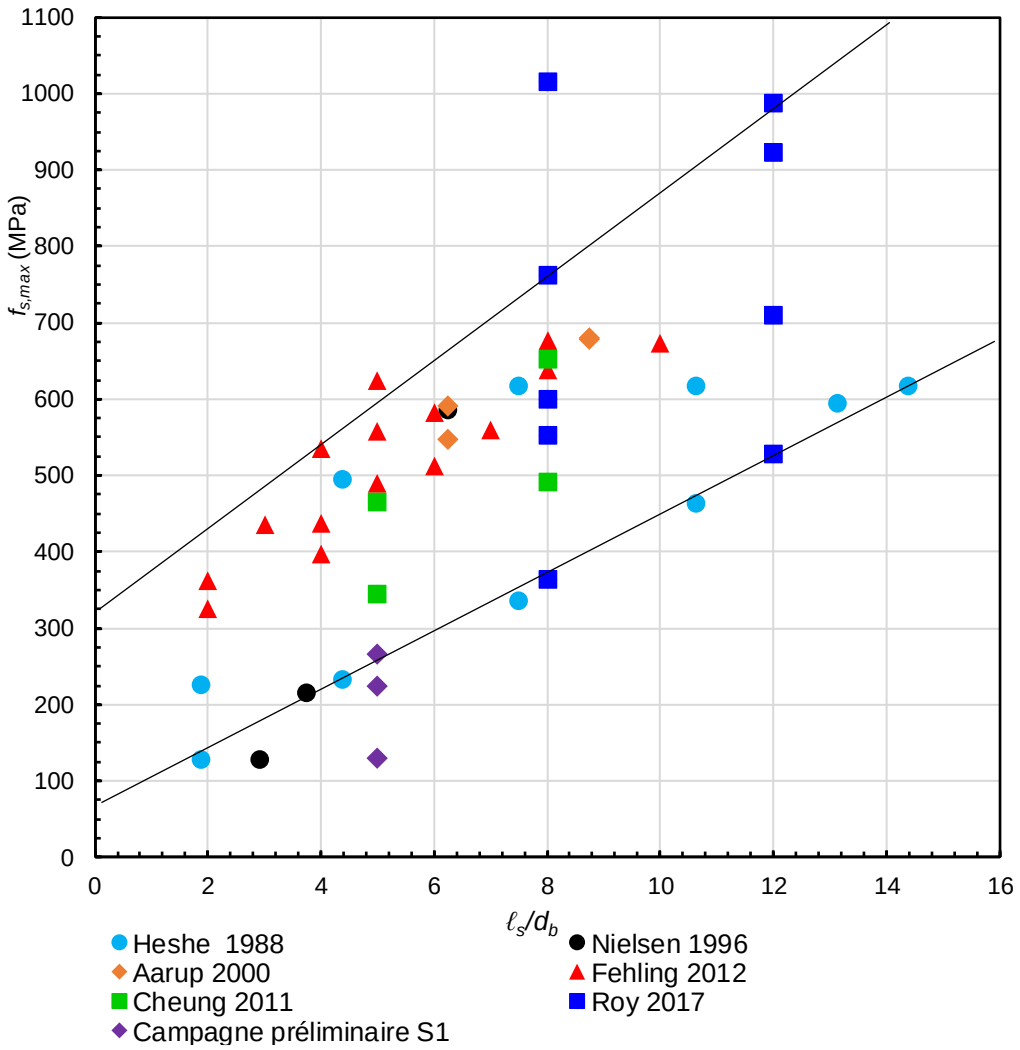


Figure 5.7 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage en fonction de l'article de la littérature pour des essais DTP avec du BFUP

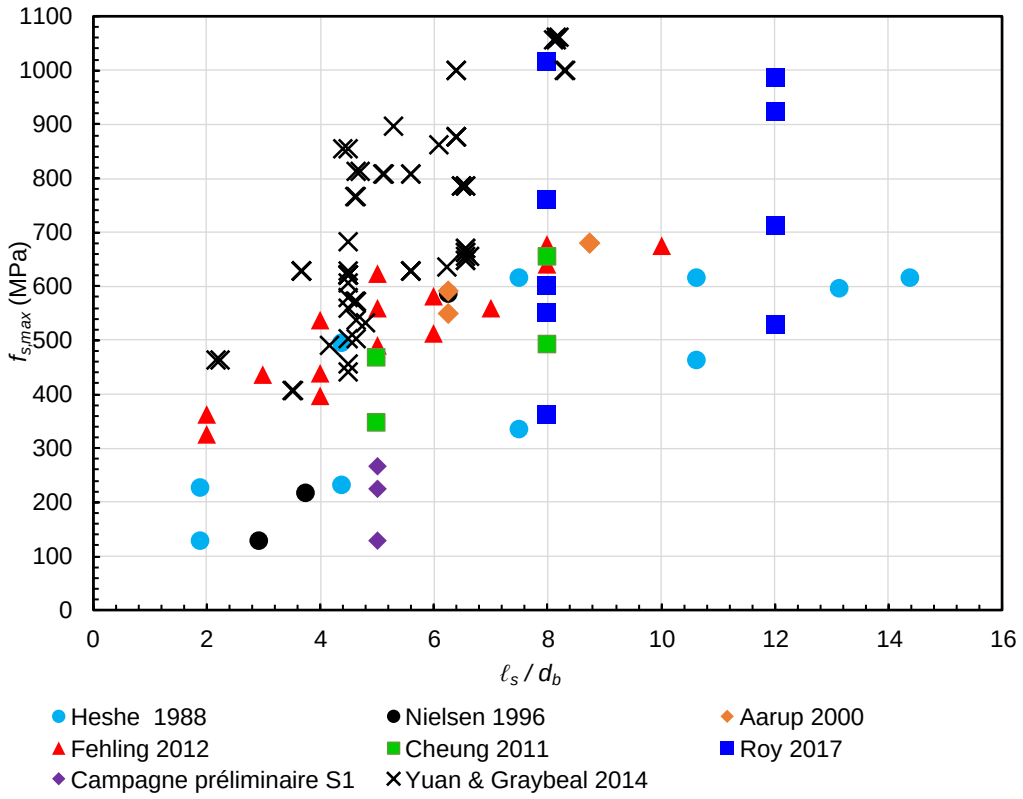


Figure 5.8 Comparaison test ancrage et muret continu dans la littérature

5.2.2 Classification en fonction de l'enrobage

La Figure 5.9 présente les mêmes résultats que dans le paragraphe précédent en les classant par épaisseur d'enrobage c / d_b. Cette valeur de c / d_b correspond pour tous ces tests au paramètre défini comme c_{so} dans les essais DTP de ce mémoire (Figure 5.46) qui représente l'enrobage net avec la surface extérieure de la barre perpendiculaire au plan des barres.

On voit premièrement que les tests faits ont tous des valeurs d'enrobage relativement faibles (moins de 3 d_b) grâce à l'utilisation de BFUP. On voit également que les auteurs ont privilégié des enrobages plus importants quand les longueurs d'ancrages sont petites et inversement.

La Figure 5.9 montre globalement qu'à longueur d'ancrage fixe la capacité maximale du spécimen augmente avec l'enrobage. La variabilité des résultats ne permet cependant pas d'établir de relation claire entre la longueur d'ancrage, l'enrobage et la capacité maximale.

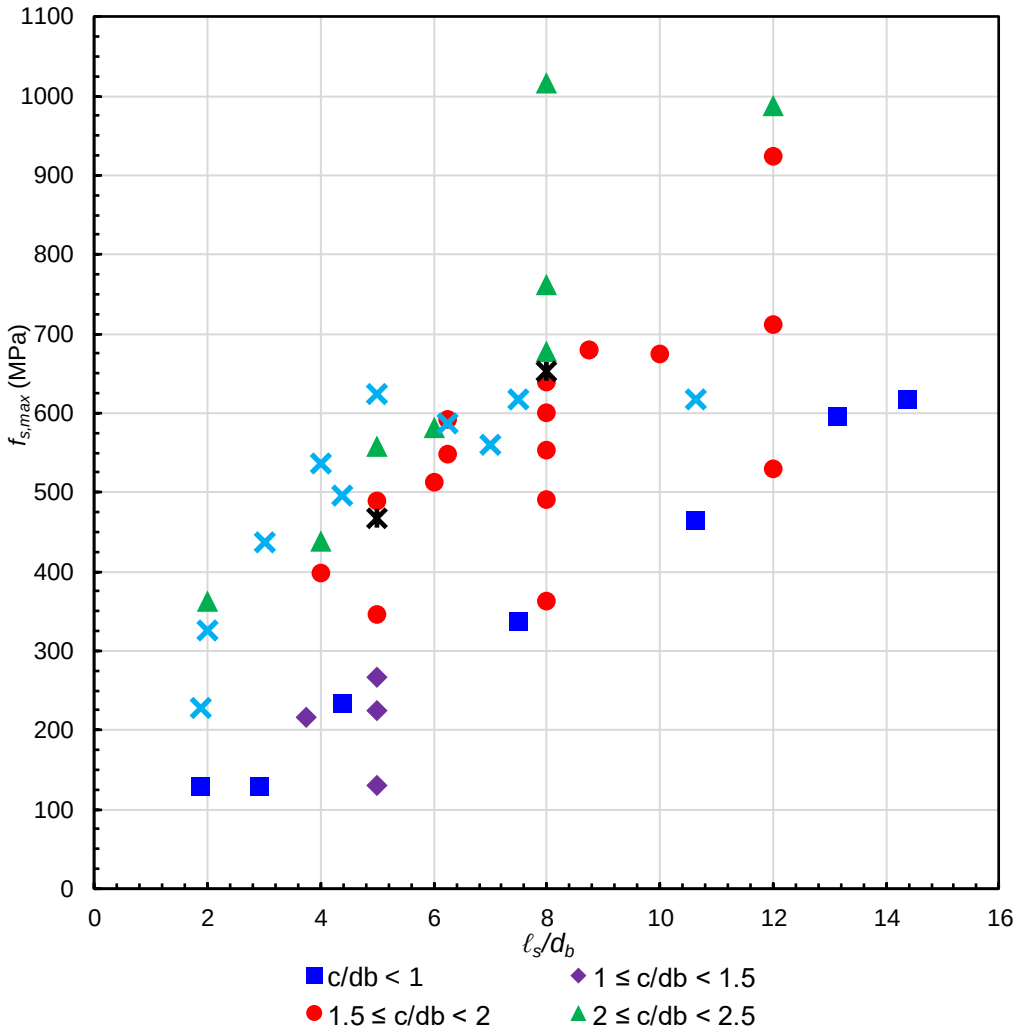


Figure 5.9 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage en fonction de l'enrobage pour des essais DTP avec du BFUP

5.2.3 Classification en fonction du mode de rupture

La Figure 5.11 présente les mêmes résultats que les deux paragraphes précédents avec une classification en fonction du mode de rupture.

On observe des modes de rupture suivants :

- le cône d'arrachement, correspondant à une rupture en cisaillement amenant plutôt un arrachement dans le cas d'un béton ordinaire ;
- la rupture par fendage ;

- la rupture par fendage de type V définie par Fehling et al. (2012) comme un mode de rupture de transition entre le cône d'arrachement et le fendage (Figure 5.10);
- rupture de l'armature avec une plastification de l'acier.

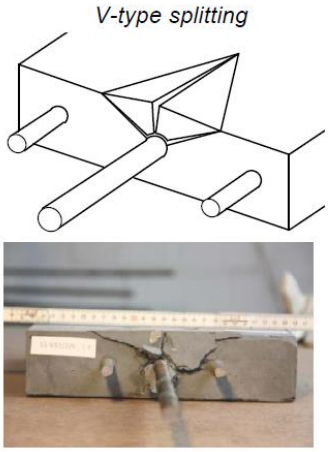


Figure 5.10 Fendage de type V (Fehling et al., 2012)

Dans certains cas plusieurs des modes de rupture présentés sont présents. Les tests pour lesquels le mode de rupture n'était pas clairement présenté ou pas présenté ont été classés comme « non renseignés ».

L'objectif de la campagne numérique est d'observer le comportement du béton dans un chevauchement sans contact. Or la Figure 5.11 montre que les résultats de la base de données doivent être interprétés avec précautions puisqu'on compare ensemble des modes de rupture différents du béton et de l'armature.

La Figure 5.11 permet cependant de faire des constats généraux sur les modes de rupture. On voit en effet que les ruptures par cône d'arrachement se produisent majoritairement pour des longueurs d'ancrages petites ($\ell_d < 6\ d_b$) et au contraire les ruptures par plastification de l'armature se produisent majoritairement pour des longueurs d'ancrages grandes ($\ell_d > 6\ d_b$). Le mode de fendage ne semble lui pas être dépendant de la longueur d'ancrage.

En comparant la Figure 5.11 à la Figure 5.9 on constate que globalement les modes de rupture par cône d'arrachement, en plus d'être pour les courts ancrages, se produisent pour des enrobages importants. Fehling avait fait la même observation lors de sa campagne expérimentale (Fehling

2012). On constate également que les ruptures par fendage se retrouvent majoritairement pour des cas de faibles enrobages.

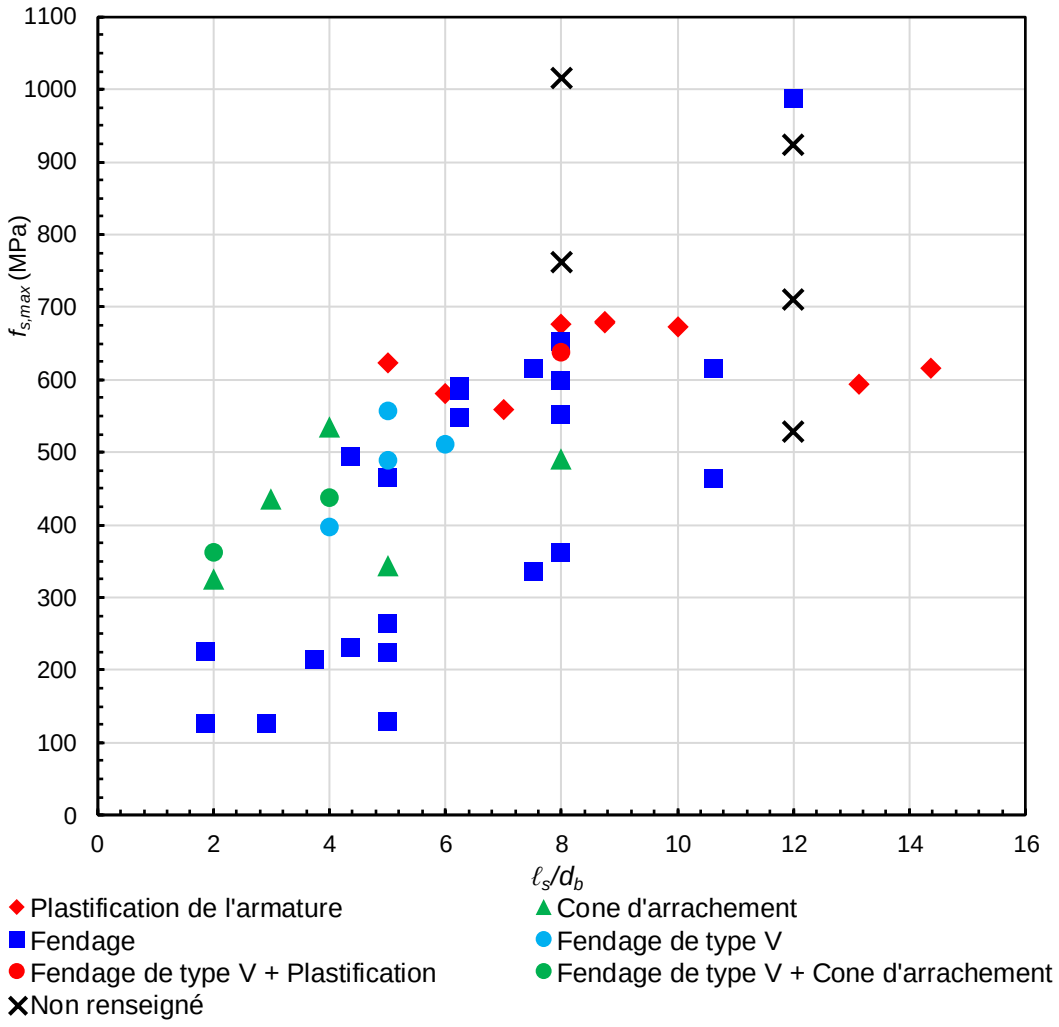
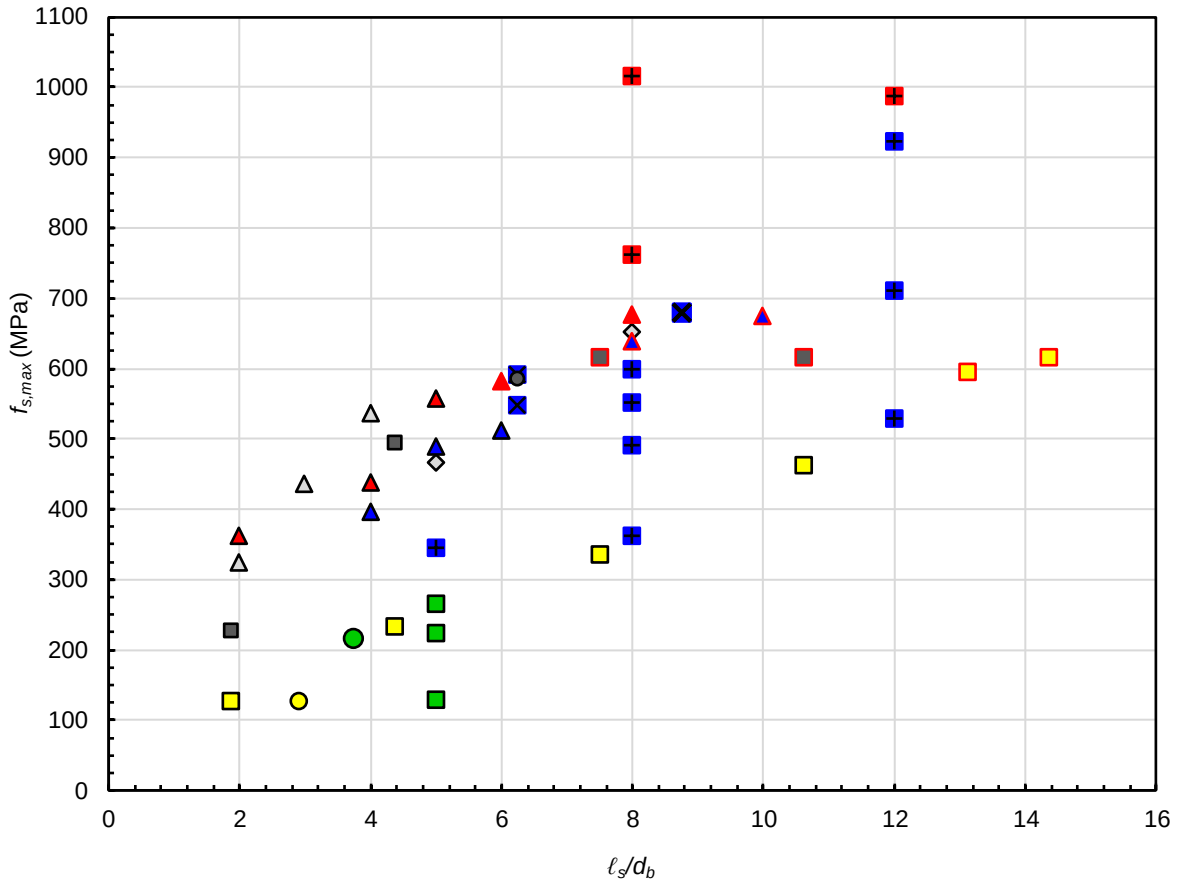


Figure 5.11 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage et selon le mode de rupture pour des essais DTP avec du BFUP

5.2.4 Synthèse globale

La Figure 5.12 est une synthèse globale des graphiques présentés dans les trois paragraphes précédents. Elle permet de visualiser sur un graphique les différentes tendances observées. Ce graphique sera utilisé pour comparer les résultats numériques et expérimentaux de l'étude présentée dans ce mémoire avec les résultats de la littérature.



- Heshe (1988) - db8 - cso0.625 - csi2.0 - ft10 - WoSt - FA
- Heshe (1988) - db8 - cso0.625 - csi2.0 - ft10 - WoSt - FA
- Cheung (2011) - db8 - cso3.25 - csi3.25 - ft10 - WoSt
- Heshe (1988) - db8 - cso2.6 - csi2.6 - ft10 - WoSt - FAK
- Heshe (1988) - db8 - cso2.6 - csi2.6 - ft10 - WoSt - FAK
- Cheung (2011) - db8 - cso1.9 - csi3.25 - ft10 - WoSt
- Aarup (2000) - db16 - cso1.84 - csi2.12 - ft10 - WSt
- Aarup (2000) - db16 - cso1.84 - csi2.12 - ft10 - WSt
- Nielsen (1996) - db12 - cso.9 - csi3.3 - ft10 - WoSt
- Nielsen (1996) - db12 - cso1.4 - csi3.3 - ft10 - WoSt
- Nielsen (1996) - db12 - cso2.6 - csi4.2 - ft10 - WoSt
- Fehling (2012) - db12 - cso1.5 - csi3.2 - ft10 - WoSt
- Fehling (2012) - db12 - cso2.0 - csi3.2 - ft10 - WoSt
- S1-F1 - db25 - cso1.2 - csi3 - ft12 - WoSt -1%
- S1-F3 - db25 - cso1.2 - csi3 - ft12 - WoSt -2%
- S1-F4 (Rosini 2018) - db25 - cso1.2 - csi3 - ft12 - WoSt -4%
- Roy (2017) - db12 - cso1.5 - csi4 - ft12 - 1% - Rand
- Roy (2017) - db12 - cso1.5 - csi4 - ft12 - 2% - Rand
- Roy (2017) - db12 - cso1.5 - csi4 - ft12 - 3% - Rand
- Roy (2017) - db12 - cso1.5 - csi4 - ft12 - 2% - Rand
- Roy (2017) - db12 - cso2.17 - csi4 - ft12 - 3% - Rand
- Fehling (2012) - db12 - cso2.5 - csi3.2 - ft10 - WoSt
- Fehling (2012) - db12 - cso1.5 - csi3.2 - ft10 - WoSt
- Fehling (2012) - db12 - cso2.0 - csi3.2 - ft10 - WoSt

Explication légende

Formes des marques : Article

Couleur intérieure : enrobage
- $c/d_b<1$: jaune
- $1<c/d_b<1.5$: vert
- $1.5<c/d_b<2$: bleu
- $2<c/d_b<2.5$: rouge
- $2.5<c/d_b<3$: gris foncé
- $3<c/d_b$: gris claire

Couleur contour : Mode de rupture
- bleu : arrachement
- noir : fendage
- rouge : plastification

Figure 5.12 Base de données des essais DTP avec du BFUP

5.3 Étude de l'influence de la continuité à partir de modèles continus de barres chevauchées à espacement symétrique

5.3.1 Présentation

Dans une première phase, un modèle numérique continu représentatif de la zone isolée du joint en BFUP d'une culée est étudiée (Figure 5.1). Il servira de référence ensuite pour valider les différentes géométries de modèles locaux étudiés.

À partir de ce concept de modèle continu de barres chevauchées à espacement symétrique, les paramètres suivants ont été étudiés, dont un exemple de configuration est présenté à la Figure 5.13 :

- le nombre de barres d'armatures supérieures et inférieures n ;
- l'enrobage net avec la surface extérieure d'une barre, perpendiculaire au plan des barres c_{so} ;
- le demi-espacement net entre deux barres c_{si} ;
- la longueur de chevauchement ℓ_s ;
- la disposition des barres ;
- le mode d'application de la charge ;
- la condition de frontière aux extrémités latérales du spécimen.

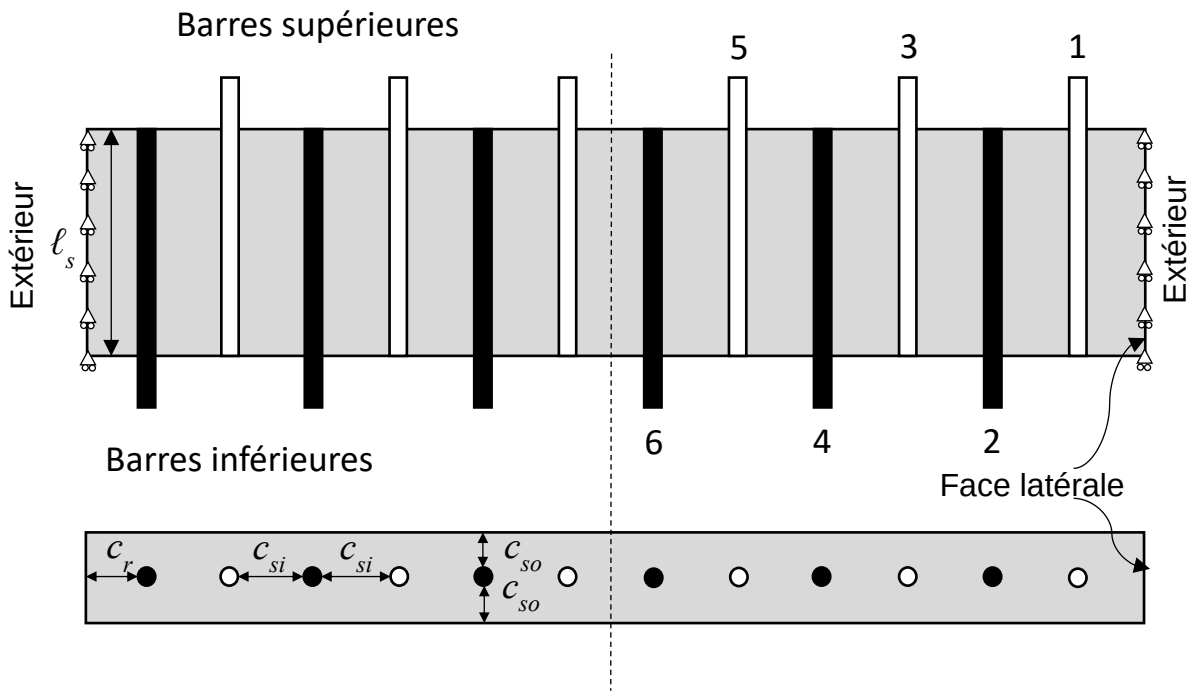


Figure 5.13 Détail des paramètres du modèle continu (n = 6)

Un modèle continu avec le même nombre de barres en partie supérieure et inférieure a été retenu pour l'étude. On l'identifie comme le modèle continu symétrique. Le cas non symétrique où il y a une barre de plus en partie inférieure, similaire à la géométrie étudiée par Rosini (2018), est présenté dans le paragraphe 5.3.4.

On considère que le spécimen a n barres quand il présente n barres chevauchées (partie supérieure). Par exemple pour la géométrie de la Figure 5.13 on a n = 6.

La numérotation des différentes barres d'un spécimen est présentée à la Figure 5.13. De par la symétrie on ne considère les barres que sur une moitié. La numérotation part du bord vers le centre. Par exemple pour tous les spécimens la barre 1 sera toujours la barre supérieure la plus au bord.

Pour toutes les simulations, l'enrobage latéral est $c_r = c_{si}$. Cette condition permet d'avoir toute la zone d'influence des barres sur les bords, comme si le spécimen représentait une portion au centre d'un joint de chevauchement continu dans une culée préfabriquée.

Les barres sont sollicitées à partir d'un déplacement imposé pour les solliciter en traction directe. Le même déplacement imposé est appliqué à l'extrémité de chacune des barres supérieures et inférieures, condition similaire aux précédents travaux de Rosini (2018). Aux extrémités chargées

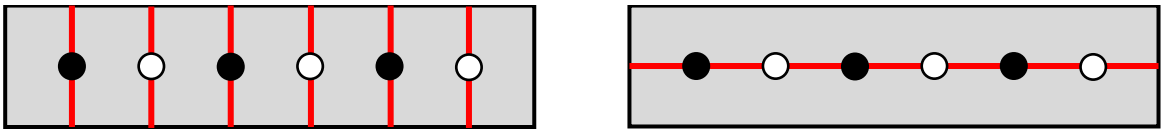
des barres d'armature, aucune retenue latérale n'a été imposée. Le cas où les barres d'armatures inférieures sont retenues au niveau du déplacement vertical alors que seules les barres supérieures sont sollicitées est présenté dans le paragraphe 5.3.5.

Contrairement aux travaux de Rosini (2018), les deux faces extérieures latérales du spécimen sont libres de tout déplacement latéral afin de ne pas surestimer le confinement apporté par l'effet de continuité. L'étude de cette influence entre bords libres et retenus est présentée en détail dans le paragraphe 5.3.6. Les déplacements dans l'axe des barres sont eux fixés sur les deux faces latérales.

Toute l'étude numérique sur les modèles continus a été réalisée avec des barres 25M. Ce diamètre est choisi pour deux raisons. Premièrement, comme tous les paramètres géométriques sont exprimés en fonction du diamètre des barres, numériquement les spécimens avec des barres 25M requièrent moins d'éléments dans le maillage pour une longueur de chevauchement donnée que les spécimens avec des barres 30M (diamètre utilisé pour la conception préliminaire de culée préfabriquée), réduisant ainsi les temps de calcul. Deuxièmement, les précédentes études de calibration et validation Lagier (2015) et Rosini (2018) avaient été menées avec des barres 25M.

La capacité maximale du spécimen $f_{s,max}$ est définie dans cette étude comme la capacité maximale de la barre chevauchée située au centre du spécimen. Par exemple, dans le cas du spécimen présenté à la Figure 5.13 avec $n = 6$, $f_{s,max}$ correspond à la capacité maximale de la barre 6.

La fissure de fendage constitue le principal mode de rupture dans le cas de joints de chevauchement en considérant des barres sans limites de capacité. Deux types de fendage peuvent survenir selon la configuration des barres chevauchées, un fendage perpendiculaire décrit par un plan de fissuration perpendiculaire au plan des barres chevauchées (Figure 5.14a) et un fendage parallèle décrit par un plan de fissuration dans le plan des barres chevauchées (Figure 5.14b). Dans le cas où ces deux modes surviennent à la capacité maximale, on parle de mode de fendage mixte.



a) fendage perpendiculaire b) fendage parallèle

Figure 5.14 Modes principaux de fissuration

Il convient de noter qu'une fissure de fendage est recherchée pour les simulations pour observer le comportement du BFUP mais dans un cas réel de conception de joint de chevauchement ces

fissures ne sont pas souhaitables et une plastification ou rupture de l'armature est attendue si la longueur d'ancrage est correctement conçue.

5.3.2 Mode de rupture

5.3.2.1 Rupture par fendage perpendiculaire

Le test #10 où c_{si} = 3.0 d_b et c_{so} = 2.16 d_b présente un cas de rupture par fendage perpendiculaire. Le Tableau 5.4 résume les caractéristiques géométriques de ce spécimen et les résultats de l'essai. Ces caractéristiques géométriques correspondent aux valeurs choisies lors d'un premier concept préliminaire de culée préfabriquée avec joint en BFUP, qui n'ont finalement pas été retenues pour le concept final présenté au Chapitre 3. La Figure 5.15 présente l'évolution de la contrainte dans chaque barre en fonction du temps de chargement alors que la Figure 5.16 présente le suivi de la fissuration.

Tableau 5.4 Caractéristiques géométriques et résultats test #10 avec rupture perpendiculaire

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#10	6	6	2.16	3	432	1.87%	6.41%	Perpendiculaire

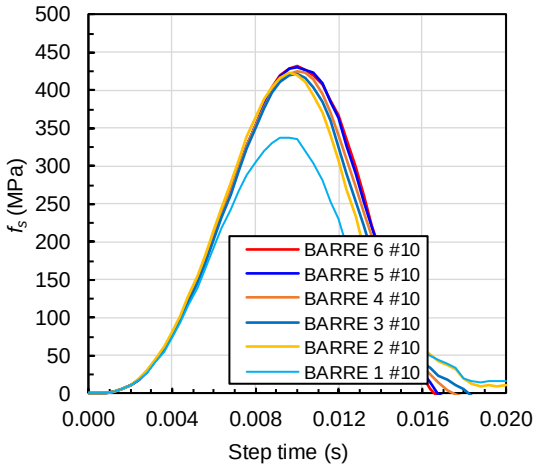
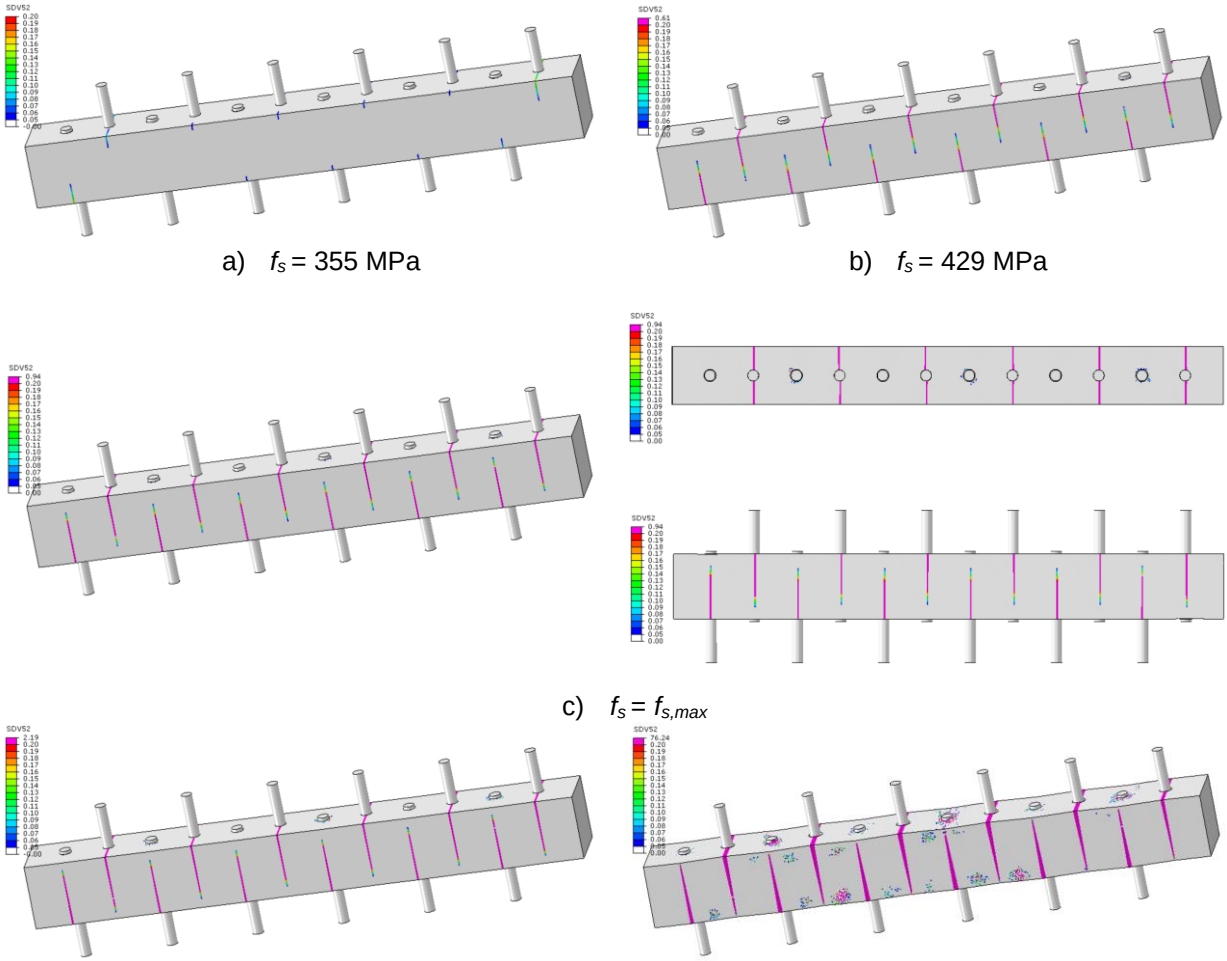


Figure 5.15 Test #10 : Évolution de la contrainte développée dans chaque barre du spécimen en fonction du temps d'analyse



a) f_s = 355 MPa

b) f_s = 429 MPa

c) $f_s = f_{s,max}$

d) f_s = 408 MPa en post pic

e) Ruine du spécimen

Figure 5.16 Suivi de la fissuration du Test #10 : rupture par fendage perpendiculaire

On observe sur la Figure 5.15 que la capacité maximale des barres augmente plus elles sont proches du centre. La barre 1 la plus proche du bord libre a notamment un gain en capacité plus lent que les autres et une capacité maximale $f_{s,max}$ bien plus faible. On constate de plus sur la Figure 5.16a que la fissuration perpendiculaire s'initie en premier dans cette barre. Il y a donc un effet de bord dû à la condition de bord libre. Contrairement à l'objectif initial, même si le mode de rupture est cohérent, ce modèle ne représente pas fidèlement une portion d'un joint de chevauchement où normalement les armatures subissent toutes le même niveau de contrainte. La Figure 5.17 présente le test #10 à $f_{s,max}$ avec une amplification des déformations 30 fois plus importante.

Premièrement on note que ce mode de rupture conduit à une certaine rotation des surfaces libres supérieures et inférieures du joint, liée à l'étude isolée du joint en BFUP. Dans le cas d'une culée, on peut s'attendre à avoir des ouvertures de fissure de fendage perpendiculaire moindre, et donc

une capacité ultime supérieure, liée au fait que des rotations seraient en partie gênées par la présence du béton ordinaire en contact de part et d'autre du joint en BFUP.

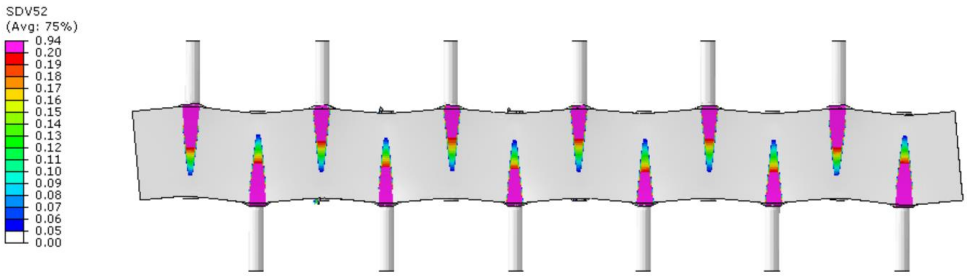


Figure 5.17 Test #10 : $f_s = f_{s,max}$ et facteur d'amplification numérique = 30

Deuxièmement, du fait de n'avoir aucune restreinte latérale aux extrémités des barres, avec le mode de fissuration perpendiculaire, on note un déplacement latéral dans le plan des barres vers l'extérieur. Or ce déplacement, dans le cas d'une culée est également gêné par le béton de la fondation pour les barres inférieures et le béton de la culée pour les barres supérieures.

En conclusion, le modèle numérique continu permet bien de représenter une fissure de fendage perpendiculaire, mais il présente plusieurs limitations. Néanmoins, ce modèle numérique continu fournit une contrainte maximale développée dans les barres chevauchées du centre conservatrice. On note qu'un fendage perpendiculaire survient avec c_{si} / c_{so} = 1.39, sans savoir précisément la valeur du ratio limite de transition vers le mode de rupture parallèle au plan des barres. Cependant, les constatations relevées ci-dessous restent vraie dès lors que la configuration des barres chevauchées conduit à un mode de rupture perpendiculaire aux barres.

5.3.2.2 Rupture par fendage parallèle

Le test #19 où c_{si} = 1.5 d_b et c_{so} = 2.16 d_b présente un cas de ruptures par fendage parallèle. Le Tableau 5.5 résume les caractéristiques géométriques de ce spécimen et les résultats de l'essai. On note qu'un fendage parallèle survient lorsque $c_{si} < c_{so}$. La Figure 5.19 présente le suivi de la fissuration de l'analyse et la Figure 5.18 présente les courbes de la capacité de chaque barre en fonction du temps de l'analyse.

Tableau 5.5 Caractéristiques géométriques et résultats test #19 avec rupture parallèle

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#19	6	6	2.16	1.5	418	0.27%	0.40%	Parallèle

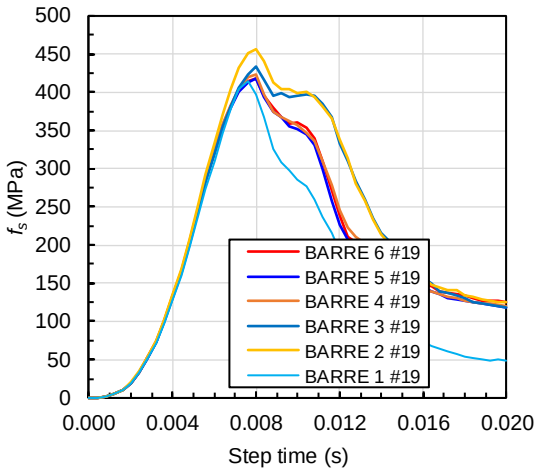
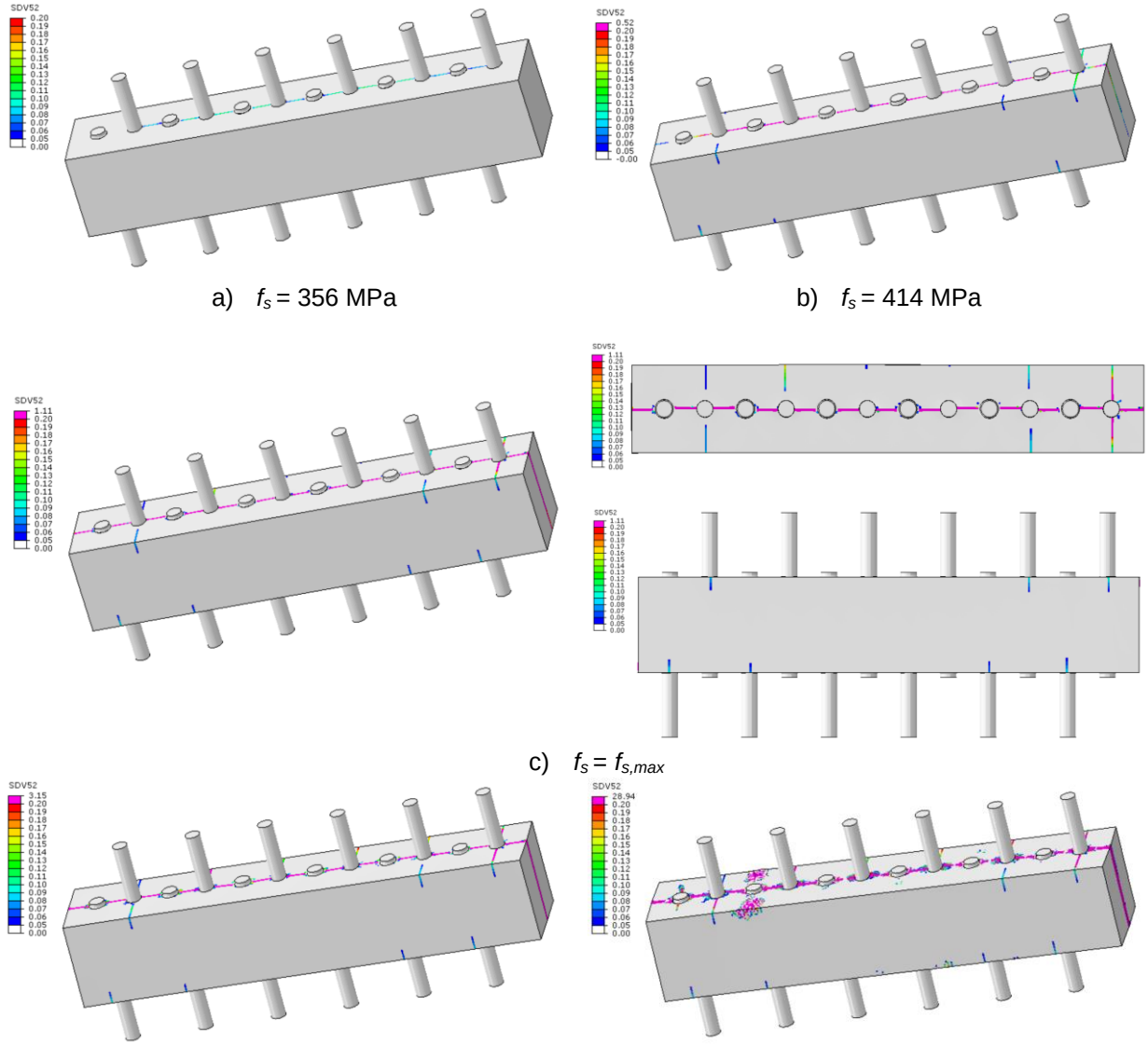


Figure 5.18 Test #19 : évolution de la capacité de chaque barre du spécimen en fonction du temps de l'analyse



a) f_s = 356 MPa

b) f_s = 414 MPa

c) $f_s = f_{s,max}$

d) f_s = 361 MPa en post pic

e) Ruine du spécimen

Figure 5.19 Suivi de la fissuration du Test #19 : rupture par fendage parallèle

On observe sur la Figure 5.18 que la capacité maximale est environ constante pour les 4 barres centrales alors qu'elle est maximale pour la barre 2 et minimale pour la barre 1. On a donc, comme dans le cas de la rupture perpendiculaire, un phénomène de bord, sans avoir une explication claire sur la capacité maximale obtenue pour la barre 2. On observe cependant sur la Figure 5.19 que la fissuration est également perpendiculaire au niveau de la barre 1 et que la fissure dans le plan se développe pleinement jusqu'aux bords uniquement à partir de $f_{s,max}$.

La Figure 5.20 présente le test #19 à $f_{s,max}$ avec une amplification des déformations 30 fois plus importante. On constate que le BFUP se soulève autour des barres. Dans le cas d'une culée, la présence de béton de part et d'autre du joint empêche ces soulèvements. C'est une source de confinement qui n'est pas prise en compte dans ce type de modèle continu.

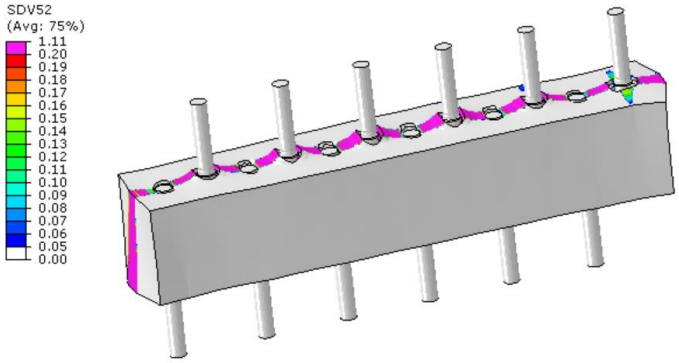


Figure 5.20 Test #19 : $f_s = f_{s,max}$ et facteur d'amplification numérique = 30

En conclusion, le modèle numérique continu permet bien de représenter une fissure de fendage parallèle, mais il présente les mêmes limitations que dans le cas d'une fissure perpendiculaire : le bord libre amène à une différence entre le bord et le centre du spécimen et le confinement dû au béton autour du joint n'est pas pris en compte. Ces limites sont par contre toutes reliées à un manque de confinement donc elles amènent à des résultats conservateurs.

On note qu'un fendage parallèle survient avec $c_{si} / c_{so} = 0.69$, sans savoir précisément la valeur du ratio limite de transition vers le mode de rupture perpendiculaire au plan des barres. Néanmoins, la majeure partie des constatations relevées ci-dessous restent vraies dès lors que la configuration des barres chevauchées conduit à un mode de rupture parallèle aux barres. Seul le constat fait sur la capacité maximale de la barre 2 est susceptible de changer dans un cas où absolument aucune fissuration perpendiculaire ne serait observable. Il est fort probable que la zone de transition avec un fendage mixte survient pour un ratio c_{si} / c_{so} autour de 1.0.

5.3.2.3 Rupture par fendage mixte

Le test #23 où c_{si} = 1.5 d_b et c_{so} = 1.5 d_b présente un cas de rupture par fendage mixte. Le Tableau 5.6 résume les caractéristiques géométriques de ce spécimen et les résultats de l'analyse. La Figure 5.22 présente le suivi de la fissuration et Figure 5.21 présente les courbes de la capacité de chaque barre en fonction du temps de l'analyse.

Tableau 5.6 Caractéristiques géométriques et résultats test #23 avec rupture mixte

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#23	6	10	1.5	1.5	647	0.79%	3.01%	mixte

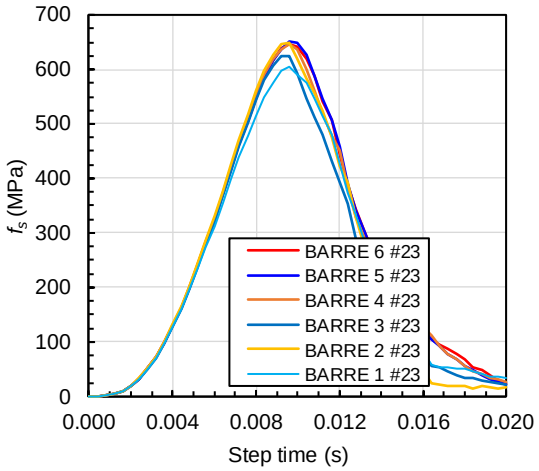
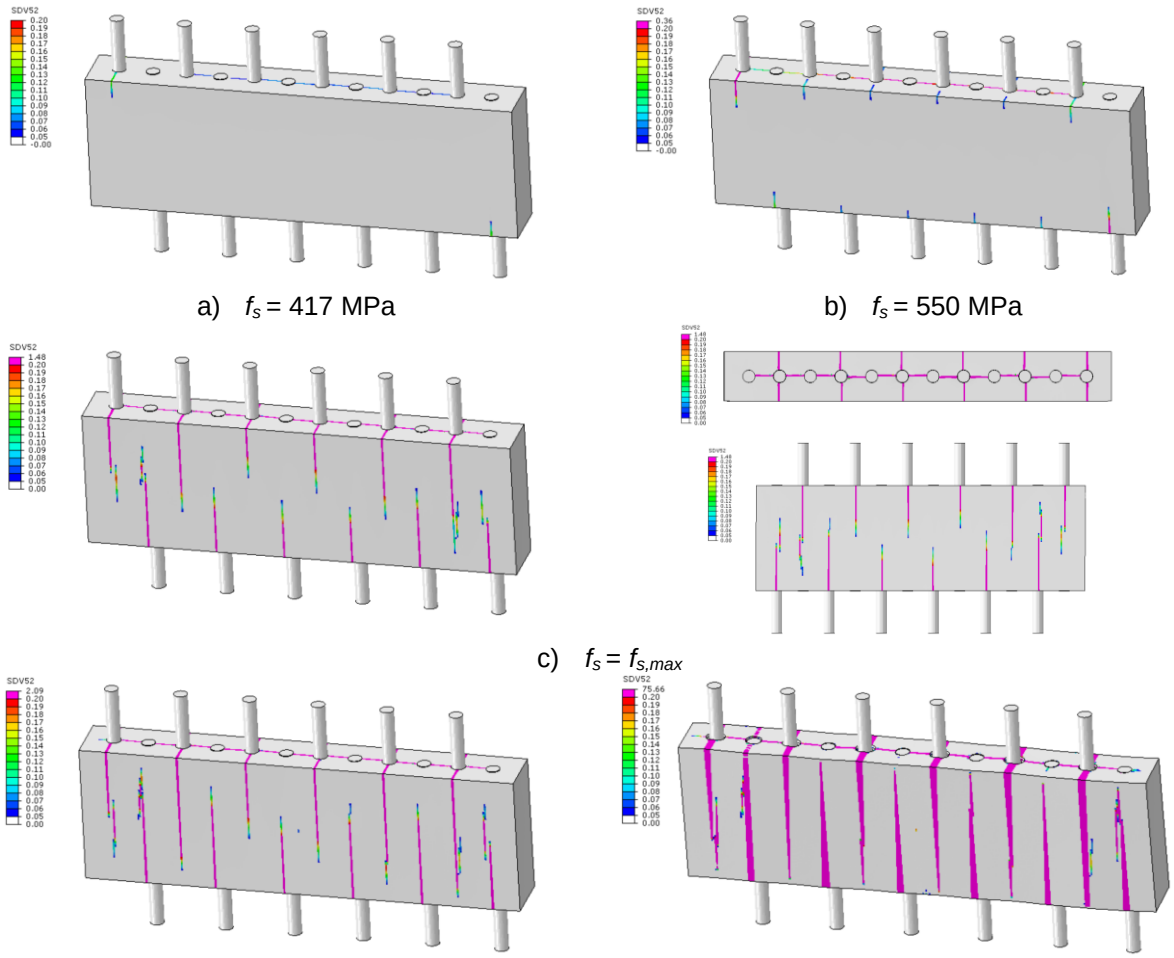


Figure 5.21 Test #23 : Évolution de la capacité de chaque barre du spécimen en fonction du temps de l'analyse



a) f_s = 417 MPa

b) f_s = 550 MPa

c) $f_s = f_{s,max}$

d) f_s = 587 MPa en post pic

e) Ruine du spécimen

Figure 5.22 Suivi de la fissuration du Test #23 : rupture par fendage mixte

Le suivi de la fissuration (Figure 5.22) montre que la fissure s'ouvre d'abord parallèlement puis perpendiculairement juste avant le pic de charge. Au pic de charge, la fissure est ouverte dans les deux directions. En post-pic ce sont essentiellement les fissures perpendiculaires qui se développent. On en déduit que, même si le mode de rupture est mixte lorsque c_{si} / c_{so} = 1.0, c'est le mode de rupture par fendage perpendiculaire qui gouverne la phase post-pic, probablement lié au fait que les barres soient libres de se déplacer latéralement. C'est également visible sur la Figure 5.21 où on voit que la capacité augmente en se rapprochant du centre. Notamment la barre 2 n'est pas celle qui atteint la capacité maximale comme pour le cas parallèle. Par contre l'effet de bord est atténué au regard de la perte de capacité dans la barre 1 par rapport à la barre 6 qui est plus faible dans cette configuration.

La Figure 5.23 présente le test #23 à $f_{s,max}$ avec une amplification des déformations 30 fois plus importante. Comme pour les deux cas précédents, on observe que le béton se soulève autour des barres, que les bords pivotent et que le béton subit une rotation de chaque côté des fissures.

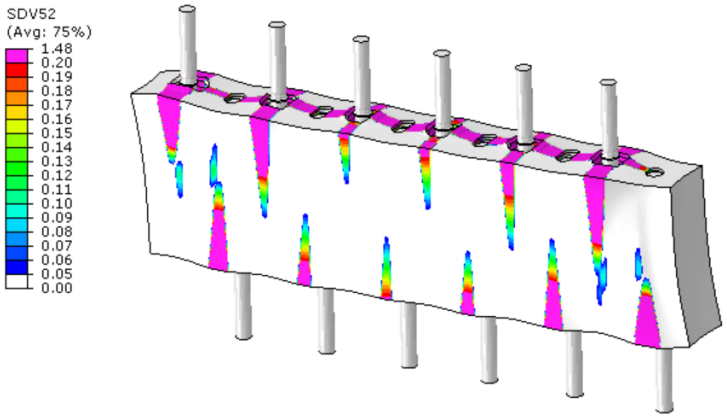


Figure 5.23 Test #23 : $f_s = f_{s,max}$ et facteur d'amplification numérique = 30

En conclusion le modèle permet également de reproduire un mode de fendage mixte. Par contre il présente dans ce cas les mêmes limites que pour les ruptures par fendage perpendiculaire et parallèle conduisant à des résultats conservateurs.

5.3.2.4 Conclusion

L'étude paramétrique de différentes configurations d'espacement net entre barres chevauchées a permis de démontrer que la stratégie numérique de modélisation à l'échelle de la crénelure permet d'obtenir des modes de rupture différents en accord avec ce qui a pu être obtenu expérimentalement avec du béton ordinaire (Sagan et al., 1991), bien que les capacités n'aient pas pu être validées expérimentalement.

5.3.3 Étude de convergence

Le paragraphe précédent a pu montrer que le modèle numérique continu présente des effets de bords. Une étude de convergence a donc été réalisée pour déterminer combien de barres le modèle doit comporter pour que la capacité au centre puisse se rapprocher de celle d'un joint continu dans une culée. Cette étude a été faite pour les deux modes de fendage.

5.3.3.1 Convergence avec rupture par fendage perpendiculaire

Le Tableau 5.7 présente les configurations étudiées pour l'étude de convergence avec fendage perpendiculaire. Ils ont tous la même géométrie et le même mode de rupture que celui présenté au paragraphe 5.3.2.1, seul le nombre de barres change. La Figure 5.24 présente l'évolution de $f_{s,max}$ en fonction du nombre de barres (n). La valeur de $f_{s,moy}$ fournie dans le Tableau 5.7 correspond au pic de charge de la valeur moyenne des barres et permet d'évaluer la capacité globale du spécimen. On constate que la tendance de $f_{s,moy}$ suit la tendance de $f_{s,max}$.

Tableau 5.7 Résultats de la convergence avec rupture perpendiculaire

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$f_{s,moy}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#17	2	6	2.16	3	410	370	0.34%	1.57%	Perpendiculaire
#18	4	6	2.16	3	413	393	0.90%	3.58%	Perpendiculaire
#10	6	6	2.16	3	432	411	1.87%	6.41%	Perpendiculaire
#11	8	6	2.16	3	452	428	3.11%	8.03%	Perpendiculaire
#26	10	6	2.16	3	461	434	3.37%	8.96%	Perpendiculaire
#27	14	6	2.16	3	482	447	3.93%	9.50%	Perpendiculaire

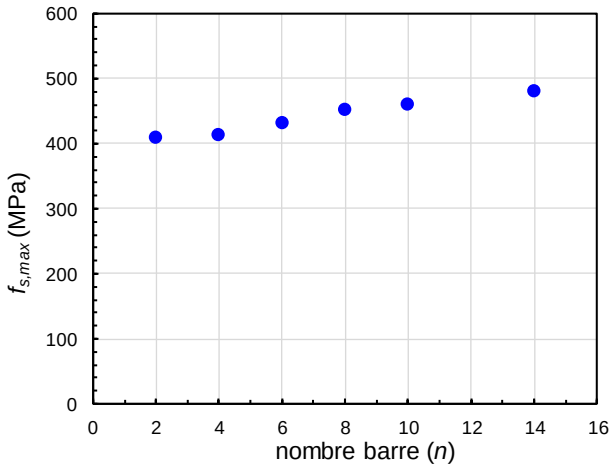


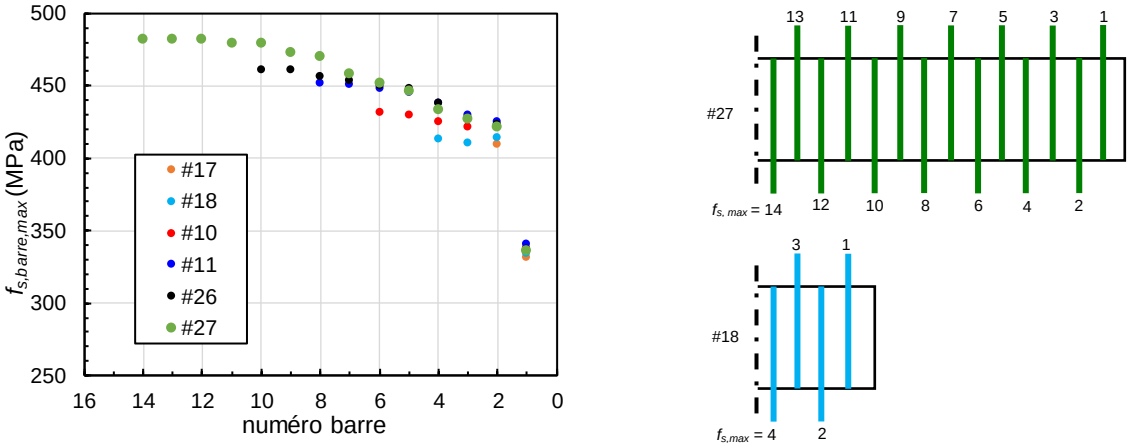
Figure 5.24 Évolution de la capacité maximale en fonction du nombre de barres pour une rupture perpendiculaire

On constate que la capacité maximale augmente avec le nombre de barres et que la convergence n'est pas atteinte même avec 14 barres d'un côté, soit un total de 14 chevauchements de barres dans le joint.

La Figure 5.25 présente les capacités de chaque barre pour tous les tests. La numérotation correspond à celle présentée au paragraphe 5.3.1. On constate qu'au-delà de 6 barres de part et

d'autre du joint dans le spécimen, à numéro de barre égal et donc à distance égale du bord libre, la contrainte développée dans la barre est quasiment identique. La séquence des contraintes développées entre barres adjacente est environ la même pour tous les tests.

Ces deux constats montrent que l'ajout de barres ne conduit pas à convergence de la capacité ultime développée, mais rajoute plutôt un confinement latéral supplémentaire dans le cas d'une rupture perpendiculaire. En effet, la contrainte maximale vue par une barre dépend de la quantité de BFUP et du nombre de barres qui la sépare du bord libre le plus proche.



a) Capacité en fonction de la barre b) Numérotation barres

Figure 5.25 Contrainte maximale dans chaque barre : tests convergence avec rupture perpendiculaire

Pour la suite de la campagne numérique, un nombre de barres pour les simulations doit être retenu. Notamment, cette étude numérique a pour but de définir une campagne expérimentale sur des essais locaux dans une première phase puis sur des joints continus dans une deuxième phase. De ce point de vue, le choix du nombre de barres revient à trouver le meilleur compromis entre représentativité physique d'un joint en BFUP continu et la complexité et le coût associés au montage et à la réalisation des spécimens. On note que l'augmentation de 6 à 14 barres conduit à un gain de seulement 11%, selon le Tableau 5.7. Comme les modes de fissuration sont les mêmes et les gains marginaux d'un point de vue structural, on choisit donc de travailler avec un modèle numérique composé de 6 chevauchements, correspondant au modèle #10 avec 6 barres d'armature d'un bord.

De plus, il importe de se rappeler que les modèles continus dans cette étude se situent du côté conservateur, tel qu'explicité dans la section 5.3.2. Avec le confinement apporté par le béton

ordinaire aux deux extrémités du joint, le gain de capacité avec l'augmentation du nombre de barres sera sûrement proportionnellement plus faible.

5.3.3.2 Convergence avec rupture par fendage parallèle

Le Tableau 5.8 présente les configurations étudiées pour l'étude de la convergence avec fendage parallèle. Elles ont toutes la même géométrie et présentent le même mode de rupture que celui décrit au paragraphe 5.3.2.2, seul le nombre de barres change. La Figure 5.26 présente l'évolution de $f_{s,max}$ en fonction du nombre de barres (n). La valeur de $f_{s,moy}$ fournie dans le Tableau 5.8 correspond au pic de charge de la valeur moyenne des barres et permet d'évaluer la capacité globale du spécimen. On constate que la tendance de $f_{s,moy}$ suit la tendance de $f_{s,max}$.

Tableau 5.8 Résultats de la convergence avec rupture perpendiculaire

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$f_{s,moy}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#22	4	6	2.16	1.5	426	430	0.28%	0.36%	Parallèle
#19	6	6	2.16	1.5	418	424	0.27%	0.40%	Parallèle
#21	8	6	2.16	1.5	423	423	0.29%	0.28%	Parallèle
#28	14	6	2.16	1.5	421	421	0.34%	0.27%	Parallèle

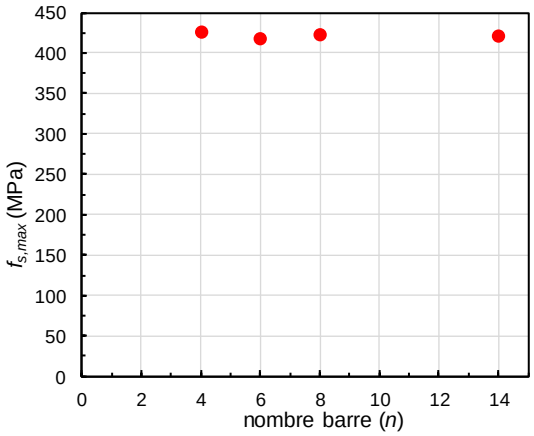


Figure 5.26 Évolution de la capacité maximale en fonction du nombre de barres pour une rupture parallèle

Contrairement au cas de rupture perpendiculaire, la capacité maximale converge par rapport au nombre de barres vers une valeur quasi constante de ~ 420 MPa. La fissure étant contrôlée par l'enrobage perpendiculaire des barres, en rajouter ne modifie par le confinement dans cette direction.

La Figure 5.27 présente les capacités maximales de chaque barre pour toutes les simulations. On observe bien que les tendances sont les mêmes, quel que soit le nombre total de barres.

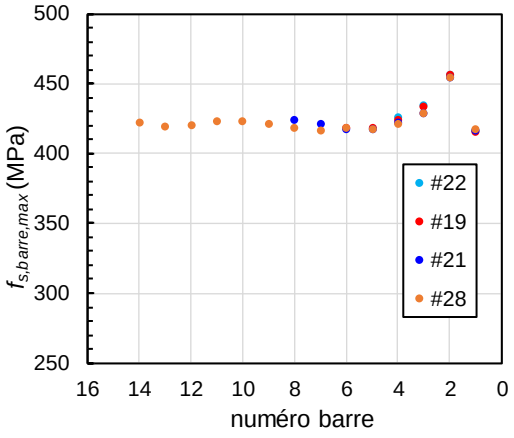


Figure 5.27 Contrainte maximale dans chaque barre : tests convergence avec rupture parallèle

Quelle que soit l'orientation la fissuration perpendiculaire ou parallèle au plan des barres à rupture, selon la configuration géométrique des barres chevauchées, le choix d'un modèle continu avec 6 barres (modèle #10) assure un degré de convergence suffisant, minimisant les effets des conditions aux limites.

5.3.4 Influence du nombre de barres chevauchées à chaque extrémité

Dans cette étude numérique, il a été choisi de prendre le même nombre de barres chevauchées. Par contre, le chevauchement de barres à espacement symétrique conduit à une résultante des forces axiales dans la direction des barres excentrée entre les barres inférieures et supérieures. Un moment de flexion additionnel est généré. Une étude comparative a donc été menée pour quantifier, l'impact de cette flexion additionnelle dans le cas du même nombre de barres de part et d'autre du joint. Le Tableau 5.9 présente les caractéristiques géométriques et compare les résultats d'une simulation avec un nombre de barres non symétrique (Test #25) avec les cas symétriques présentés au paragraphe 5.3.3.1. La Figure 5.28 présente le mode de fissuration du test #25.

Tableau 5.9 Caractéristiques géométriques et résultats spécimen non symétrique et comparaison avec spécimens symétriques

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage	Commentaire
#10	6	6	2.16	3	432	1.87%	6.41%	perpendiculaire	-
#25	7	6	2.16	3	453	3.16%	7.72%	perpendiculaire	Non symétrique
#11	8	6	2.16	3	452	3.11%	8.03%	perpendiculaire	-

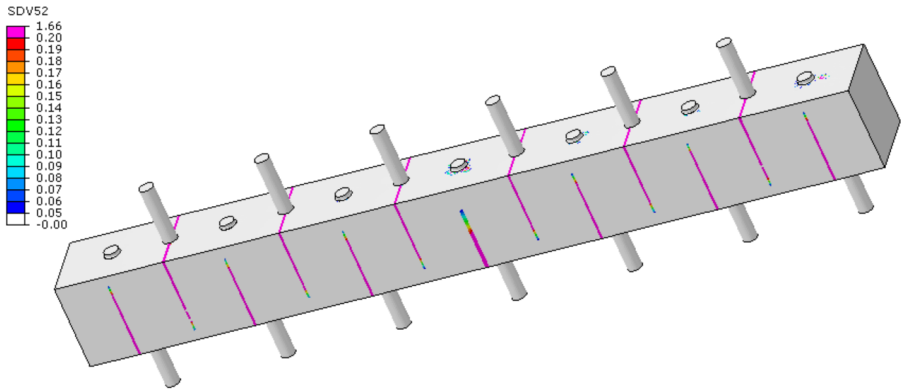


Figure 5.28 Test #25 non symétrique à $f_s = f_{s,max}$: rupture perpendiculaire

Comme pour les cas symétriques le test #25 présente une rupture par fendage perpendiculaire. De plus la capacité maximale du test #25 est du même ordre de grandeur que pour les cas symétriques. Le Figure 5.29 montre que la séquence des contraintes des barres supérieures dans le test non symétrique est la même que pour les tests symétriques.

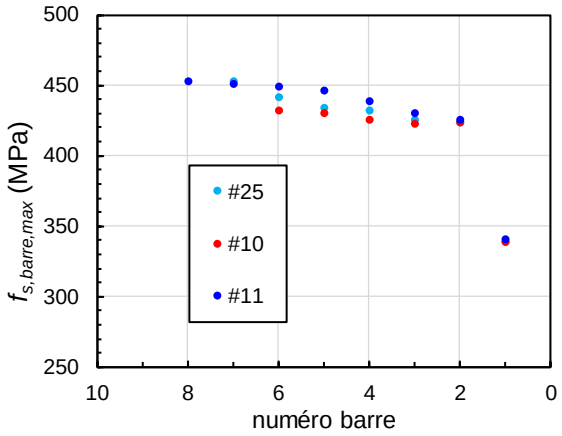


Figure 5.29 Contrainte maximale dans chaque barre : comparaison tests spécimen symétrique et non symétrique

On en déduit que les effets de flexion additionnelle n'ont pas une incidence notable sur le mode de fissuration et la contrainte maximale développée dans les barres supérieures. Pour la suite du projet, le modèle continu avec le même nombre de barres supérieures et inférieures a donc été retenu.

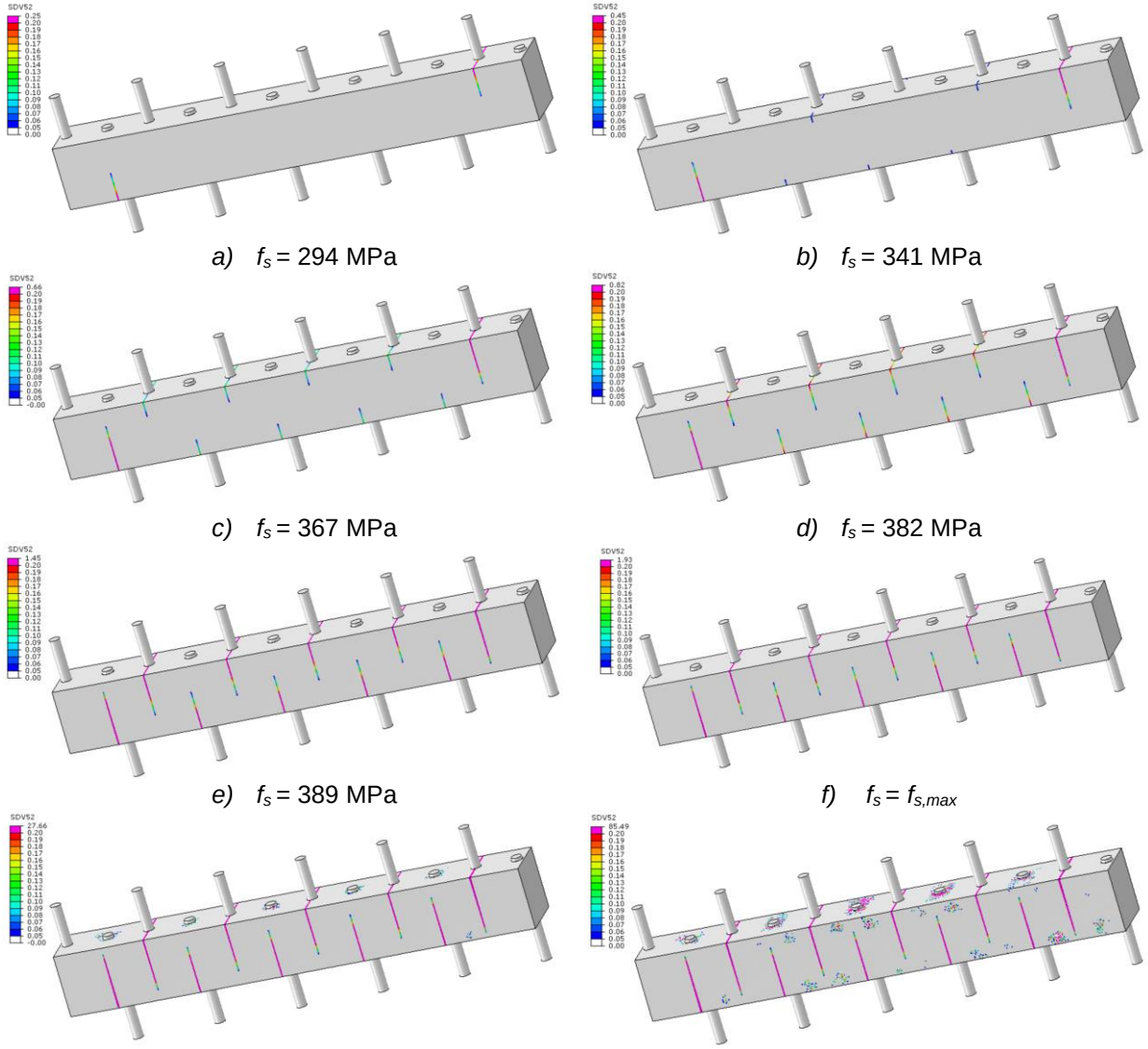
5.3.5 Influence des conditions de chargement

Dans le modèle continu présenté dans les sections précédentes, le chargement des barres est effectué par l'application d'un déplacement identique à chaque extrémité des barres supérieure et inférieure. Ce type de condition aux limites est typiquement rencontré dans le cas d'un joint en BFUP situé à mi-travée d'une dalle en flexion quatre points. Le joint se retrouve dans une zone de moment constant, et donc de courbure constante durant la phase de comportement élastique linéaire avec des rotations imposées égales aux deux extrémités du joint.

Dans le cas d'un joint en BFUP à la base d'une culée, le type de sollicitations subies par le joint correspond à une poutre encastrée en porte-à-faux en flexion. Les barres inférieures sont ancrées dans la semelle, et les barres supérieures subissent un déplacement imposé associé à la rotation appliquée la culée. Le test #24 a été modélisé selon ce deuxième cas de chargement sur un modèle continu isolé, où les barres inférieurs sont fixées selon le déplacement dans l'axe. Le Tableau 5.10 présente les caractéristiques géométriques et la comparaison des résultats de ce test avec le test #10 (présentés dans les paragraphes précédents), où un déplacement est imposé aux deux extrémités. La Figure 5.30 présente le suivi de la fissuration du test #24 et la Figure 5.31 présente les courbes de la capacité de chaque barre en fonction du temps de l'essai.

Tableau 5.10 Caractéristiques géométriques et résultats du spécimen avec barres inférieures ancrées et comparaison avec déplacement imposé égal dans chaque barre

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$f_{s,moy}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage	Commentaire
#10	6	6	2.16	3	432	411	1.87%	6.41%	Perpen-diculaire	-
#24	6	6	2.16	3	390	323	0.35%	0.78%	Perpen-diculaire	Barres inférieures ancrées



a) f_s = 294 MPa

b) f_s = 341 MPa

c) f_s = 367 MPa

d) f_s = 382 MPa

e) f_s = 389 MPa

f) $f_s = f_{s,max}$

g) f_s = 321 MPa en post pic

h) Ruine du spécimen

Figure 5.30 Suivi de la fissuration du Test #24 : barres en inférieures ancrées

Le Tableau 5.10 montre que la capacité maximale est 10 % plus faible pour le cas où les barres inférieures sont ancrées. Pour la capacité $f_{s,moy}$ représentant la capacité globale du spécimen, la différence est encore plus forte et le cas avec les barres inférieures ancrées a une capacité moyenne plus faible de 21% par rapport au cas standard. Le suivi de la fissuration montre que si la rupture est encore selon une fissuration de fendage perpendiculaire, cette fissuration est séquencée. La barre 1, la plus proche du bord, atteint son pic de charge puis celle juste à côté puis la suivante jusqu'à la barre centrale. Cette séquence de fissuration est clairement illustrée sur la Figure 5.31. Cette figure montre que les barres n'arrivent pas à la rupture au même moment et n'ont pas les mêmes capacités maximales. Ce comportement est la conséquence de la condition de bord libre

associée à l'ancrage des barres inférieures. Il est important de noter que ce phénomène n'est pas représentatif du comportement dans une culée, car les barres inférieures ancrées dans la fondation ne sont pas libres de se déplacer latéralement, comme c'est le cas dans le modèle numérique actuel. Le modèle continu avec déplacement imposé aux deux extrémités est donc conservé pour le reste de l'étude.

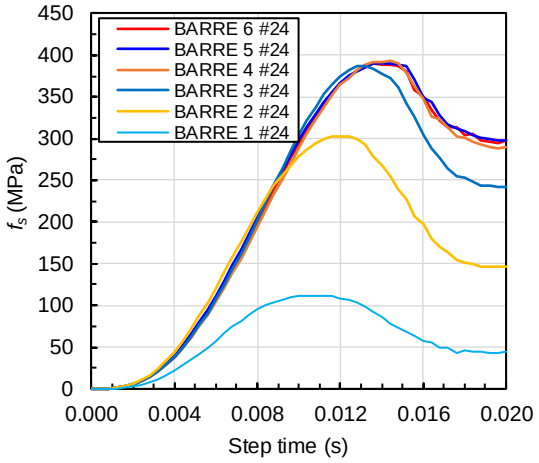


Figure 5.31 Test #24 : évolution de la capacité de chaque barre du spécimen en fonction du temps de l'analyse : rupture en séquence du spécimen

5.3.6 Étude de l'impact des conditions aux limites appliquées sur les bords

Il a pu être montré (section 5.3.2) que négliger la présence du béton ordinaire autour des barres d'armature en dehors du joint en BFUP et ne pas retenir latéralement les barres d'armature sont des hypothèses conservatrices. Elles ont conduit très probablement à fournir une valeur proche de la limite inférieure de contrainte pouvant être développée dans les barres d'armatures, en particulier pour la configuration où $c_{si} / c_{so} > 1.0$ avec mode de fissuration perpendiculaire aux plans des barres. À l'inverse lors de ses travaux, Rosini (2018) avait supposé que de fixer le déplacement parallèlement au plan des barres de chaque face latérale représentait une condition aux limites conduisant à fournir une capacité développée par les barres du centre proche de la configuration rencontrée dans un joint en BFUP d'une culée. Cette section compare l'impact de ces conditions aux limites d'extrémités.

5.3.6.1 Influence des conditions aux limites lors d'une rupture par fendage perpendiculaire au plan des barres

Le test #16 est équivalent au test #10 présenté plus haut avec la condition de retenue sur les bords qui suppose une rigidité infinie offerte latéralement par le reste de la culée. Le Tableau 5.11 présente les caractéristiques géométriques et les résultats de ce test. La Figure 5.32 présente le mode de rupture du test #16.

Tableau 5.11 Caractéristiques géométriques et résultats spécimen avec géométrie type fendage perpendiculaire, avec et sans retenue

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage	Commentaire
#10	6	6	2.16	3	432	1.87%	6.41%	Perpendiculaire	-
#16	6	6	2.16	3	620	0.27%	0.39%	Parallèle	Retenue sur les bords

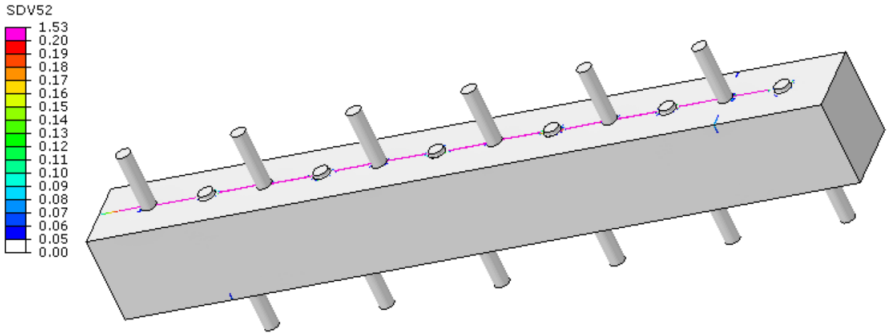


Figure 5.32 Test #16 avec retenue latérale à $f_{s,max}$: rupture parallèle

On constate que le fait de rajouter une retenue sur les bords augmente énormément la capacité maximale avec un gain de 44% accompagné d'un changement du mode de fissuration. Le confinement latéral empêche les fissures perpendiculaires de s'ouvrir et la rupture devient parallèle. La Figure 5.33 compare la capacité maximale de chaque barre pour le cas sans retenue (test #10) et avec retenue (test #16). Dans le cas avec retenue, la capacité développée dans chacune des barres est nettement supérieure pour toutes les barres comparativement au cas non retenu. Plus la barre est proche de l'extrémité du joint où la condition aux limites de retenue latérale est appliquée, plus la contrainte développée augmente. Ce phénomène traduit l'augmentation du confinement apportée

proche de la condition de frontière. Cette comparaison montre que la condition réelle dans un joint continu en BFUP se situe entre ces deux bornes qui sont sommes toutes, relativement éloignées.

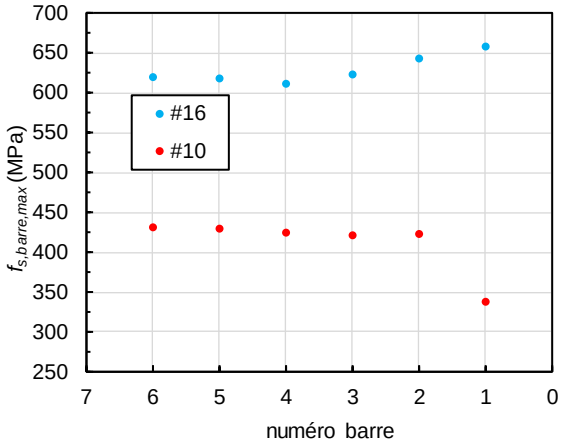


Figure 5.33 Contrainte maximale dans chaque barre pour la condition avec retenue latérale (#10) et libre latéralement (#16)

5.3.6.2 Influence des conditions aux limites lors d'une rupture par fendage parallèle au plan des barres

Le test #20 est équivalent au test #19 présenté plus haut avec la condition de retenue sur les bords dans le cas de barres faiblement espacées. Le Tableau 5.12 présente les caractéristiques géométriques et les résultats de ce test. La Figure 5.34 présente le mode de rupture du test #20.

Tableau 5.12 Caractéristiques géométriques et résultats spécimen avec géométrie type fendage parallèle, avec et sans retenue

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage	Commentaires
#19	6	6	2.16	1.5	418	0.27%	0.40%	Parallèle	-
#20	6	6	2.16	1.5	415	0.14%	0.23%	Parallèle	Retenue sur les bords

Selon cette configuration où c_{si} / c_{so} = 0.69, le mode de rupture reste le même et les capacités maximales sont quasiment identiques. La Figure 5.34 compare la capacité maximale de chaque

barre pour le test sans retenue (#19) et avec retenue (#20). On constate que la condition de retenue latérale a un impact uniquement sur les trois barres les plus proches de cette condition aux limites.

Pour les trois barres intérieures, la restreinte latérale extérieure n'a numériquement aucun effet dans le cas d'une fissure parallèles. Cette restreinte latérale ne recrée donc pas les conditions de confinement d'un joint continu réel pour les mêmes raisons qu'évoquées dans la section 5.3.2.2.

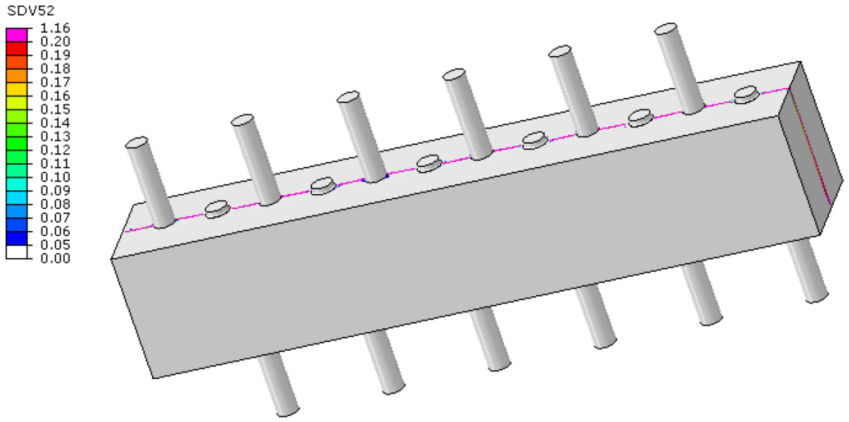


Figure 5.34 Test #20 avec retenue latérale à $f_{s,max}$: rupture parallèle

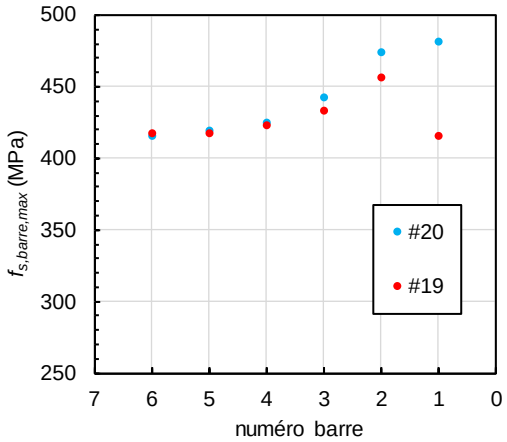


Figure 5.35 Contrainte maximale dans chaque barre pour la condition avec retenue latérale (#19) et sans (#20)

Dans le cas d'études comparatives numériques entre la réponse d'un modèle continu et de modèles locaux, il est choisi de prendre comme référence, pour le modèle continu, la configuration avec les

conditions aux limites conduisant au niveau de contrainte maximale à rupture le plus conservateur, soit la condition avec bord libre.

5.3.7 Influence des paramètres géométriques

À partir du modèle continu numérique développé, l'influence de plusieurs paramètres géométriques peut être facilement étudiée en vue du développement d'une campagne expérimentale au niveau local.

5.3.7.1 Demi-espacement net des barres c_{si}

Le Tableau 5.13 présente trois cas de comparaison de modèles continus numériques avec un changement seulement sur c_{si}. La valeur de $f_{s,moy}$ maximale, correspondant au pic de charge de la valeur moyenne de toutes les barres, est également présentée dans ce tableau afin de permettre d'évaluer la capacité globale du spécimen. On observe que la tendance de $f_{s,moy}$ suit la tendance de $f_{s,max}$.

Tableau 5.13 Caractéristiques géométriques et résultats : étude c_{si}

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$f_{s,moy}$[(1)] (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#10	6	6	2.16	3	432	411	1.87%	6.41%	Perpendiculaire
#19	6	6	2.16	1.5	418	424	0.27%	0.40%	Parallèle
#27	14	6	2.16	3	482	447	3.93%	9.50%	Perpendiculaire
#28	14	6	2.16	1.5	421	421	0.34%	0.27%	Parallèle
#12	6	10	1.5	3	634	595	2.00%	7.66%	Perpendiculaire
#23	6	10	1.5	1.5	647	637	0.79%	3.01%	mixte

[(1)] valeur maximale de la contrainte moyenne selon le nombre de barres

En comparant les tests #10 et #19 on voit qu'une augmentation de c_{si} amène une diminution de $f_{s,max}$. Cependant pour ces deux tests le mode de fissuration n'est pas le même. Notamment pour le test #10, la fissure est perpendiculaire et par conséquent augmenter le nombre de barres augmente la capacité, ce qui n'est pas le cas pour le test #19.

En comparant les tests #27 et #28, qui ont respectivement les mêmes paramètres que les tests #10 et #19, mais avec 14 barres au lieu de 6, la tendance est différente : en augmentant c_{si} on a encore le même changement de fissuration de parallèle à perpendiculaire mais on observe dans ce cas une augmentation de $f_{s,max}$.

Par contre en comparant les tests #12 et #23, avec un c_{so} = 1.5, on observe que l'augmentation de c_{si} entraîne un changement de mode de rupture (de mixte à perpendiculaire) et une diminution de $f_{s,max}$. Ces résultats montrent que l'impact de doubler l'espacement net entre barre (100% d'augmentation) conduit à des variations de la contrainte maximale développée selon les configurations testées entre -13% à +6%.

5.3.7.2 Enrobage des barres c_{so}

Le Tableau 5.14 présente deux tests avec les mêmes paramètres, excepté l'enrobage des barres c_{so}. Ces deux modèles présentent une rupture par fendage perpendiculaire au plan des barres. On peut noter qu'une augmentation de 33% de l'enrobage conduit à une augmentation de capacité maximale de 16%. Ces résultats préliminaires semblent indiquer une plus forte sensibilité de l'enrobage disponible des barres dans le BFUP que de l'espacement net entre barres chevauchées. Une investigation plus approfondie serait requise pour confirmer cette tendance.

Tableau 5.14 Caractéristiques géométriques et résultats : étude c_{so}

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#12	6	10	1.5	3	634	2.00%	7.66%	Perpendiculaire
#14	6	10	2.0	3	736	1.04%	3.85%	Perpendiculaire

5.3.8 Comparaison à la littérature

Les tests #12, #14 et #23 présentés dans le Tableau 5.15 présentent des géométries en accord avec les géométries expérimentales envisagées.

Tableau 5.15 Caractéristiques géométriques et résultats : géométrie expérimentale

Test	n	ℓ_s (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	$f_{s.max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
#12	6	10	1.5	3	634	2.00%	7.66%	Perpendiculaire
#14	6	10	2.0	3	736	1.04%	3.85%	Perpendiculaire
#23	6	10	1.5	1.5	647	0.79%	3.01%	mixte

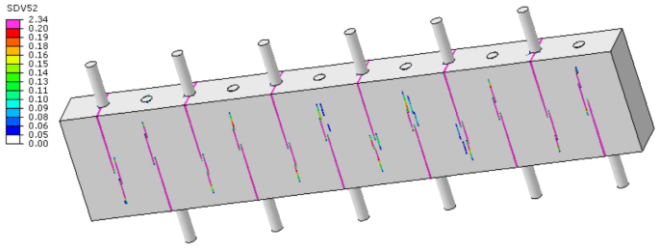


Figure 5.36 Test #12 géométrie expérimentale avec c_{si} = 3 d_b à $f_{s,max}$: rupture perpendiculaire

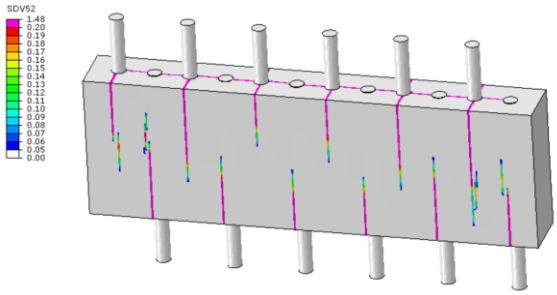


Figure 5.37 Test #23 géométrie expérimentale avec c_{si} = 1.5 d_b à $f_{s,max}$: rupture mixte

Les spécimens avec $c_{si} = 3\ d_b > c_{so}$ ont un mode de rupture perpendiculaire. Le spécimen avec $c_{si} = 1.5\ d_b = c_{so}$ a un mode de rupture mixte.

En comparant les capacités maximales de ces tests avec les résultats présentés à la section 5.2, on voit qu'ils se situent dans les ordres de grandeur des résultats de la littérature.

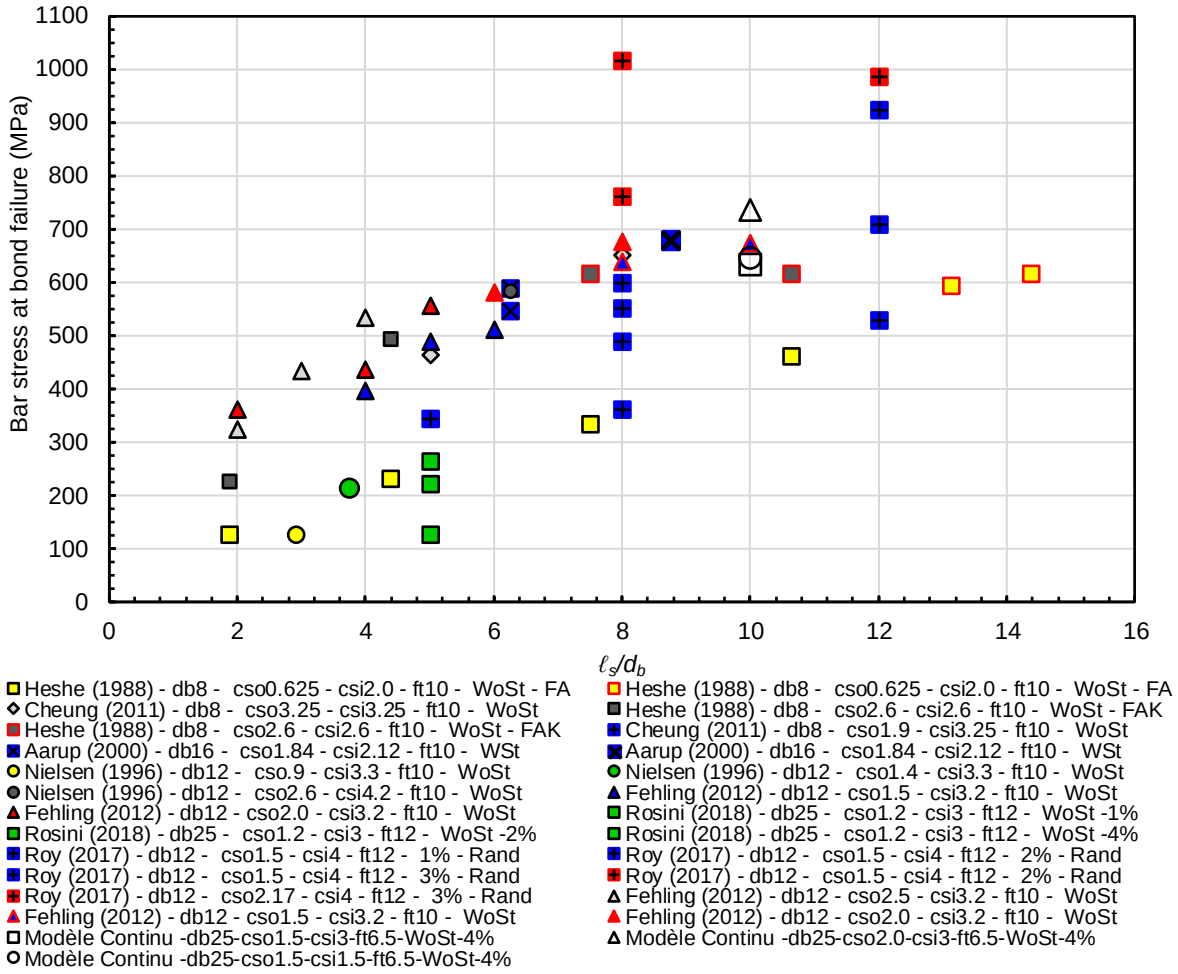


Figure 5.38 Comparaison résultats modèle continu avec la littérature

5.3.9 Conclusion sur le modèle numérique continu

Un modèle continu numérique modélisant les joints de chevauchement au niveau des crénelures a été développé. Il a pu être montré que ce type de modèle, avec une stratégie de modélisation de la liaison armature-BUP à l'échelle de la crénelure, parvient à simuler les différents modes de rupture par fendage selon différentes conditions géométriques et aux limites. Les contraintes maximales obtenues sont en accord avec ce qui peut être observé avec la littérature. Ce modèle continu avec les bords extérieurs et l'extrémité des barres d'armature libres de se déplacer latéralement, servira de référence pour valider des géométries de modèles locaux. Un déplacement identique et imposé à chaque extrémité des barres a été retenu. Par contre, ce modèle présente des limites notamment en ne prenant pas en compte le confinement apporté par le béton de part et d'autre du joint. Les résultats obtenus ont montré que ce modèle continu se situe du côté conservateur.

Il importe de noter que pour tous les modèles présentés dans cette étude, la longueur de chevauchement a été prise égale à la longueur d'ancrage. En pratique dans un joint de chevauchement la longueur d'ancrage est toujours plus grande que la longueur de chevauchement pour des raisons de tolérance lors de la mise en place sur le chantier.

5.4 Recherche numérique d'un essai local

5.4.1 Étude exploratoire

Il est communément admis par la communauté scientifique qu'un test unique de caractérisation de la liaison armature-béton ne peut être adéquat pour évaluer différents aspects associés à la performance structurale de connexions. Il est reconnu que le test d'arrachement classique, "Pull-out test", simple et peu dispendieux, ne parvient pas à simuler l'état de contrainte de la liaison armature-béton qui se produit dans la plupart des applications structurelle. L'essai de flexion 4 points sur poutre ou dalle avec joint de chevauchement dans la zone de moment constant représente la configuration privilégiée pour étudier le comportement de la liaison armature-béton en raison de sa configuration très représentative d'une réalité structurale, malgré ses limites inhérentes à mesure le glissement des barres, son coût et temps de fabrication. Les équations de longueur de développement et chevauchement proposées dans le code des ponts découlent de campagnes expérimentales sur poutres. Dans le contexte du BFUP, aucun essai normatif existe permettant de caractériser les performances d'ancrage de barres d'armature dans du BFUP.

Le développement d'un essai local ne doit pas avoir la prétention de simuler l'ensemble des effets pouvant être rencontrés à l'échelle d'un élément de structure, mais d'offrir une configuration pour laquelle les conditions de contrainte de traction autour de la barre ancrée et les conditions de confinement sont relativement proches, tout en minimisant les biais inhérents à un essai à l'échelle locale. Ce type d'essai doit rester simple de par sa géométrie, sa fabrication mais aussi de ne pas nécessiter un montage de mise en charge complexe. Les performances d'ancrage d'une barre d'armature étant étroitement liées aux performances du béton environnant, ce type d'essai doit permettre de comparer les propriétés d'ancrage de différents BFUP. En d'autres termes, il doit servir à fournir un ordre de grandeur conservateur de la longueur d'ancrage requise pour un certain niveau de contrainte à développer par rapport à une condition réelle.

Le premier critère a donc été de retenir un essai pouvant être réalisé dans une presse universelle utilisée pour effectuer des essais de traction directe sur barres d'armature (ASTM A370) avec des mâchoires hydrauliques, typiquement disponible dans des laboratoires de caractérisation de matériaux de génie civil. De plus, les essais où une seule barre est mise en traction ont été privilégiés. Cela évite de disposer d'un montage pour venir solliciter les barres d'armature et élimine toute problématique de répartition des efforts entre barres selon les conditions aux limites.

5.4.1.1 Configuration DTNCLP « Direct Tension Non Contact Lap Splice »

La première géométrie envisagée a été de ne garder qu'une barre supérieure qui serait mise en traction et les deux barres inférieures, constituant un joint avec barres chevauchées espacées (Figure 5.39). Ce modèle correspond au spécimen S3 des travaux de Rosini (2018). Cette campagne a notamment montré que les effets de flexion dans le spécimen en BFUP dus à l'excentricité entre les forces appliquées sur le spécimen sont prépondérants. Selon toutes les configurations d'essais locaux testées, c'est celui qui présente la capacité la plus faible.

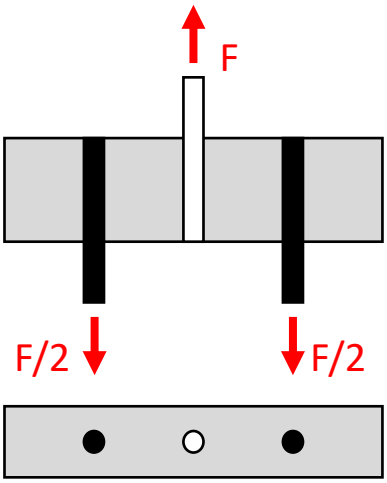
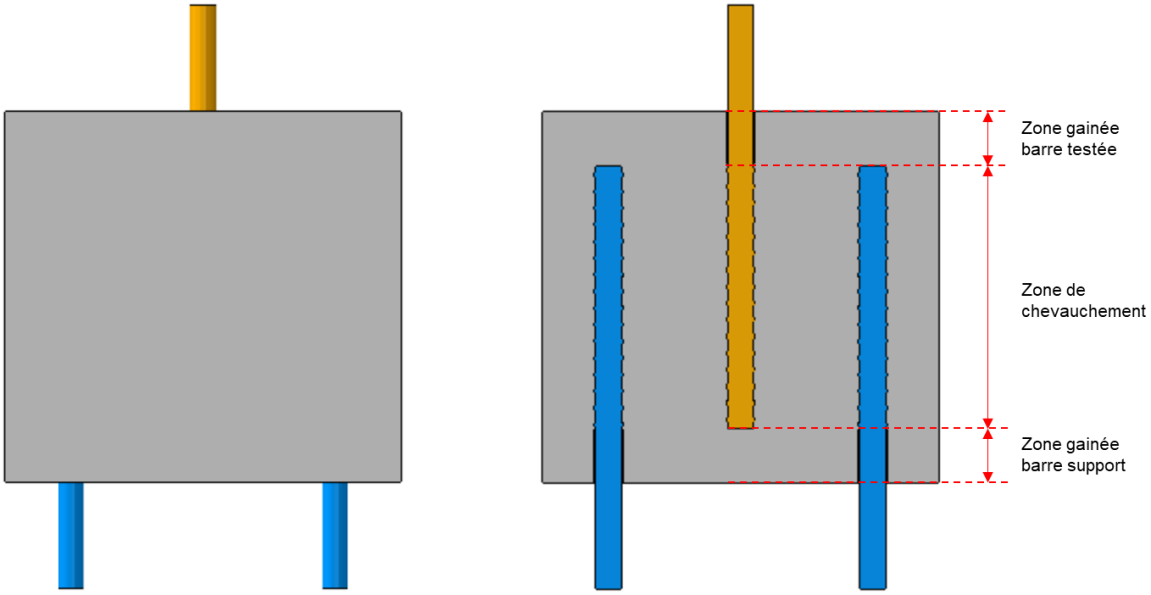


Figure 5.39 Configuration du DTNCLP "Direct Tension Non Contact Lap Splice" test

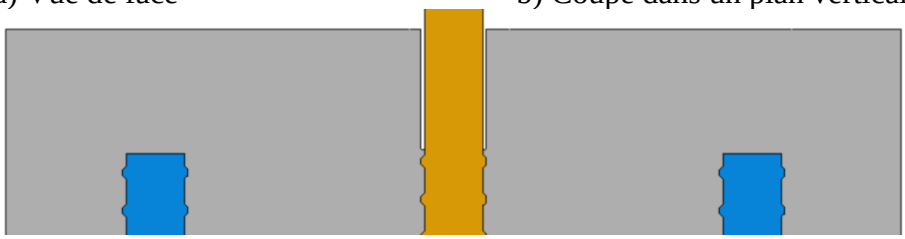
5.4.1.2 Configuration DTNCLP avec gaine

Dans ses travaux de développement d'un essai de chevauchement, Vieito (2018) propose d'installer une gaine sur la première partie de l'ancrage sur une longueur de cinq diamètres de barre, sans pour autant expliquer le choix et l'impact sur les résultats de cette longueur de gaine.

Théoriquement, dans le cas du DTNCLP, reprendre cette idée et rajouter une partie de BFUP dans laquelle la barre testée est gainée, donc non ancrée comme montrée dans la Figure 5.40, permet de résoudre les limitations vues dans le paragraphe précédent. L'objectif était d'obtenir une rupture par fendage le long de la barre ancrée uniquement tout en assurant la reprise des efforts de flexion par la zone gainée. Une étude numérique a donc été réalisée pour trouver la longueur de gaine nécessaire pour isoler ces deux phénomènes.



a) Vue de face b) Coupe dans un plan vertical

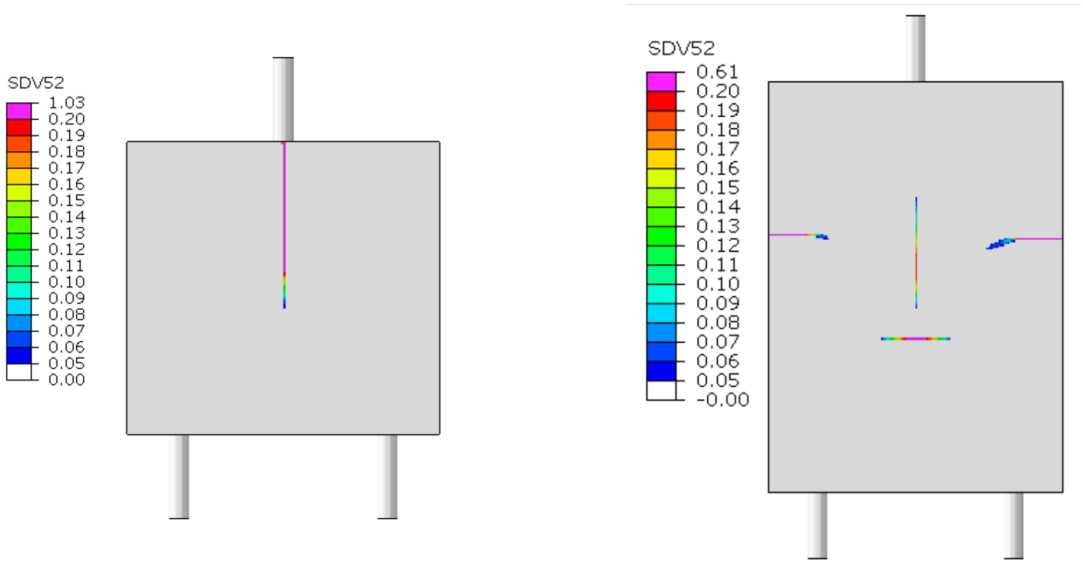


c) Zoom sur zone gainée

Figure 5.40 Concept essai DTNCLP avec gaine

On a observé, pour des paramètres de joints de chevauchements fixes, une augmentation de la capacité avec la longueur de gaine. Avec l'augmentation de la longueur de la gaine, on observe que

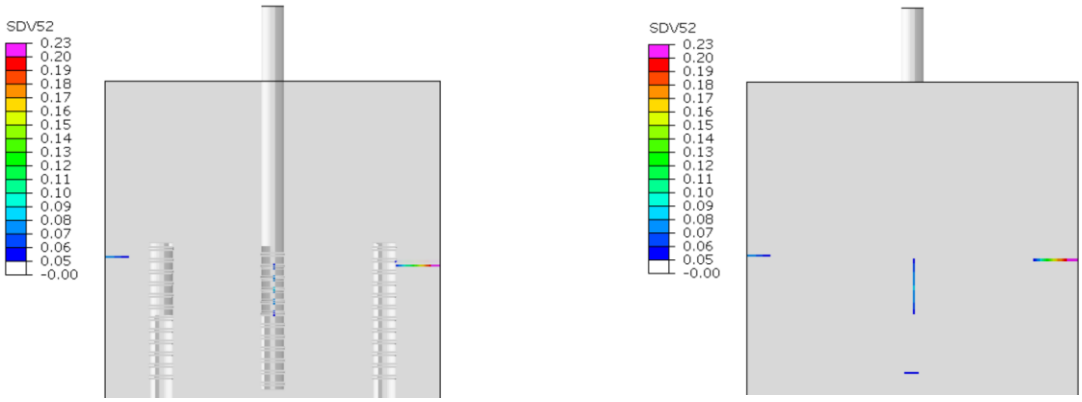
la fissure de flexion (fissure verticale s'initiant à l'extrémité supérieure du spécimen) ne rejoint pas la zone de chevauchement au pic de charge qui correspond à la rupture par fendage (Figure 5.41b). Il est donc possible numériquement de constater que les deux phénomènes de fendage et de flexion peuvent être séparés. Cependant, aucune convergence n'a été atteinte et les capacités obtenues étaient largement supérieures à celles observées dans la littérature, ou encore celles obtenues des simulations numériques de joints continus ayant les mêmes paramètres géométriques. Ce constat montre que le confinement apporté par le béton dans la zone de la gaine a un impact sur la rupture par fendage. Notamment on observe que la fissure se développe à la fois dans la zone de chevauchement et dans la zone gainée, permettant ainsi de reprendre de plus grands efforts (Figure 5.42).



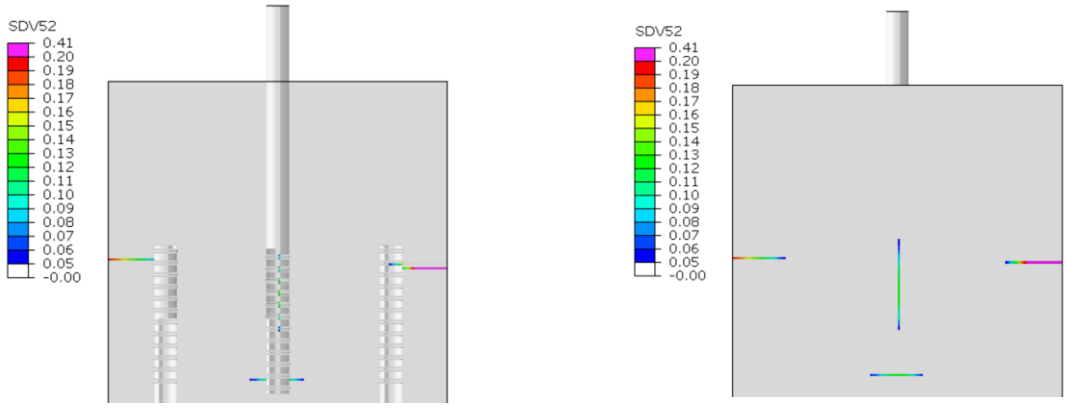
a) Spécimen avec longueur gaine = 0.2 ℓ_s : efforts de flexion prépondérants

b) Spécimen avec longueur gaine = 1.25 ℓ_s : efforts de flexion repris

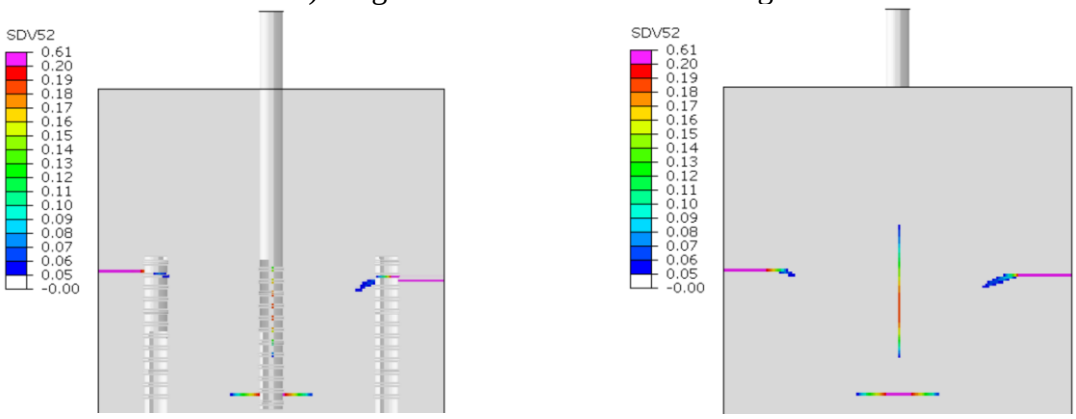
Figure 5.41 Deux simulations avec gaine à $f_s = f_{s,max}$



a) Apparition de la fissure de fendage



b) Progression de la fissure de fendage



c) Fissuration à $f_s = f_{s,max}$

Figure 5.42 Progression de la fissure de fendage dans le cas longueur de gaine = 1.25 ℓs

Pour forcer la fissure de fendage à se développer seulement dans la zone de chevauchement, une idée a été de simuler un « trait de scie » dans le BFUP au niveau de la surface chargée de la barre d'armature (Figure 5.43). De cette façon la fissure de fendage ne peut théoriquement que se développer dans la zone de chevauchement. Cependant, pour des longueurs de gaines censées reprendre les efforts de flexion, la Figure 5.44 montre l'obtention de modes de fissuration et de déformation non réalistes par rapport à une configuration de joint de chevauchement continu.

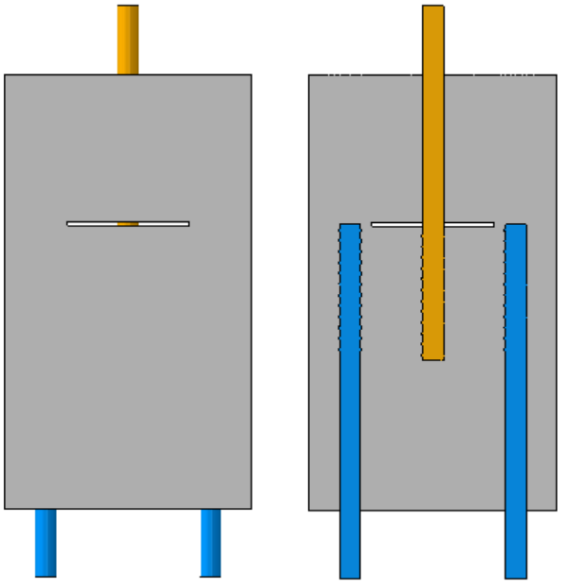
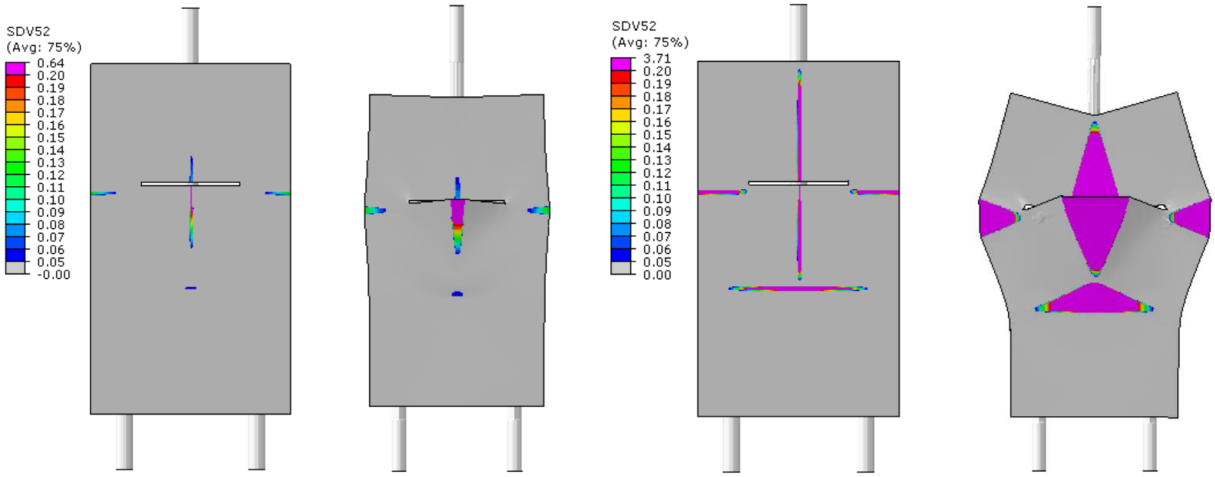


Figure 5.43 Concept avec gaine et « trait de scie »



Fissuration Déformation (x40) Fissuration Déformation (x40)

a) $f_s = f_{s,max}$ b) f_s = 75% $f_{s.max}$

Figure 5.44 Fissuration et déformation pour le concept avec gaine et « trait de scie »

Au terme de cette étude numérique exploratoire, le concept d'essai isolé de joint de chevauchement sans contact de type DTNCLP avec gaine a été abandonné.

5.4.1.3 Autres modifications de la configuration DTNCLP

Dans le but de reprendre les efforts de flexions, deux autres concepts de modification de la géométrie de base du DTNCLP ont été étudiés.

Une première idée a été d'installer une plaque d'acier sur la partie supérieure du spécimen (Figure 5.45) pour empêcher la rotation du spécimen et donc les efforts de flexion. Cependant le résultat de l'essai effectué montre une capacité maximale développée dans la barre testée supérieure à 1000 MPa pour une longueur de chevauchement de 10 d_b, un enrobage de 1.2 d_b et un espacement entre les armatures de 4 d_b. Cette capacité est donc largement surestimée par rapport aux résultats des simulations des modèles continus et ceux de la littérature qui sont plutôt de l'ordre de 700 MPa pour ces paramètres.

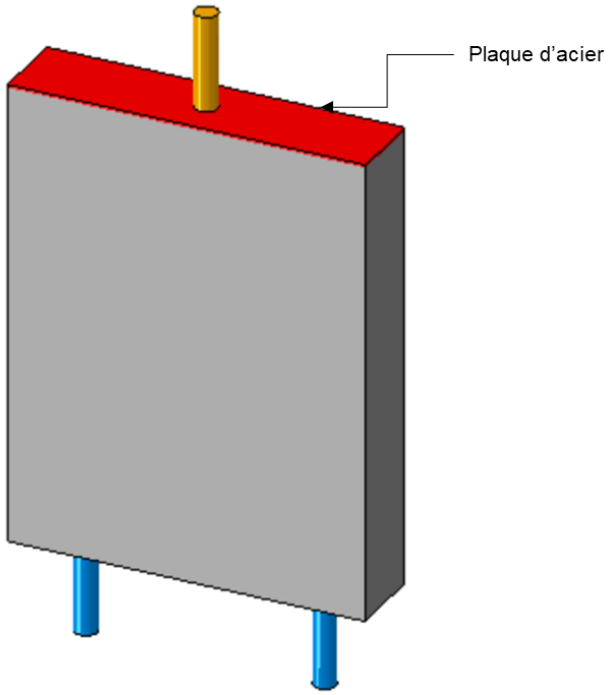


Figure 5.45 Concept avec plaque d'acier

Une seconde idée a été d'appliquer numériquement une précontrainte sur les surfaces latérales équivalente aux efforts de flexion pour ne garder que le phénomène de fendage. Cependant la simulation de ce modèle a également montré une capacité largement surestimée par rapport aux références numériques et expérimentales.

Ces deux concepts n'ont pas été étudiés plus en détail numériquement puisqu'en plus de présenter des capacités surestimées, ils sont expérimentalement compliqués à mettre en place. Or l'un des objectifs de la campagne expérimentale est de définir un essai qui pourrait être « normalisable » pour l'étude des joints de chevauchement sans contact. Cependant ces deux modèles ne sont pas forcément mauvais pour représenter un chevauchement sans contact, mais ils nécessiteraient une

étude beaucoup plus approfondie pour le montrer. Dans le cas de la plaque d'acier il est possible que des conditions d'interface différentes que celles choisies ici (une condition "Tie" entre le BFUP et l'acier) et une réflexion plus poussée sur l'épaisseur de la plaque donnent des résultats différents. De la même manière pour les cas de la précontrainte, une force constante reprenant les efforts de flexion au pic de charge estimée a été appliquée, mais une force variable reprenant juste les efforts de flexion au temps *t* pourrait donner des résultats différents.

À la suite de ces simulations, à cause de la limitation forte que représentent les effets de flexion, la géométrie d'un seul joint de chevauchement avec des barres chevauchées espacées a été définitivement abandonnée.

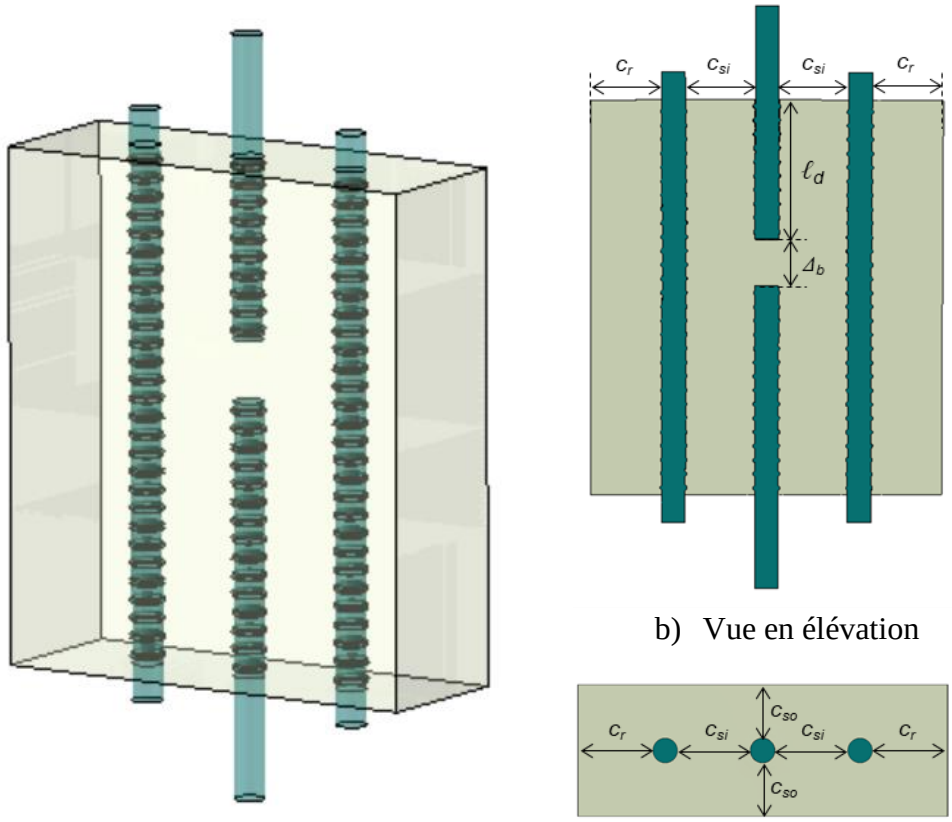
5.4.2 Choix du modèle DTP

5.4.2.1 Généralités

En parallèle à l'étude de la configuration présentée précédemment, la géométrie DTP (Direct Tension Pull-out) a été étudiée numériquement. Ce test est le même que le spécimen S1 présenté au Chapitre 4.

Cette configuration d'essai a été réalisée de nombreuses fois dans la littérature (section 2.6 et section 5.2). De plus les résultats des spécimens préliminaires ont montré que ce test est expérimentalement facile à mettre en place et qu'il est possible d'obtenir des modes de fissuration en fendage. Les analyses de la campagne expérimentale présentées par Rosini (2018) montraient que le DTP s'avérait l'une des solutions les plus intéressantes pour une campagne expérimentale. Par contre, il est important de noter que comme les efforts sont retransmis de manière axiale, il s'agit plus d'un test d'ancrage que d'un test de chevauchement sans contact.

La Figure 5.46 présente la modélisation numérique du test DTP et les différents paramètres géométriques.



a) Vue 3D modèle DTP

b) Vue en élévation

c) Vue en coupe

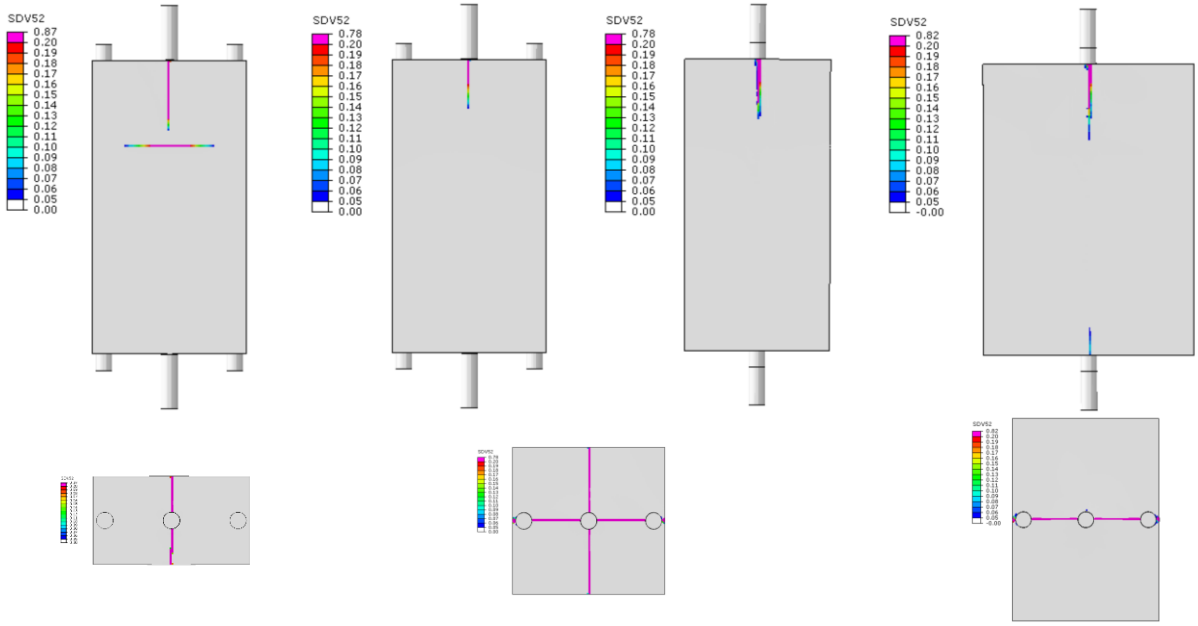
Figure 5.46 Présentation et paramètres modèle DTP numérique

5.4.2.2 Modes de fissuration du modèle DTP numérique

Numériquement il est possible d'obtenir avec le modèle DTP les différents modes de fendage observés sur le modèle numérique de joints continus. La Figure 5.47 présente les modes de rupture des simulations n°04, 05 et 03. Les paramètres géométriques de ces trois simulations sont donnés dans le Tableau 5.16.

Tableau 5.16 Paramètres de tests DTP numériques présentés à la Figure 5.47

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (mm)	Δ_b (d_b)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°04	30	6	2.16	3	6	2	0.42%	0.88%	Perpendiculaire
n°05	30	6	4	3	6	2	0.21%	0.86%	Mixte
n°03	30	6	6	3	6	2	0.25%	#N/A	Parallèle



a) DTP n°04 à $f_{s,max}$: Fissuration perpendiculaire

b) DTP n°05 à $f_{s,max}$: Fissuration mixte

c) DTP n°03 à $f_{s,max}$: Fissuration parallèle

Figure 5.47 Vue des modes de fissuration par fendage avec le modèle DTP numérique

Pour ces trois simulations, les paramètres sont identiques à l'exception de l'enrobage c_{so} qui est augmenté entre chaque modèle. On observe que comme pour le modèle continu, on obtient pour c_{si} / c_{so} > 1.0 une fissuration parallèle et pour c_{si} / c_{so} < 1.0 une fissuration perpendiculaire. Par contre pour le mode mixte, le rapport change et on n'a plus c_{si} / c_{so} = 1.0 mais c_{si} / c_{so} < 1.0.

5.4.2.3 Comparaison modèle DTP et modèle numérique continu

Les simulations n°16, n°20, n°18 et n°22 réalisées avec le modèle DTP numérique ont les mêmes paramètres géométriques que les simulations #10, #14, #12 et #23 réalisées avec le modèle continu numériques présentés dans la partie précédente. Le Tableau 5.17 présente les résultats de ces simulations et permet de comparer le modèle DTP avec le modèle continu.

Tableau 5.17 Comparaison modèle continue et modèle DTP

	ℓ_s ou ℓ_d (d_b)	6	10	10	10
	c_{si} (d_b)	3	3	3	1.5
	c_{so} (d_b)	2.16	2	1.5	1.5
	c_r (d_b)	3	3	3	1.5
Modèle DTP	(n° simulation)	(n°16)	(n°20)	(n°18)	(n°22)
	$f_{s,max}$ (MPa)	431	569	458	511
	Mode de fissuration*	F-per[(1)]	F-per	F-per	F-per
Modèle continu (n = 6)	(# simulation)	(#10)	(#14)	(#12)	(#23)
	$f_{s,max}$ (MPa)	432	736	634	647
	Mode de fissuration*	F-per	F-per	F-per	F-mix[(2)]

[(1)] F-per = fendage perpendiculaire au plan des barres
[(2)] F-mix = fendage mixte

On observe qu'il n'y a pas d'équivalence entre les résultats du modèle DTP et du modèle continu du point de vue de la capacité maximale. Cependant les résultats sont tous dans le même ordre de grandeur et les tests DTP se situent tous du côté conservateur.

Concernant les modes de fissuration, les fendages perpendiculaires du modèle continu sont bien représentés par le modèle DTP. Par contre, pour la simulation #23 qui avait un mode de rupture mixte, l'équivalent DTP (n°22) a un mode de rupture perpendiculaire. On en déduit, comme vu au paragraphe précédent, que le rapport entre les valeurs de c_{so} et c_{si} dictant le passage d'une rupture perpendiculaire à une rupture mixte doit être plus important pour un test DTP que pour un cas continu.

L'influence de l'augmentation de la longueur d'ancrage ℓ_d pour un spécimen DTP par rapport à l'augmentation de la longueur de chevauchement ℓ_s de spécimens continus est différente sur la contrainte maximale développée. En effet, selon le Tableau 5.17, on note que l'augmentation de ℓ_d ou ℓ_s de 6 à 10 d_b, en gardant les autres paramètres sensiblement identiques, conduit à un gain capacité de 70% dans le cas de chevauchement espacées (modèle continu) contre 32% dans le cas d'une barre ancrée (modèle DTP). Cette observation est fort probablement liée à une distribution des contraintes mieux répartie le long de la barre dans le cas des barres chevauchées avec l'augmentation de la longueur de chevauchement, mais aussi un niveau de contrainte dans le BFUP entourant la barre entre ces deux configurations. En d'autres termes, dans le cas d'une barre ancrée, une certaine perte d'efficacité est notée avec l'augmentation de la longueur d'ancrage.

Ce résultat est similaire à ce que Rosini (2018) a pu observer dans ses travaux. Elle a simulé deux séries de joints de chevauchement avec des paramètres géométriques identiques mais en tirant sur toutes les barres pour la première série et seulement sur la barre centrale pour la seconde (à l'instar

des tests de murets présentés au dans la section 4.3). Elle constate que les résultats des simulations donnent des tendances opposées : la capacité diminue avec l'espacement des barres quand on tire sur une seule barre alors qu'elle augmente quand on tire sur toutes les barres (Figure 4.29). C'est notamment dû au fait que tirer seulement sur une barre au lieu de plusieurs, comme c'est également le cas avec le modèle DTP, induit des phénomènes de flexion qui viennent biaiser les résultats quand on compare avec un modèle continu.

5.4.3 Réflexion sur le développement d'un essai local représentatif d'un comportement global

Les différentes itérations par lesquelles nous sommes passés dans le cadre de cette étude pour essayer de représenter le phénomène de joint de chevauchement sans contact par un essai local nous ont fait réfléchir sur la pertinence et la possibilité de réaliser un tel modèle.

Le cheminement scientifique de cette étude est basé sur la même méthode que les travaux de Lagier (2015) qui avait réalisé des essais locaux pour un chevauchement en contact. Dans ce cas les barres fonctionnent par paires et les efforts d'une barre chevauchée sont repris par la barre en attente correspondante.

La différence majeure dans le cas de barres chevauchées à espacement symétrique est liée au fait qu'une barre chevauchée distribue ses efforts sur les deux barres adjacentes. Ces barres distribuent elle mêmes les efforts aux barres qui les entourent, et ainsi de suite. On ne peut donc pas isoler des paires de barres qui fonctionnent ensemble mais au contraire on doit prendre en compte le transfert entre la globalité des barres chevauchées et la globalité des barres en attentes. C'est cette condition qui rend délicate la possibilité de représenter localement des barres chevauchées à espacement symétrique.

Aussi, plus un spécimen est petit, plus les effets de bord associés à la distribution des fibres sont relativement importants. Or, avec l'utilisation du BFUP dans les connexions d'armature, le confinement et les longueurs d'ancrage requises sont relativement faibles pour atteindre les critères de performance. Les essais locaux sont donc sujets à des effets de bord non négligeables. Dans ces conditions, il n'est finalement pas possible de définir un essai local parfaitement représentatif du comportement global, ce qui n'est en soit pas l'objectif visé. Les résultats étant complètement

dépendants de la géométrie étudiée, il convient plutôt de définir un système de tests qui permet de tester séparément les différentes caractéristiques des joints, tel que préconisé par Cairns et Plizzari (2003) dans une réflexion sur l'harmonisation possible des différentes essais de caractérisation de la liaison armature-béton. Ils mentionnent toute la complexité qui existe pour développer un test standard pour les joints de chevauchements et les ancrages. Les auteurs pensent qu'un test local ne doit pas reproduire fidèlement une situation réelle mais doit plutôt viser à une mise en place pratique expérimentalement avec des résultats qui peuvent eux être corrélés avec une situation structurale réelle. C'est finalement vers cette philosophie que tend notre développement de l'essai local, en utilisant ensuite notamment la modélisation numérique pour corréler les résultats à des cas réels.

5.4.4 Conclusion sur le choix du modèle local

Pour la campagne expérimentale, il a été décidé de travailler avec le modèle DTP. Comme montré précédemment il ne représente pas parfaitement un joint de chevauchement continu mais c'est le meilleur compromis pour observer des tendances extrapolables à un joint continu et pour valider le modèle numérique qui lui donne une représentation plus proche d'une situation de culée préfabriquée.

Les avantages de l'essai DTP sont :

- l'ordre de grandeur des capacités est en accord avec les résultats du modèle continu numérique ;
- l'aspect conservateur de l'essai ;
- les différents modes de fendages sont possibles à recréer ;
- dans le cas du fendage perpendiculaire le modèle DTP présente le même mode de rupture que le modèle continu ;
- il existe déjà un retour d'expérience sur les résultats de cet essai dans la littérature ;
- on possède de l'expérience au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal sur la réalisation de cet essai.

Les limites de l'essai DTP sont :

- il représente un essai d'ancrage ;
- il ne présente pas forcément le même mode de rupture que le modèle continu dans le cas d'une rupture par fendage mixte ou parallèle ;
- par rapport au modèle continu, un effet de flexion est présent et la répartition des contraintes le long de la barre est moins uniforme et amène une pression plus importante à l'extrémité chargée, ces deux effets combinés implique que le BFUP à l'extrémité chargée du test DTP est plus sollicitée que dans le cas d'un chevauchement.

La modélisation de l'essai DTP est aussi imparfaite :

- la caractéristique homogène du BFUP avec EPM3D ne permet pas d'obtenir des modes de fissuration en cône d'arrachement comme on a pu l'observer sur les spécimens présentés dans la section 4.2.

5.5 Étude de l'influence des paramètres de l'essai DTP

5.5.1 Présentation

Dans le but de développer un programme expérimental à partir de l'essai DTP, une étude plus approfondie du modèle numérique est réalisée.

Les paramètres étudiés dans ce chapitre sont :

- l'espacement des barres axiales Δ_b ;
- la condition de frontière sur les bords ;
- l'enrobage des barres c_{so} ;
- l'enrobage latéral des barres c_r ;
- le demi-espacement net des barres c_{si} ;
- la longueur d'ancrage ℓ_d .

Les paramètres géométriques sont présentés sur la Figure 5.46 dans la partie précédente. Les analyses numériques sont toutes faites sur le logiciel d'éléments finis ABAQUS avec le module ABAQUS/*Explicit* et le modèle constitutif EPM3D est utilisé pour modéliser le BFUP.

Pour tous les tests la loi de BFUP utilisée est la loi réduite de BFUP 4% présentée au paragraphe 5.1.2.3. L'acier des barres d'armatures est modélisé avec une loi élastique linéaire. Deux diamètres de barre sont utilisés dans les analyses : des barres 30M et des barres 25M. Dans le cas des barres 30M les géométries des crénelures utilisées ne sont pas représentatives des géométries de crénelures pour des barres 30M réelles. Cette condition n'a pas d'incidence sur les tendances observées mais elle rend erronée une comparaison entre les simulations faites avec les 30M et avec les 25M.

Le chargement est réalisé en imposant un déplacement à l'extrémité de la barre testée. La barre de support axiale est retenue verticalement. Aucune restreinte latérale n'est appliquée sur les faces du bloc de BFUP. Pour assurer une rupture au niveau de la barre testée, la barre de support axiale est toujours ancrée dans le bloc de BFUP sur une longueur d'ancrage supérieure de 2 d_b à la longueur d'ancrage de la barre testée. La capacité maximale d'un test $f_{s,max}$ est la contrainte maximale relevée dans la barre testée.

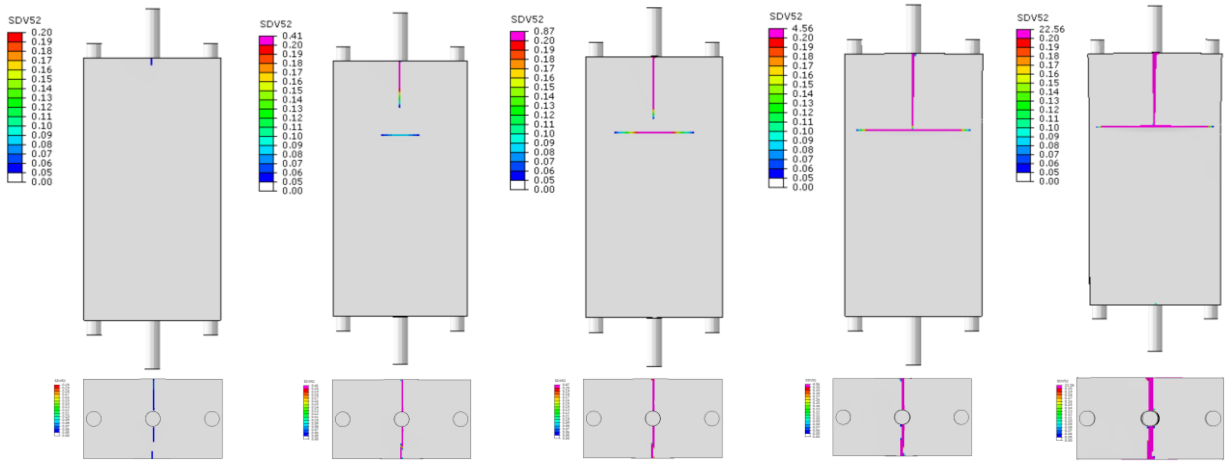
5.5.2 Présentation détaillée des modes de rupture par fendage

Les Figure 5.48, Figure 5.49 et Figure 5.50 illustrent le suivi de fissuration des tests n°04, n°03 et n°05 qui présentent l'évolution de la fissuration au cours du chargement et les différents modes de fendage pour un modèle DTP. Le Tableau 5.18 présente les caractéristiques géométriques et les résultats de ces trois simulations.

Il convient de noter que comme dans le cas du modèle continu, une fissure de fendage est recherchée pour les simulations pour observer le comportement du BFUP. Toutefois, dans un cas réel de conception de joint de chevauchement, ces fissures ne sont pas souhaitables et une plastification ou rupture de l'armature est attendue si la longueur d'ancrage est correctement conçue.

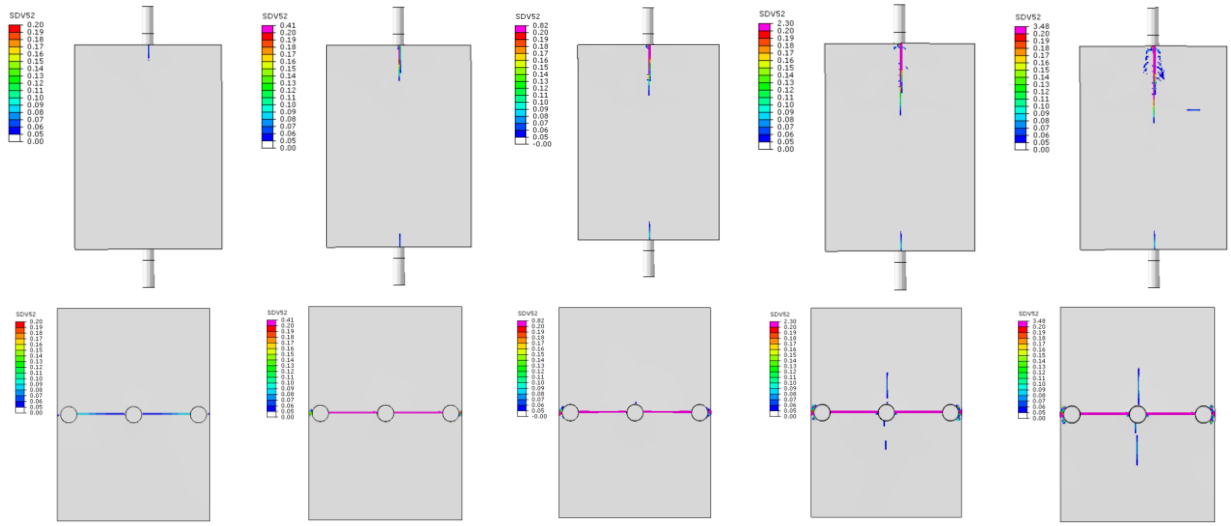
Tableau 5.18 Caractéristiques géométriques et résultats des modèles DTP n°04, n°05 et n°03

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (mm)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°04	30	6	2.16	3	6	354	0.42%	0.88%	Perpendiculaire
n°05	30	6	4	3	6	607	0.21%	0.86%	Mixte
n°03	30	6	6	3	6	695	0.25%	#N/A	Parallèle



a) f_s = 313 MPa b) f_s = 351 MPa c) $f_s = f_{s,max}$ d) f_s = 245 MPa e) Ruine

Figure 5.48 Suivi de la fissuration du modèle DTP n°04 : fendage perpendiculaire



a) f_s = 576 MPa b) f_s = 673 MPa c) $f_s = f_{s,max}$ d) f_s =662 MPa e) Ruine

Figure 5.49 Suivi de la fissuration du modèle DTP n°03 : fendage parallèle

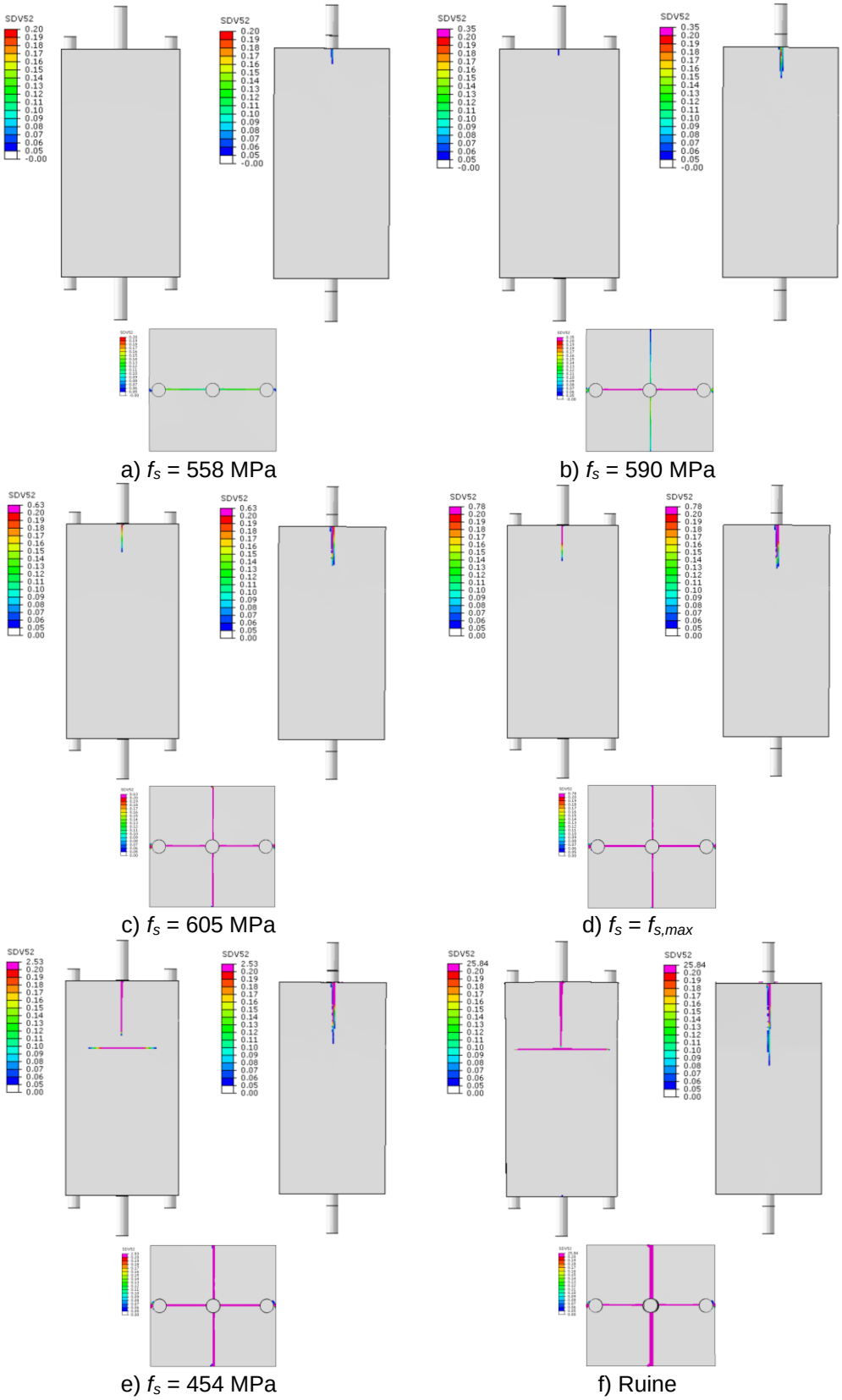


Figure 5.50 Suivi de la fissuration du modèle DTP n°05 : fendage mixte

5.5.3 Espacement des barres axiales Δ_b

Pour mesurer l'impact de l'espacement des barres axiales, trois simulations sont réalisées avec des espacements différents. Les paramètres géométriques et les résultats de ces tests sont présentés dans le Tableau 5.19. La Figure 5.51 présente la capacité maximale des simulations en fonction de l'espacement des barres axiales.

Tableau 5.19 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude Δ_b

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (mm)	Δ_b (d_b)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°04	30	6	2.16	3	6	2	354	0.42%	0.88%	Perpendiculaire
n°09	30	6	2.16	3	6	10	352	1.3%	3.2%	Perpendiculaire
n°10	30	6	2.16	3	6	1	355	1.3%	3.5%	Perpendiculaire

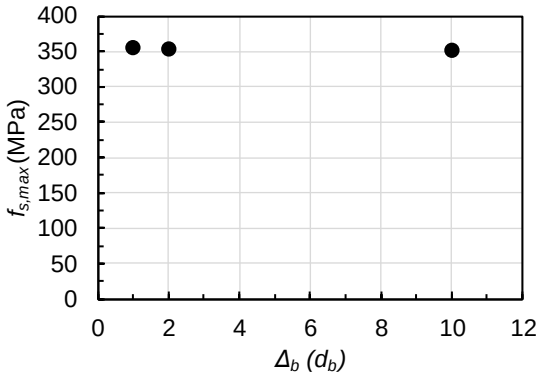


Figure 5.51 Capacité maximale en fonction de l'espacement des barres axiales

On constate que la capacité reste quasiment constante quel que soit l'espacement axial des barres. Ce paramètre n'a donc pas d'influence sur les résultats. On fixe $\Delta_b = 2\ d_b$ pour tous les autres tests DTP.

5.5.4 Condition de restreinte latérale

La condition de restreinte latérale est étudiée sur le spécimen DTP pour voir s'il est possible numériquement de recréer l'effet de la continuité d'un joint de chevauchement avec cette géométrie.

Le Tableau 5.20 présente les tests n°08 et n°12 qui ont tous deux la même géométrie. Dans le cas du test n°12, les déplacements latéraux sont bloqués sur les 2 faces. Les deux tests présentent une rupture par fendage perpendiculaire.

Tableau 5.20 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude restreinte latérale

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Commentaire
n°08	30	6	2.16	3	3+6mm	432	0.18%	0.01%	-
n°12	30	6	2.16	3	3+6mm	863	0.10%	0.29%	Restreinte latérale

On constate que la restreinte latérale a un impact majeur sur la capacité maximale. Le gain lié au confinement supplémentaire pour $f_{s,max}$ est de 100%. Comme dans le cas du modèle continu, la condition de déplacement bloqué (rigidité infinie) est trop forte pour modéliser la continuité et induit une surestimation du confinement transversal apporté. Aucune restreinte latérale n'est donc appliquée sur tous les autres tests.

5.5.5 Longueur d'ancrage ℓ_d

Le Tableau 5.21 présente deux paires de tests comparant l'impact d'une augmentation de la longueur d'ancrage. La Figure 5.52 présente les capacités maximales en fonction de la longueur d'ancrage de ces simulations.

Tableau 5.21 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude longueur d'ancrage

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°19	25	8	1.5	3	3	411	0.10%	#N/A	Perpendiculaire
n°18	25	10	1.5	3	3	458	0.09%	0.04%	Perpendiculaire
n°21	25	8	2	3	3	505	0.12%	0.07%	Perpendiculaire
n°20	25	10	2	3	3	569	0.09%	0.15%	Perpendiculaire

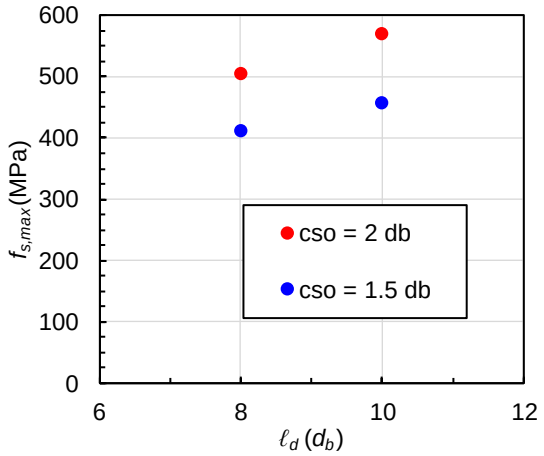


Figure 5.52 Contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage des tests présentés dans le Tableau 5.21

On observe que, conformément à ce qui est déjà montré dans les résultats de la littérature (voir section 5.2), la capacité augmente avec la longueur d'ancrage, et ce, quel que soit l'enrobage. On observe notamment que, dans ce cas où la rupture est perpendiculaire, la tendance est la même pour les deux enrobages : l'augmentation de la longueur d'ancrage de 2 d_b amène un gain sensiblement égal pour les enrobages de 1.5 d_b et de 2.0 d_b (respectivement 11.5% et 12.5%).

5.5.6 Enrobage des barres c_{so}

En comparant les résultats des tests n°19 et n°18 avec respectivement les tests n°21 et n°20 présentés dans le Tableau 5.21 ci-dessus, on constate que, dans le cas d'une fissure perpendiculaire, une augmentation de l'enrobage entraîne une augmentation de la capacité maximale. On observe également que le gain de l'augmentation de c_{so} de 1.5 d_b à 2 d_b est sensiblement le même pour des longueurs d'ancrages de 8 d_b et de 10 d_b (respectivement 23% et 24%).

Le Tableau 5.22 présente quatre simulations de modèle DTP avec la même configuration à l'exception de l'enrobage c_{so}. La Figure 5.53 présente les capacités maximales de ces simulations en fonction de l'enrobage. Les différents modes de fissuration de ces simulations sont présentés à la section 5.5.2.

On constate que, malgré les changements de type de fendage, en augmentant l'enrobage la capacité maximale augmente. Ce résultat est en accord avec ce qui avait été vu dans la littérature (section 5.2.3)

On observe cependant deux tendances différentes en fonction du type de fendage : l'augmentation de la capacité avec l'enrobage est plus importante avec une fissuration perpendiculaire qu'avec une fissuration parallèle. Le gain en capacité est de 71% pour une augmentation d'environ 2 d_b dans le cas perpendiculaire et de l'ordre de 14% dans le cas parallèle. L'enrobage c_{so} est donc un paramètre plus sensible dans le cas d'une rupture perpendiculaire.

Le fait que la capacité augmente avec l'enrobage malgré un fendage parallèle et un espacement des barres c_{si} constant est à noter. Une fissuration parallèle n'est donc pas seulement fonction de la surface à fissurer entre les barres mais aussi du confinement apporté par un volume de BFUP à déplacer pour permettre l'ouverture de la fissure. L'ouverture de la fissure implique une rotation de l'enrobage en BFUP de chaque côté de la barre. Ainsi, la rigidité flexionnelle du bloc de BFUP

joue un rôle dans le confinement apporté, sachant que cette rigidité est d'autant plus importante (variation au cube de c_{so}) que l'enrobage est grand.

Tableau 5.22 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude enrobage c_{so}

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (mm)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°04	30	6	2.16	3	6	354	0.42%	0.88%	Perpendiculaire
n°05	30	6	4	3	6	607	0.21%	0.86%	Mixte
n°03	30	6	6	3	6	695	0.25%	#N/A	Parallèle
n°06	30	6	8	3	6	785	0.07%	0.11%	Parallèle

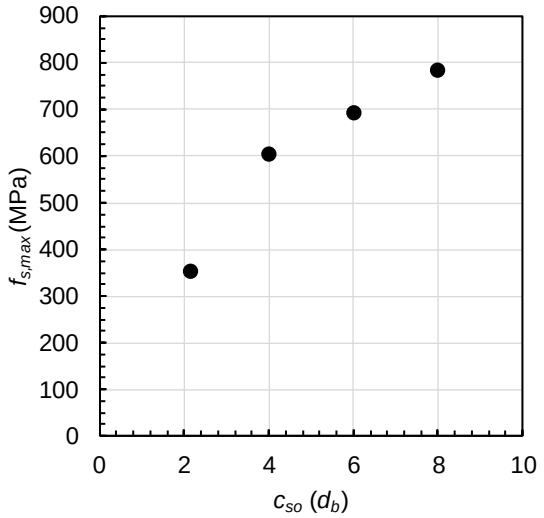


Figure 5.53 Augmentation de la capacité maximale avec l'enrobage pour un modèle DTP

5.5.7 Enrobage latéral des barres c_r

Dans la littérature le paramètre d'enrobage latéral des barres, c_r, n'est pas considéré comme important et n'est pas étudié. Régulièrement il n'est même pas possible de connaître sa valeur pour une campagne expérimentale. Il convient donc de vérifier si effectivement ce paramètre n'influe pas sur la capacité.

Dans les premiers modèles numériques DTP réalisés dans cette campagne, l'enrobage latéral était arbitrairement fixé à 6 mm pour ne pas avoir les barres directement à la surface du bloc de béton tout en gardant le spécimen le plus petit possible pour réduire les temps de calcul.

Le Tableau 5.23 présente les tests n°04 et n°08 qui permettent d'étudier l'influence de l'enrobage latéral. On constate que, à géométrie identique et pour un fendage perpendiculaire, la capacité

maximale augmente lorsque l'enrobage augmente. C'est dû au fait que le rajout du volume de BFUP correspondant à l'augmentation de c_r augmente la rigidité flexionnelle dans la direction latérale et par conséquent l'énergie nécessaire pour ouvrir la fissure.

Tableau 5.23 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude enrobage latéral

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°04	30	6	2.16	3	6mm	354	0.42%	0.88%	Perpendiculaire
n°08	30	6	2.16	3	3 d_b +6mm	432	0.18%	0.01%	Perpendiculaire

De plus on voit que le gain est de 22% entre les deux tests étudiés. Ce gain n'est pas négligeable. Il convient donc de prendre en compte le paramètre c_r quand on étudie un spécimen DTP.

Pour les tests réalisés après cette étude et pour la campagne expérimentale, on fixe $c_r = c_{si}$ pour lier l'effet de l'enrobage latéral à celui de l'espacement des barres. Cette condition représente en plus une géométrie plus proche d'une portion de joint prise avec la zone d'influence complète de chaque barre.

5.5.8 Demi-espacement net des barres c_{si}

Dans le cadre des campagnes expérimentales faites sur l'essai DTP présentées dans la revue de littérature (2.5.5) et la section 5.2, la réflexion amenant au choix du paramètre d'espacement des barres n'a pas été présentée et on constate des différences par exemple entre les tests faits par Aarup et al. (2000) avec des barres très proches (c_{si} = 2 d_b) et Fehling et al. (2012) avec des barres plus éloignées (c_{si} > 3 d_b).

5.5.8.1 Cas du fendage perpendiculaire

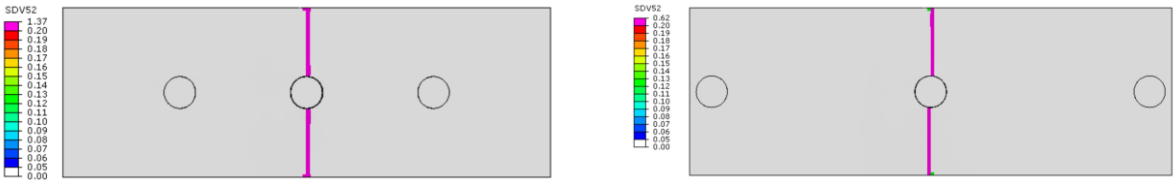
Contrairement aux deux autres paramètres géométriques de confinement c_{so} et c_r, augmenter l'espacement des barres c_{si} a deux effets sur le spécimen :

- augmenter la largeur du spécimen et donc le volume du bloc de BFUP;
- éloigner les barres latérales de la barre en traction directe.

Étudier le premier effet isolément du second revient à augmenter l'enrobage latéral c_r. Cette étude a été faite au paragraphe précédent et a montré qu'augmenter la largeur du spécimen augmente la capacité dans le cas d'un fendage perpendiculaire.

Les tests n°08 et n°01 présentés dans le Tableau 5.24 permettent d'étudier le second effet isolément du premier. Les deux tests ont un espacement des barres et un enrobage latéral différents mais une largeur totale b égale. La Figure 5.54 présente la face supérieure des deux tests à $f_s = f_{s,max}$. Ces deux tests ont une rupture par fendage perpendiculaire.

On constate que la capacité du test n°01 est plus faible que celle du test n°08. Donc, augmenter la distance entre les barres à largeur totale égale diminue la capacité du test DTP. Cette diminution est due au phénomène de flexion inhérent au fait de tirer sur une seule barre. Plus les barres latérales sont proches de la barre en traction, plus leur rigidité flexionnelle, qui est plus importante que celle du BFUP, contribue à diminuer ces effets de flexion. Pour des dimensions extérieures fixes il vaut donc mieux pour augmenter la capacité d'un modèle DTP diminuer l'espacement des barres tout en gardant une rupture par fendage perpendiculaire.



a) DTP n°08 b) DTP n°01

Figure 5.54 Face supérieure modèles DTP n°08 et n°01 à $f_s = f_{s,max}$

Tableau 5.24 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude espacement des barres c_{si} à largeur constante

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	b (mm)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°08	30	6	2.16	3	3+6mm	462	432	0.18%	0.01%	Perpendiculaire
n°01	30	6	2.16	6	6mm	462	387	0.60%	#N/A	Perpendiculaire

On constate finalement que les deux effets de la modification du paramètre c_{si} ont des impacts opposés sur la capacité du spécimen dans le cas d'une rupture perpendiculaire.

Le Tableau 5.25 présente deux comparaisons de modèles DTP avec une modification de c_{si} sans isoler les deux effets de cette modification sur le spécimen. On constate que dans le cas des tests n°04 et n°01 l'augmentation de c_{si} entraîne une augmentation de $f_{s,max}$ donc l'effet de rajout de

rigidité avec du BDUP est prépondérant alors que dans les cas des tests n°22 et n°18 l'augmentation de c_{si} entraîne une baisse de $f_{s,max}$ donc l'effet de perte de rigidité avec l'éloignement des barres est prépondérant.

Tableau 5.25 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude espacement des barres c_{si} cas général

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (d_b)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°04	30	6	2.16	3	6mm	354	0.42%	0.88%	Perpendiculaire
n°01	30	6	2.16	6	6mm	387	0.60%	#N/A	Perpendiculaire
n°22	25	10	1.5	1.5	1.5	511	0.14%	0.95%	Perpendiculaire
n°18	25	10	1.5	3	3	458	0.09%	0.04%	Perpendiculaire

Pour conclure, à cause des effets de flexion liés à la traction sur une seule barre, on ne peut pas utiliser le modèle DTP pour observer des tendances reliées à des variations de c_{si} dans le cas d'une rupture par fendage perpendiculaire.

5.5.8.2 Cas d'un changement de mode de fendage

Le Tableau 5.26 présente les tests n°03 et n°07 qui permettent d'étudier le cas d'une augmentation de c_{si} en présence d'une configuration présentant un changement de mode de fendage. La Figure 5.55 présente le suivi de la fissuration mixte du test n°07.

Tableau 5.26 Caractéristiques géométriques et résultats modèle DTP : étude espacement des barres c_{si} avec changement de type de fendage

Test	d_b (mm)	ℓ_d (d_b)	c_{so} (d_b)	c_{si} (d_b)	c_r (mm)	$f_{s,max}$ (MPa)	$(E_k/E_{int})_{fsmax}$	$(E_k/E_{int})_{80\%fsmax}$	Type de fendage
n°03	30	6	6	3	6	695	0.25%	#N/A	Parallèle
n°07	30	6	6	4	6	793	0.12%	0.13%	Mixte

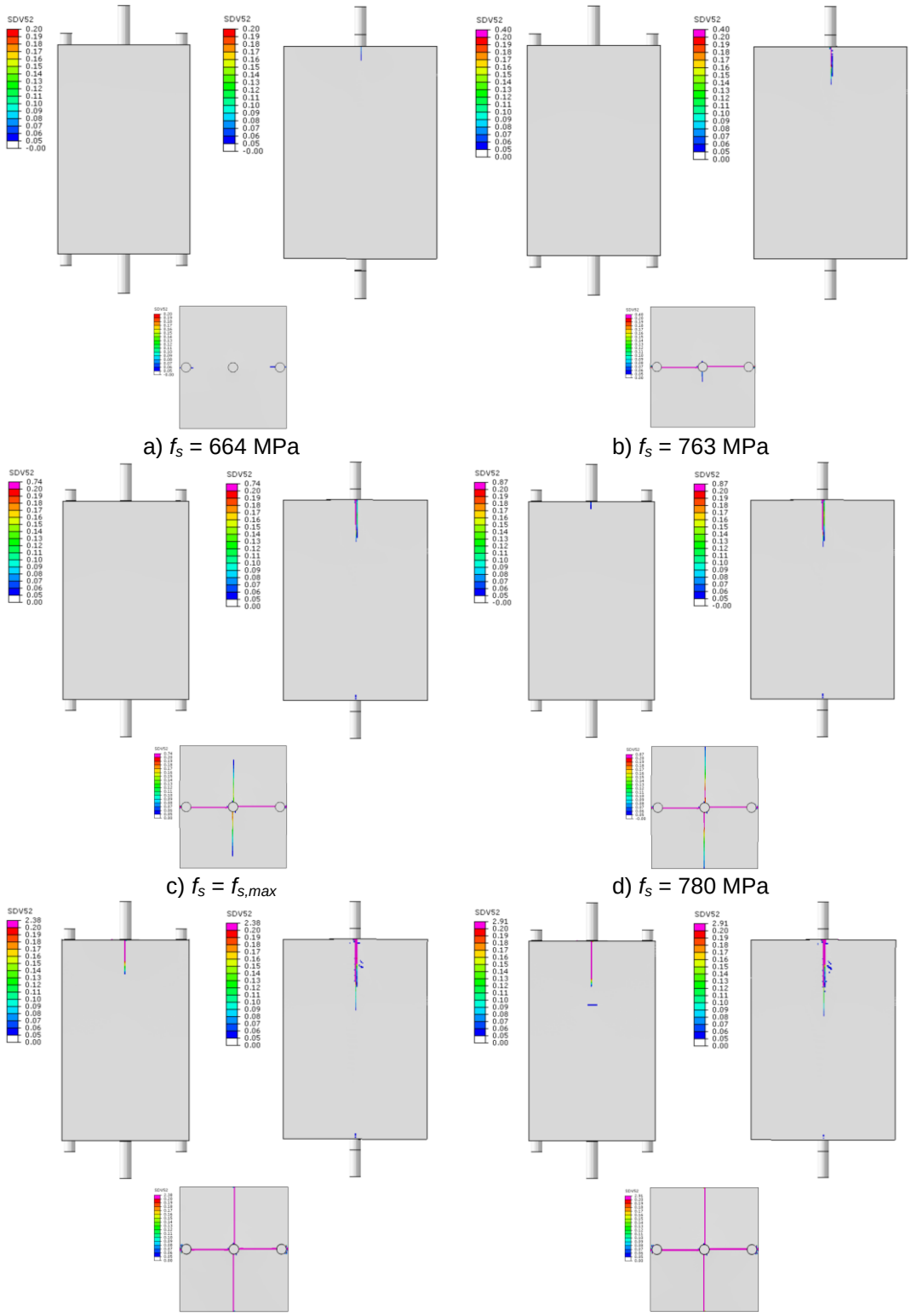


Figure 5.55 Suivi de la fissuration du test DTP n°7 : fendage mixte

On constate en regardant les résultats que dans le cas du passage d'une rupture par fendage parallèle à une rupture par fendage mixte la capacité augmente. Cela laisse supposer que dans le cas d'une fissure parallèle, la rigidité flexionnelle des barres est moins importante puisque les effets de flexion ne viennent pas aggraver la fissuration parallèle. L'augmentation de la largeur par contre augmente la quantité de BFUP à fissurer donc augmente la capacité maximale. On peut supposer que dans le cas d'une rupture par fendage parallèle, l'augmentation de c_{si} augmente la capacité maximale. Plus de tests numériques devraient être réalisés pour valider cette hypothèse.

5.5.9 Conclusion sur le modèle DTP

Dans le but de développer la campagne expérimentale, cette étude numérique a permis de regarder l'influence des différents paramètres géométriques. Comme vu dans la sous partie 5.4.2.3, le modèle DTP numérique retranscrit bien le bon mode de fendage du modèle continu dans le cas d'une fissuration perpendiculaire mais est moins fidèle dans le cas d'une fissuration mixte ou parallèle. Pour cette raison nos études se sont concentrées principalement sur le cas de la fissuration perpendiculaire. Les principales conclusions sont :

- l'espacement Δ_b des barres axiales n'a pas d'influence sur la capacité du spécimen dans le cas d'une fissuration perpendiculaire ;
- numériquement une condition de restreinte latérale amène une surestimation du confinement dans le cas d'une fissuration perpendiculaire ;
- la capacité augmente avec la longueur d'ancrage ℓ_d dans le cas d'une fissuration perpendiculaire;
- la capacité augmente avec l'enrobage des barres c_{so} ;
- la capacité augmente avec l'enrobage latéral des barres c_r dans le cas d'une fissuration perpendiculaire ;
- les effets de flexion liés à la méthode de chargement ne permettent pas d'observer de relation claire entre la capacité et l'espacement des barres.

Il faut cependant noter que toutes ces conclusions reposent sur une étude numérique seulement et sont sujettes à une validation expérimentale du modèle numérique.

5.6 Intérêt d'une campagne numérique préalable à une campagne expérimentale

5.6.1 Préparation à la campagne expérimentale

Dans le but de développer une campagne expérimentale permettant d'étudier le phénomène de barres chevauchées avec espacement symétrique dans du BFUP, une pré-campagne numérique a été réalisé. La modélisation numérique utilisée est une modélisation éléments finis à l'échelle de la crénelure. Un modèle de joint continu numérique a d'abord été développé. Les avantages et limitations de ce modèle ont été étudiés.

Ce modèle a ensuite servi de base à la réflexion puis la sélection d'un concept d'essai local pour la campagne numérique. L'essai DTP a été retenu.

Un modèle numérique DTP a finalement été étudié pour avoir une première estimation de l'influence des différents paramètres de ce concept d'essai et les ordres de grandeurs de capacité maximale pouvant être développés. Des recommandations ont pu être énoncées pour le choix des paramètres à étudier et l'importance à accorder à chaque paramètre pour l'élaboration de la campagne expérimentale.

5.6.2 Bénéfices de la modélisation éléments finis pour l'étude du chevauchement

La modélisation numérique par éléments finis est un outil puissant pour étudier les concepts de joints de chevauchement.

Le travail à l'échelle de la crénelure pour des configurations de joint de chevauchement permet de correctement modéliser les phénomènes de rupture par fendage, que ce soit selon une fissuration perpendiculaire, parallèle ou mixte.

Pour ce projet, l'étude numérique a permis de valider le concept de l'essai qui sera appliqué expérimentalement. Mais elle a également permis de mettre en lumière des failles qui n'avaient pas

été anticipées pour d'autres concepts d'essais locaux qui semblaient mieux adapté à première vue. Sans cette expertise numérique il fait peu de doutes que les résultats de la campagne expérimentale auraient été bien moins exploitables et intéressants. L'utilisation de la modélisation numérique se révèle donc très utile pour le développement d'essais expérimentaux.

Toujours dans le cadre de l'étude du type d'essais choisi, la modélisation numérique a permis l'étude d'une plus grande quantité de paramètres qu'il n'aurait été possible expérimentalement. Notamment cela a permis d'étudier des paramètres qui semblent moins importants et qui ne sont jamais étudiés expérimentalement comme l'enrobage latéral qui se révèle finalement être un paramètre influant. Elle a également permis de dégager des tendances qui permettent ensuite d'orienter plus précisément les choix de conception pour la campagne expérimentale pour obtenir les résultats les plus significatifs. Par exemple pour ce projet, il semble moins intéressant d'étudier une variation de l'espacement des barres avec l'essai DTP sachant qu'il sera difficile d'en ressortir des tendances claires.

5.6.3 Limites du modèle numérique et recommandations

Il est important, en regardant les résultats de cette campagne numérique, de garder à l'esprit les limites des modèles étudiés :

- du point de vue de la loi de BFUP, le matériau est considéré comme isotrope et homogène ce qui n'est pas représentatif de la réalité et notamment l'orientation des fibres, qui est un des paramètres majeurs lors de l'étude et de l'utilisation d'un BFUP, n'est ici pas modélisée ;
- cette condition d'homogénéité et d'isotropie du BFUP adoptée dans le modèle numérique ne permet pas de modéliser des ruptures en cône d'arrachement avec le modèle DTP comme on peut pourtant en avoir comme le montre l'étude sur les spécimens préliminaire (Chapitre 4) ;
- pour minimiser les temps de calculs le retrait du BFUP n'a pas été considéré dans les différentes modélisations numériques ;

- l’acier est ici considéré comme élastique linéaire, une possible modification des résultats lié à la plastification, l’écrouissage ou la rupture de l’armature n’a pas été prise en compte ;
- la condition de bord libre sous-estime le confinement réel d’un joint pour le modèle continu ;
- l’absence de restriction pour le déplacement latéral des barres pour le modèle continu n’est pas représentative de la réalité ;
- plus généralement le confinement apporté par le béton présent de part et d'autre du joint dans un cas réel n’est pas pris en compte pour le modèle continu.

Au regard de cette campagne, plusieurs recommandations peuvent être émises pour améliorer le modèle numérique et pousser plus loin les analyses :

- un caractère aléatoire peut être ajouté à la loi de BFUP pour tenir compte de la non-homogénéité du matériau ;
- des coefficients de réduction de la résistance en fonction des directions principales peuvent être introduits pour tenir compte de l’orientation des fibres dans le cas où une orientation préférentielle est présente dans le spécimen modélisé ;
- des analyses d'écoulement des fibres dans un gel de même viscosité que le BFUP permettrait de visualiser l’orientation des fibres et en ressortir des coefficients de réduction de la loi de BFUP;
- pour le modèle continu, un bloc de béton ordinaire peut être rajouté pour voir l’influence de ce confinement supplémentaire ;
- pour les modèles continus et DTP, une étude plus approfondie du rapport entre les paramètres c_{so} et c_{si} devrait être menée pour caractériser le passage de la rupture en fendage parallèle à la rupture en fendage perpendiculaire ;
- pour le modèle DTP une étude plus approfondie de l’impact de chaque paramètre dans le cas d’un fendage mixte ou parallèle devrait être menée ;
- pour le modèle DTP une étude plus approfondie du paramètre c_{si} devrait être menée pour trouver les équilibres entre le gain de rigidité flexionnelle avec l’ajout de BFUP et la perte de rigidité flexionnelle avec l’augmentation de l’excentricité et des effets de flexion.

CHAPITRE 6 CAMPAGNE EXPÉRIMENTALE

6.1 Introduction

6.1.1 Essai d'ancrage en traction directe

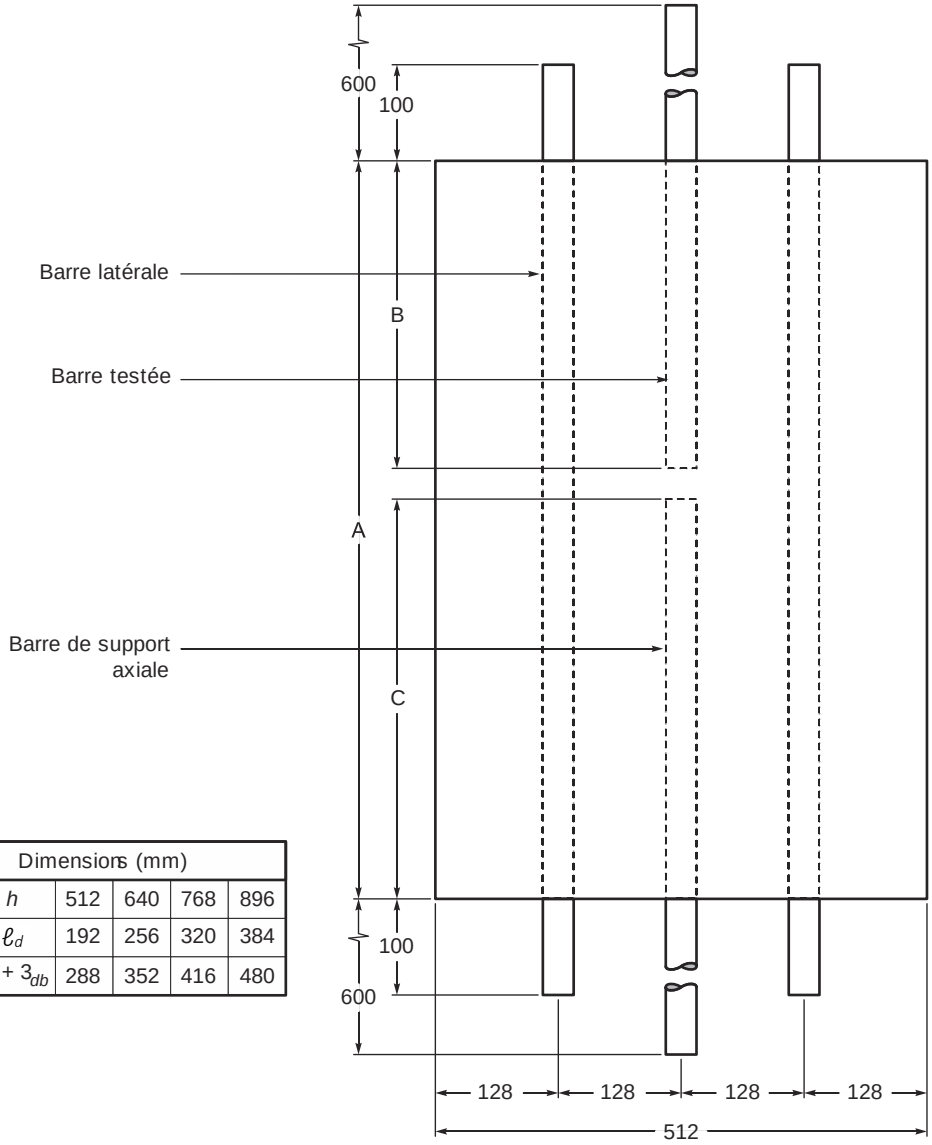
Cette campagne expérimentale, jumelée aux essais préalablement menés aux laboratoires, a pour but de conduire à des recommandations, voire des règles de conception pour l'ancrage et le chevauchement de barres d'armature dans des joints en BFUP connectant des éléments de culées préfabriquées. Elle constitue une première étape. En effet, d'autres essais intégrant l'effet du nombre de barres ancrées ou chevauchées, différents types de BFUP, le mode de sollicitation, seront nécessaires pour atteindre cet objectif final.

L'étude expérimentale des performances de la liaison armature-BFUP a été menée à partir de la géométrie du test d'ancrage en traction directe, généralement appelé DTP test (Direct Tension Pull-out test). La Figure 6.1 et Figure 6.2 présentent la géométrie du spécimen ainsi que les paramètres étudiés. Le spécimen est constitué des deux barres d'armature ancrées alignées, dont une des deux barres dispose d'une longueur d'ancrage plus courte, constituant la barre où l'ancrage est testé. Les deux barres sur les côtés assurent la continuité des efforts au travers des armatures et évite une rupture prématurée transversale dans le BFUP. Un diamètre similaire à la barre testée a été choisi pour les barres de côté afin d'offrir la même rigidité que dans un joint avec plusieurs barres et d'avoir la même inclusion rigide. Cette configuration a été retenue aux termes d'une étude numérique approfondie de différentes configurations de spécimens à l'échelle locale, présentée à la section 5.4. Les analyses numériques ont permis de démontrer qu'avec cette configuration, la capacité obtenue pour l'ancrage des barres est inférieure aux performances obtenues de configurations typiques dans un joint de culée préfabriquée. Avec les épaisseurs d'enrobages des joints, le DTP test présente un mode de rupture par fendage radial clair, similaire à celui rencontré dans le cas de barres chevauchées avec un espacement symétrique $c_{si} = 3\ d_b$. Il permet donc de caractériser précisément les mécanismes de résistance du BFUP lors d'une formation d'une fissure de fendage uniquement dans un plan. Cet essai offre l'avantage d'une mise en charge extrêmement simple, car elle est similaire un essai de traction sur une barre d'armature.

Trois paramètres ont été étudiés dans cette première phase expérimentale :

- la longueur d'ancrage, ℓ_d ;
- l'enrobage, c_{so};
- et la présence d'armature transversale, A_{tr}.

L'espacement entre les barres latérales ainsi que l'enrobage latéral ont un impact sur la capacité du spécimen, tel que montré dans les sections 5.5.7 et 5.5.8. Ces paramètres ont donc également été sélectionnés pour refléter une condition similaire à celle présente dans un joint continu.



Dimensions (mm)					
A	h	512	640	768	896
B	ℓ_d	192	256	320	384
C	$\ell_d + 3_{db}$	288	352	416	480

Figure 6.1 Vue en élévation du spécimen DTP

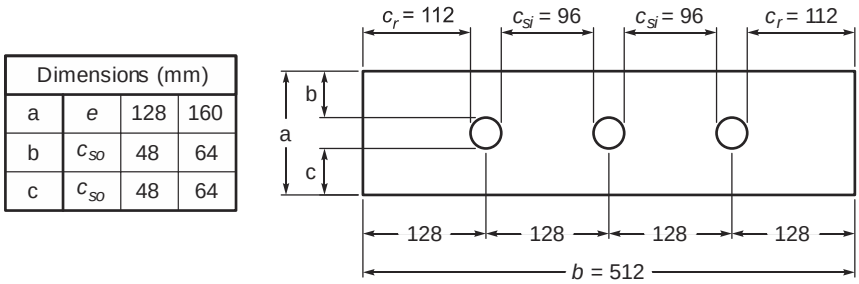


Figure 6.2 Section transversale d'un spécimen DTP

6.1.2 Spécimen préliminaire

Un spécimen préliminaire a été fabriqué, avant la réalisation de la campagne expérimentale, pour répondre aux objectifs suivants :

- tester une nouvelle méthode de coulée avec orientation préférentielle des fibres ;
- valider l'installation et le protocole expérimental pour un spécimen de grande taille ;
- obtenir un ordre de grandeur de la contrainte maximale pouvant être développée dans la barre ancrée de la campagne future.

Les dimensions du spécimen sont présentées dans le Tableau 6.1. Ces dimensions sont proches de celles choisies pour les spécimens de la campagne expérimentale. Le spécimen pèse plus de 100 kg ce qui implique une procédure spécifique de manutention et d'installation dans la presse.

Tableau 6.1 Dimensions du DTP Test préliminaire

Paramètre	d_b	(mm)
d_b	1	30
ℓ_d	8.5	256
c_{so}	1.6	48
c_{si}	3.2	96
c_r	3.7	112
h	21.3	640
b	17	512
e	4.3	128

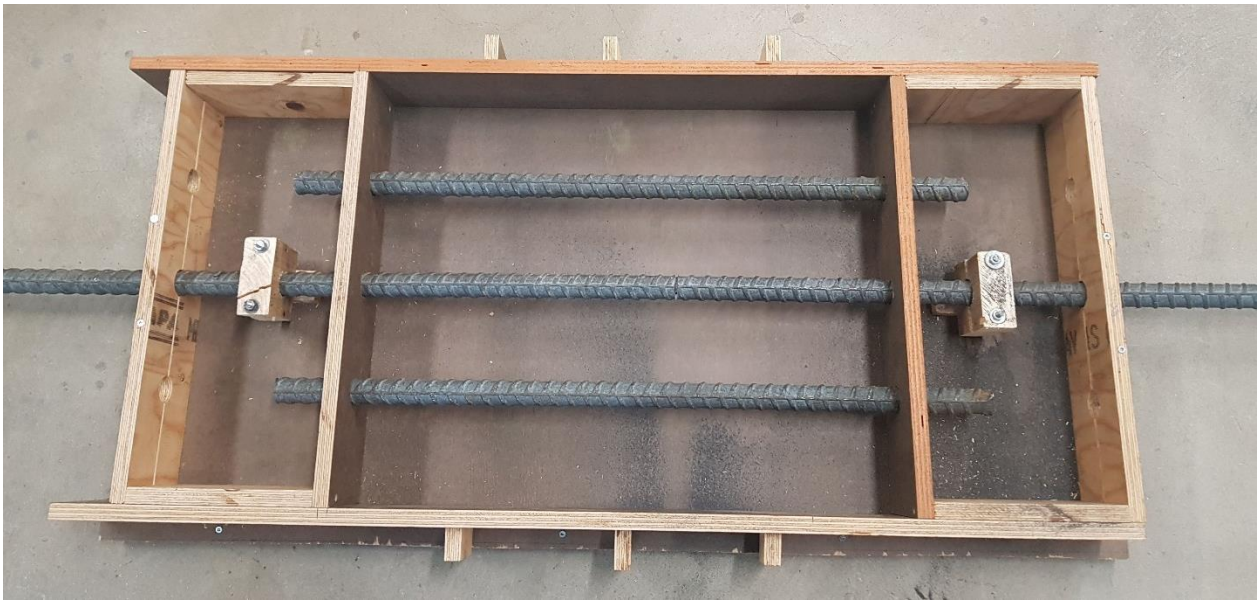


Figure 6.3 Coffrage DTP – Test préliminaire

Une orientation préférentielle des fibres perpendiculaires à l’axe des barres d'armature a été retenue afin d'obtenir les performances optimales de l'ancrage et d'avoir une cohérence avec les propriétés du BFUP testés en traction directe avec orientation préférentielle. Le détail du protocole de coulée des spécimens est décrit au paragraphe 6.3.2.

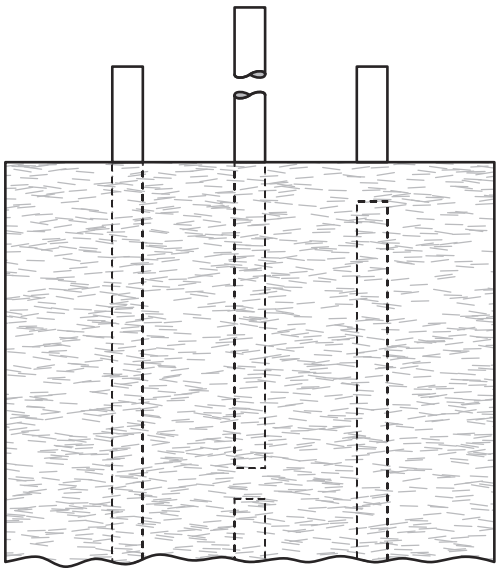


Figure 6.4 Orientation des fibres

Le BFUP utilisé est le UP-F2 POLY de Matériaux King. Le Tableau 6.2 présente les propriétés mécaniques de ce BFUP. Le comportement en traction directe, testé à partir de spécimen en forme d'os, est présenté à la Figure 6.5. La barre testée est une 30M avec un acier de grade 400W. Les propriétés de cet acier sont présentées au paragraphe 6.4.1.

Tableau 6.2 Propriétés mécaniques en compression du BFUP

f'_c (MPa)	E_c (MPa)	ν
142.5	21 466	0.213

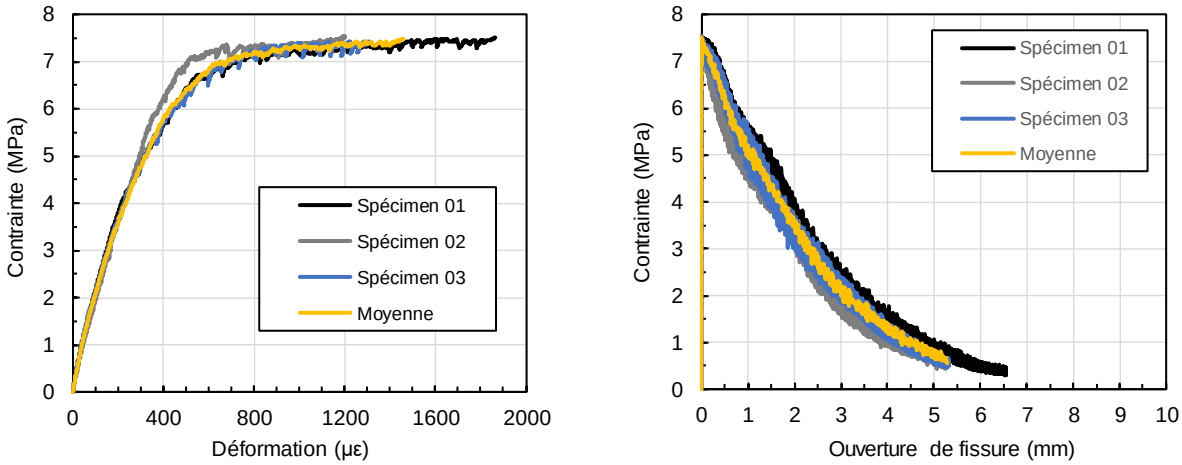
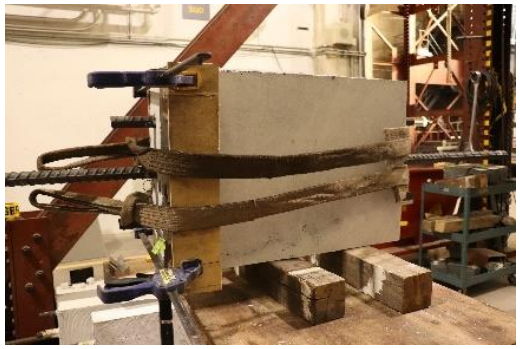


Figure 6.5 Comportement en traction du BFUP de la coulée préliminaire

Les essais ont été réalisés dans la presse INSTRON du laboratoire de Structure de Polytechnique Montréal. Le chargement est piloté en déplacement. La manutention des spécimens est effectuée avec des élingues et le pont roulant. Le spécimen est ensuite mis en place dans la presse à partir d'un système de rail et chariot. La séquence d'installation du spécimen est présentée à la Figure 6.6. Au niveau de l'instrumentation, quatre capteurs de glissement sont installés entre la surface supérieure du béton et la barre ancrée de manière à disposer de suffisamment de capteurs dans le cas où une lecture soit perturbée par l'apparition d'une fissure de fendage.

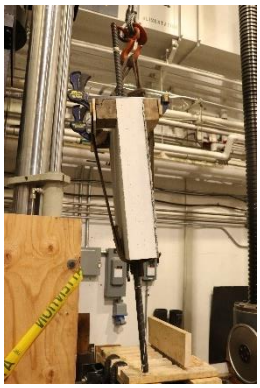
a) *Mise en place spécimen sur la table forte*

b) *Installation protection des capteurs*



c) *Mise en place élingues pour transport en panier*

d) *Mise en place rail et chariots*



e) *Transport et mise en place du spécimen dans le chariot*

f) *Mise en place dans la presse*

Figure 6.6 Installation d'un spécimen

L'initiation de la fissuration est apparue à $f_s = 140$ MPa sur les deux faces du spécimen. La progression de la fissure de fendage le long de la barre d'armature ancrée sur ces deux faces a conduit à la rupture du spécimen. Sur la face coffrée, un début de fissuration en cône d'arrachement a débuté peu avant la rupture. Dans la phase post-pic, un mode de rupture mixte s'est formé avec sur cette face la formation d'une fissure selon un cône d'arrachement. La Figure 6.7 montre l'état de fissuration à la ruine du spécimen à la fin de l'essai. Sur l'une des faces, une fissure de fendage

le long de la barre ancrée est clairement notée. Sur la face opposée, un cône d'arrachement s'est formé.

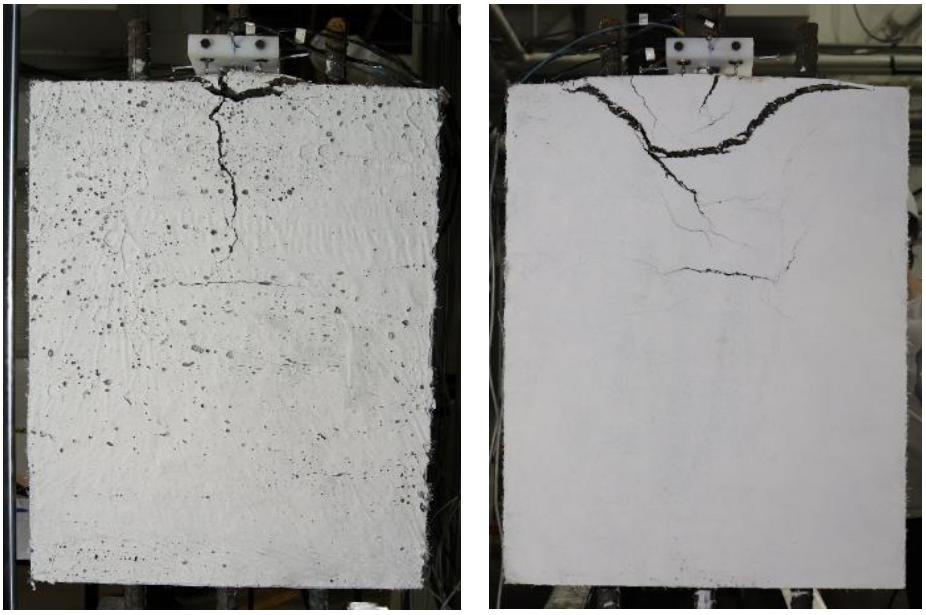


Figure 6.7 Fissuration à la ruine du spécimen DTP Préliminaire

Le programme expérimental montre la courbe contrainte-glissement mesurée à l'extrémité chargée (voir le paragraphe 6.5.3 pour la présentation de l'instrumentation). On observe un plateau plastique dû à la plastification de l'armature. La configuration préliminaire permet donc de développer la contrainte de plastification, f_y d'une barre d'armature 400W, avec une contrainte proche de 450 MPa.

Tableau 6.3 Résultat DTP Test préliminaire

$f_{s,max}$ (MPa)	τ_{max} (MPa)	$s_{fs,max}$ (mm)
447	13.1	1.07

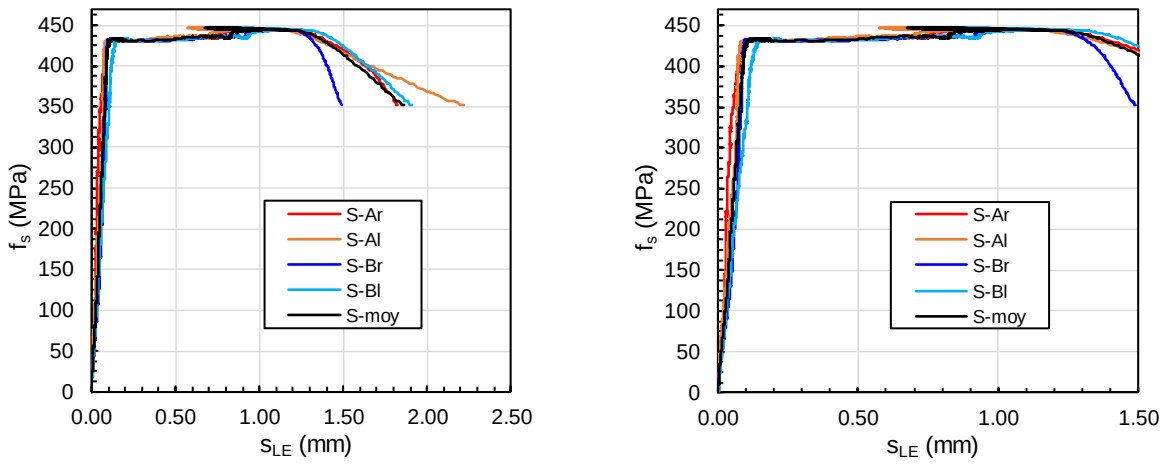


Figure 6.8 Courbe contrainte-glissement – Spécimen préliminaire

Ce premier test a permis de valider et apporter des améliorations quant à la méthode de coulée avec chute, le système d'installation sur rail dans la presse et de confirmer le choix des dimensions pour développer f_{y400W} dans la barre ancrée.

6.2 Programme expérimental

6.2.1 Choix barre

L'armature des culées est essentiellement constituée de barres de diamètre supérieur ou égal à 25M. Il a pu être montré à la section 2.6 qu'aucun essai de type DTP test n'a été fait avec des barres d'un diamètre supérieur à 16 mm. Il a donc été souhaité que le programme expérimental soit mené avec des barres 30M pour vérifier si les résultats précédemment observés sur des barres de plus petits diamètres sont extrapolables. Cependant, l'objectif de chaque configuration d'ancrage testée est d'obtenir la capacité maximale pouvant être développée dans la barre en ayant une rupture dans le BFUP. Il a donc été nécessaire d'utiliser des barres d'armature à haute résistance pour caractériser les performances du BFUP dans la zone d'ancrage. Deux gammes de barres à haute résistance existent selon les diamètres de barres impériales utilisées aux États-Unis, Grade 100 et Grade 120. Cette dernière présente une limite élastique (décalage à 0.2%) et une résistance ultime respectivement de f_y = 830 MPa et f_u = 1030 MPa, selon la norme ASTM 1035.

Le programme expérimental a donc été réalisé avec des barres #10 US (diamètre nominal environ égal à 32 mm), Grade 120 de type ChromX 2100 fabriqué par MMFX aux États-Unis. Pour étudier

l'influence de l'acier haute résistance A1035 un essai a aussi été réalisé avec une barre #10 Grade 60. Enfin, pour garantir que la rupture survienne au niveau de la barre testée, des barres transversales de 10M ont été ajoutées proche de l'extrémité chargée de la barre de support axiale sur tous les spécimens (Figure 6.12).

6.2.2 Dimensions géométriques

Les différents paramètres géométriques des spécimens sont présentés dans la Figure 6.1 et la Figure 6.2. La géométrie des spécimens est exprimée en fonction du diamètre de la barre. L'enrobage a été choisi pour correspondre aux dimensions données dans le Chapitre 3 avec 2 cas, c_{so} = 1.5 d_b et c_{so} = 2.0 d_b. Quatre longueurs d'ancrage ont été étudiées, ℓ_d = 6, 8, 10, 12 d_b. Les deux barres alignées sont séparées par une distance de 1 d_b, cette dimension n'ayant pas d'impact sur la performance de la barre ancrée, tel que discuté dans la section 5.5.3.

La distance nette entre les armatures, c_{si} ainsi que l'enrobage latéral des barres latérales sont fixés respectivement à 3 d_b et 3.5 d_b pour représenter une géométrie de culée réelle. Avec cette géométrie, une fissure principale de fendage radiale est attendue selon les analyses éléments finis. Ces choix correspondent à une première itération proposée pour la conception de la culée préfabriquée présentée au Chapitre 3.

Le spécimen de référence correspond aux paramètres ℓ_d = 10 d_b et c_{so} = 1.5 d_b à partir duquel des paramètres additionnels ont été étudiés. Trois spécimens de référence ont été testés pour étudier la variabilité de la capacité de l'ancrage. Selon la base de données compilée des études précédentes (Figure 6.9), le spécimen de référence devrait présenter une capacité supérieure à la limite élastique des barres 400W.

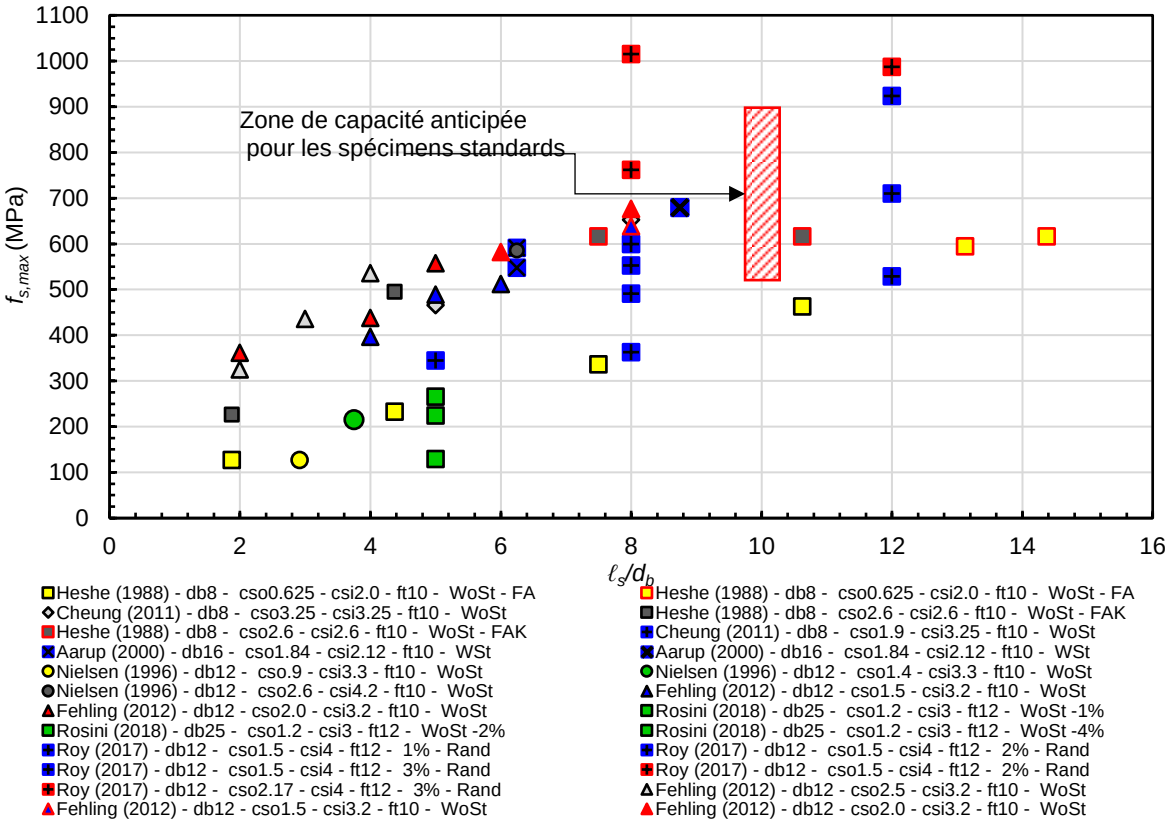


Figure 6.9 Base de données des essais DTP avec du BFUP et estimation de la capacité pour la campagne expérimentale

6.2.3 Barres transversales

L'influence de la présence d'armatures transversales lors d'une rupture d'ancrage par fendage du BFUP a été étudiée en ajoutant deux rangs de barres 10M de grade 400W proche de l'extrémité chargée de la barre ancrée. La Figure 6.10 présente la position des barres transversales. Le premier rang d'armature transversale est placé à 25 mm de la surface, distance relativement proche de l'extrémité chargée afin de rentrer en action le plus tôt possible dès l'initiation d'une fissure de fendage, tout en laissant un enrobage suffisant pour permettre le passage des fibres. Le second rang d'armature transversale est positionné à une distance nette d'un diamètre de barre du premier rang.

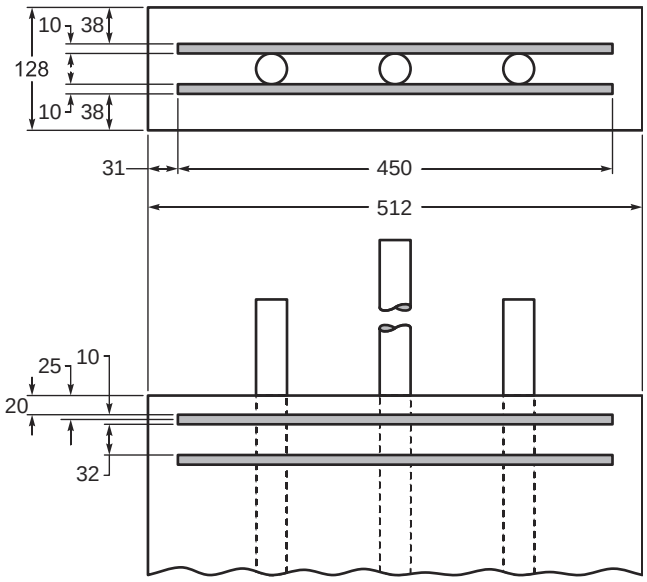


Figure 6.10 Position des barres transversales

6.2.4 Type de chargement

Seul un chargement monotonique en traction direct sur les barres centrales a été étudié dans cette première phase. Des essais de chargement cycliques sont prévus pour la suite.

6.2.5 Orientation des fibres

Une orientation préférentielle des fibres perpendiculairement à la barre testée lors de la coulée a été choisie. Cette méthode permet de s’affranchir de ce paramètre pour comparer entre eux les spécimens. De plus elle donne théoriquement la capacité maximale possible pour le spécimen pour une configuration donnée. Dans un objectif de développement d'équations de conception, cela permet de définir un coefficient de sécurité requis. Cette méthode de coulée a de plus l’avantage de pouvoir être facilement reproductible.

6.2.6 Détails des spécimens

Les dimensions et caractéristiques de chaque essai sont présentées dans le Tableau 6.4 et le Tableau 6.5. Un total de 11 spécimens a été testé.

Le système de notation utilisé est de la forme suivante V-WW-cXX-YYY-ZZZ avec pour détails :

- V = M si test monotonique, C si test cyclique;
- WW = longueur d’ancrage de la barre testée en diamètre de barre;
- XX = enrobage de la barre testée en diamètre de barre;
- YYY = WS s'il y a des barres transversales sur la barre testée, WoS s’il n’y en a pas;
- ZZZ = vide si la barre testée est une A1035, 400W si la barre est une 400W.

Par exemple le spécimen #1-M-10-c1.5-WoS correspond au spécimen numéroté 1 qui est un test monotonique sur une barre A1035 ancrée sur 10 diamètres de barre avec un enrobage de 1.5 diamètre et sans armature transversale sur la barre testée.

Les tests sont classés par série en fonction de la caractéristique étudiée. Ces séries sont présentées dans le Tableau 6.6.

Tableau 6.4 Présentation caractéristique campagne

Numéro	Spécimen	d_b (mm)	Type de barre	Diamètre nominal barre latérale (mm)	Type de barre latérale	Longueur d'ancrage ℓ_d/d_b	Enrobage c_{so}/d_b	A_{tr} (mm^2)
01	M-10-c1.5-WoS	32	A1035	30	400W	10	1.5	-
02	M-10-c1.5-WoS	32	A1035	30	400W	10	1.5	-
03	M-10-c1.5-WoS	32	A1035	30	400W	10	1.5	-
04	M-8-c1.5-WoS	32	A1035	30	400W	8	1.5	-
05	M-12-c1.5-WoS	32	A1035	32	A1035	12	1.5	-
06	M-6-c2.0-WoS	32	A1035	30	400W	6	2	-
07	M-8-c2.0-WoS	32	A1035	30	400W	8	2	-
08	M-10-c2.0-WoS	32	A1035	32	A1035	10	2	-
09	M-10-c1.5-WoS-400W	32	400W	30	400W	10	1.5	-
10	M-10-c1.5-WS	32	A1035	30	400W	10	1.5	2x200
11	M-10-c1.5-WS	32	A1035	30	400W	10	1.5	2x200

Tableau 6.5 Caractéristiques géométriques des spécimens

Spécimen	d_b	ℓ_d		c_{so}		c_{si}		c_r		h	b	e
	(mm)	(d_b)	(mm)	(d_b)	(mm)	(d_b)	(mm)	(d_b)	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)
#01-M-10-c1.5-WoS	32	10	320	1.5	48	3	96	3.5	112	768	512	128
#02-M-10-c1.5-WoS	32	10	320	1.5	48	3	96	3.5	112	768	512	128
#03-M-10-c1.5-WoS	32	10	320	1.5	48	3	96	3.5	112	768	512	128
#04-M-8-c1.5-WoS	32	8	256	1.5	48	3	96	3.5	112	640	512	128
#05-M-12-c1.5-WoS	32	12	384	1.5	48	3	96	3.5	112	896	512	128
#06-M-6-c2.0-WoS	32	6	192	2	64	3	96	3.5	112	512	512	160
#07-M-8-c2.0-WoS	32	8	256	2	64	3	96	3.5	112	640	512	160
#08-M-10-c2.0-WoS	32	10	320	2	48	3	96	3.5	112	768	512	160
#09-M-10-c1.5-WoS-400W	32	10	320	1.5	48	3	96	3.5	112	768	512	128
#10-M-10-c1.5-WS	32	10	320	1.5	48	3	96	3.5	112	768	512	128
#11-M-10-c1.5-WS	32	10	320	1.5	48	3	96	3.5	112	768	512	128

Tableau 6.6 Série de la campagne expérimentale

Série	Désignation	Numéro des essais	Paramètre d'étude
1	Variabilité	01 / 02 /03	Tous les spécimens ont la même géométrie correspondant aux recommandations du chapitre 3. Étude de la conformité à l'objectif de conception et de la variabilité des résultats
2	Longueur d'ancrage	04 / 05	Étude de l'influence de la longueur d'ancrage comparément à la série 01
3	Enrobage	06 / 07 / 08	Étude de l'impact d'une modification de l'enrobage comparément à la série 01
4	400W	09	Étude de l'impact d'une modification du type d'acier comparément à la série 01
5	Barres transversales	10 / 11	Étude de l'influence de la présence d'armatures transversale comparément à la série 01

6.3 Fabrication des spécimens

6.3.1 Coffrage

Les spécimens ont été construits entièrement au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. Ils ont tous été fabriqués de la même façon. Les coffrages sont réalisés en bois contre-plaqué. Une grande attention a été portée lors de la fabrication des spécimens sur la précision des dimensions et surtout sur l'alignement des barres axiales. Malheureusement certaines les barres A1035 utilisées présentaient à la livraison un défaut de rectitude. Il a donc été décidé pour minimiser au maximum l'effet d'excentricité d'avoir une barre testée parfaitement droite et d'avoir un alignement précis de la barre testée avec la barre de support axiale au niveau des extrémités, malgré le défaut de rectitudes dans le spécimen de la barre de support axiale.

Également pour réduire au maximum l'effet d'un mauvais alignement des barres testées et de support axial, la partie libre des barres est fixée à 600 mm, ce qui correspond à la longueur maximale pour que le spécimen rentre dans la presse utilisée.

L'espacement entre les barres axiales dépend des conditions nécessaires pour avoir des parties barres de ces droites mais est pour tous les spécimens d'environ 1 cm.

Les crénelures ont été orientées de manière, à avoir la crénelure longitudinale orientée dans la direction de l'enrobage radial c_{so}. La Figure 6.11 présente différentes étapes de la fabrication des coffrages.

Figure 6.11 Fabrication coffrage spécimen

a) Sans armature transversale sur la barre testée b) Avec armature transversale sur la barre testée

Figure 6.12 Coffrages finalisés

6.3.2 Coulée

6.3.2.1 Organisation coulée

La coulée a été faite à l'aide du malaxeur Erich R09T du laboratoire de Structure de Polytechnique Montréal. Ce malaxeur a une capacité de 130 L. Le volume moyen de chaque spécimen est d'environ 50 L ce qui permet de faire uniquement deux spécimens sans spécimens de caractérisation complète par gâchée en comptant les pertes. Il a donc été décidé de couler les spécimens par paire avec une caractérisation uniquement au niveau de la compression à partir de cylindres 4 pouces. Des prismes 100×100 mm ont pu être coulés, lorsqu'un surplus de matériau restait disponible. Une gâchée spécifiquement dédiée à la caractérisation du mélange a été réalisée. La procédure de malaxage a été la même pour chaque gâchée. Le Tableau 6.7 résume la répartition des spécimens dans chaque gâchée.

Tableau 6.7 Résumé de la coulée de la campagne expérimentale

Date gâchée	Numéro gâchée	Spécimen dans la gâchée	Nombre cylindres 4 pouces	Nombre prismes 100x100x370	Nombre d'os
2019-11-20	n°1	#01 & #02	1	0	0
	n°2	#03 & #10	1	1	0
	n°3	#04 & #05	3	1	0
	n°4	#07 & #09	3	1	0
	n°5	#06 & #08	3	1	0
	n°6	#11 & #12	1	2	0
2019-12-02	n°7	#13 & #14	2	1	0
	n°8	#15 & #16	3	1	0
	n°9	-	10	6	6

Les spécimens 12 à 16 ont été coulés en même temps que ceux de cette campagne expérimentale et sont destinés à être testés sous chargement cyclique. Ces essais ne rentrent pas dans le cadre de ce mémoire.

6.3.2.2 Protocole coulée

L'objectif de la coulée est d'orienter les fibres perpendiculairement aux barres d'armatures (Figure 6.13) pour les raisons présentées dans la partie précédente.

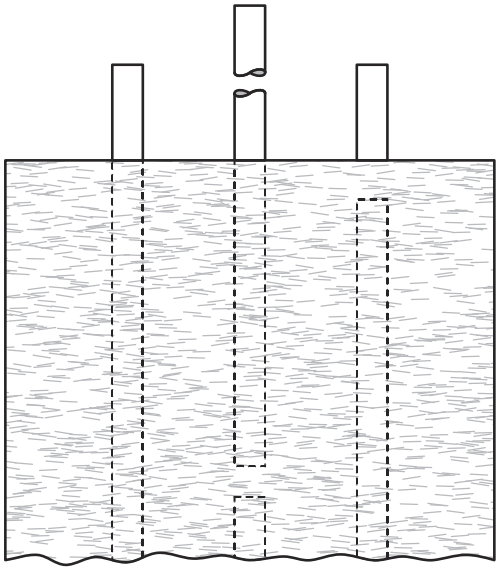


Figure 6.13 Schéma orientation des fibres

Le BFUP utilisé dans cette campagne expérimentale est autoplaçant. Aucune vibration n'a été effectuée. La technique utilisée, inspirée des travaux de Roy et al. (2017), consistait à utiliser une chute à béton déposée sur un système de rail facilitant un coulage par passes (Figure 6.14). Cette technique a été testée et validée lors de la campagne préliminaire présentée au paragraphe 6.1.2.

a) Chute b) Rail sur spécimen c) Montage coulée

Figure 6.14 Montage coulée

La coulée est effectuée en deux étapes. La séquence se décompose de la manière suivante :

- Étape 1
    a. Installer le rail puis la chute sur un des bords longs de la face A du spécimen avec la porte fermée.
    b. Remplir la chute de BFUP pour remplir le coffrage jusqu'au niveau du plan des barres inférieur.
    c. Ouvrir la porte et laisser couler le béton jusqu'à ce que la chute soit vide. Les fibres en suivant le flot du BFUP vont s'aligner perpendiculairement aux barres.
- Étape 2
    a. Installer le rail puis la chute sur un des bords longs de la face A du spécimen avec la porte fermée.
    b. Remplir la chute de BFUP afin de remplir un tiers du volume restant.
    c. Ouvrir la porte et laisser couler le béton tout en réalisant des va-et-vient avec la chute pour créer des couches minces de BFUP. De cette manière les fibres viennent directement se déposer perpendiculairement aux armatures.
    d. Reprendre à l'étape 2a dès que la chute est vide. Répéter, l'opération trois fois pour remplir complètement le spécimen. En tout une dizaine de passes doivent être effectuées pour remplir le coffrage.

a) Étape 1 : installation chute

b) Étape 1 : début coulée

c) Étape 1 : écoulement du BFUP

d) Étape 1 : fin première étape

e) Étape 2 : début passes

f) Étape 2

g) Étape 2

h) Étape 2

i) Étape 2

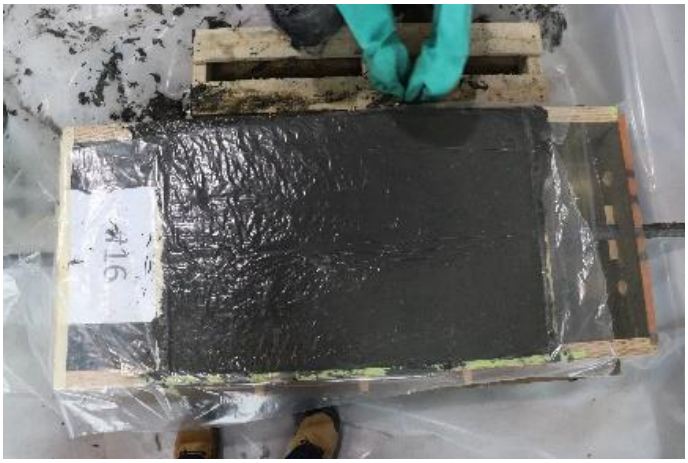
j) fin coulée

Figure 6.15 Séquence des étapes de coulée d'un spécimen

La méthode de coulée est faite en deux étapes due à la présence des barres qui viennent gêner la mise en place du BFUP. Si on laisse seulement couler d'un bord, elles viennent se mettre en travers

du flot de béton et on ne maitrise plus l’orientation des fibres au-dessus du plan des barres. À l’inverse si on ne fait que des passes, la présence des barres va gêner l'orientation des fibres sous le plan des barres.

Le spécimen est scellé ensuite par une feuille de polyéthylène déposée sur la surface exposée à l’air libre pour empêcher un rapide retrait plastique. Après 24h, les spécimens ont été placés en cure humide à l'aide de toile de jute saturée en eau pendant 6 jours. Les spécimens ont été décoffrés à la fin de la cure humide et gardés pour une période de maturation de 2 mois à l'air libre à température ambiante. Les essais de caractérisation du BFUP ont été réalisés dans le même mois que les tests.



a) Spécimen avec polythène

b) Jute sur spécimen pour la cure humide

c) Cure humide

d) Fin cure humide

Figure 6.16 Cure des spécimens

6.4 Matériaux

6.4.1 Armatures

Trois types de barres d'armature ont été utilisés lors de la campagne expérimentale : 1) armatures haute résistance Grade 120, 2) armature standard US grade 60, et 3) armature canadienne 400W. Pour les barres hautes résistance de Grade 120, des tests de caractérisation en traction directe sur 3 barres d'armature provenant d'un même lot ont été menés au laboratoire sur la presse INSTRON selon les recommandations de la norme ASTM 370-E8 chapitres 7.6.3.1 et 7.6.4 (ASTM International, 2019).

Le Tableau 6.8 résume les caractéristiques obtenues. La limite élastique f_y obtenue a été calculée avec la méthode de décalage de 0.2% conformément à ce qui est requis par la norme.

Tableau 6.8 Caractéristiques mécanique acier A1035

Essai	f_y *(MPa)*	f_u *(MPa)*	E_s *(MPa)*	ε_y *(%)*	ε_u *(%)*
#1	695	1 121	210 000	0.532	6.41
#2	705	1 111	210 000	0.532	5.80
#3	910	1 128	210 000	0.629	5.21
Moyenne	*770*	*1 120*	*210 000*	*0.564*	*5.81*

Un essai d'ancrage (M-10-c1.5-WoS-400W) a été effectué avec une barre d'armature standard américaine #10, Grade 60 (équivalent aux barres 400W canadiennes) pour vérifier que les résultats trouvés avec des barres hautes résistances sont transposables à des barres classiques. Un test mécanique de caractérisation a été réalisé sur un spécimen prélevé sur la même barre que celle présente dans le spécimen (M-10-c1.5-WoS-400W. Le Tableau 6.9 résume les principales propriétés mécaniques en traction.

Tableau 6.9 Caractéristiques mécaniques acier grade 60

f_y *(MPa)*	f_u *(MPa)*	E_s *(MPa)*	ε_y *(%)*	ε_u *(%)*
457	681	21000	0.49	13.2

Pour les barres latérales des spécimens, des barres canadiennes 400W ont été retenues. Ce type d'armatures standard est utilisé pour ces barres puisque les efforts qu'elles transmettent sont deux fois plus faibles que dans la barre testée. Trois essais de traction directe sur les barres latérales 30M utilisés dans les DTP tests ont été réalisés selon la norme ASTM 370 E-8. Le Tableau 6.10 résume les principales propriétés mécaniques en traction. Les barres transversales 10M – 400W n'ont pas été caractérisées.

Tableau 6.10 Caractéristiques mécanique acier 400W

Essai	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E_s (MPa)	ε_y (%)	ε_u (%)
#1 400W	446	630	230 000	0.45	12.3
#2 400W	446	631	230 000	0.48	12.3
#3 400W	444	630	230 000	0.44	11.9
Moyenne 400W	*445*	*630*	*230 000*	*0.46*	*12.2*

La Figure 6.17 présente les courbes contrainte-déformations des différentes barres d'armatures utilisées pour les essais.

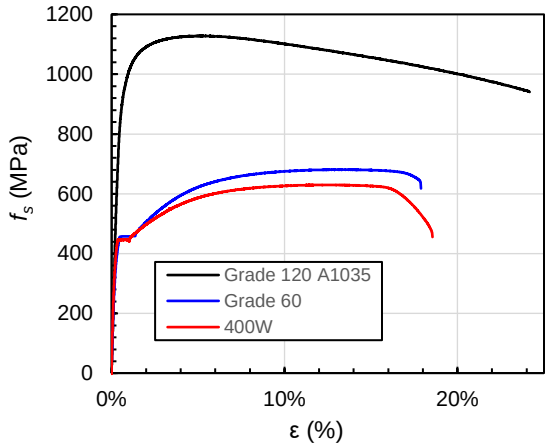


Figure 6.17 Courbe contrainte-déformation des différentes armatures

6.4.2 BFUP

Le béton fibré à ultra-haute performances (BFUP) qui a été utilisé pour cette campagne expérimentale est un mélange à 2% de fibres en volume fourni par Matériaux King et commercialisé sous l'appellation UP-F2 POLY. Un total de 1200 L de BFUP a été coulé pour ce projet, répartis sur les neuf gâchées présentées à la section 6.3.2.1. Les résultats des essais de

caractérisation du BFUP présentés dans ce paragraphe ont été obtenus à partir de la gâchée n° 9 de caractérisation. Le Tableau 6.11 présente les résultats des propriétés en compression testées à partir de cylindre 4 po de diamètre à 74 j.

Tableau 6.11 Propriétés mécaniques en compression du BFUP

Échéance Jours	f'_c (MPa)	E_c (MPa)	ν
74	158.7	40 400	0.209

Les propriétés en traction du BFUP ont été déterminées avec des essais de traction sur des os. La Figure 6.18 présente le montage pour un test sur os. Trois tests ont été effectués avec la procédure classique qui consiste à un chargement monotonique du spécimen jusqu'à rupture. Trois autres tests ont été effectués avec un déchargement après avoir dépassé la capacité maximale puis rechargement jusqu'à rupture. Cette deuxième procédure permet de déterminer le module de retour élastique post-pic (E_{pc}). La Figure 6.19 présente les résultats en contrainte-déformation en phase pré-pic et en contrainte-ouverture de fissure en post-pic uniquement pour les spécimens n'ayant pas subi de cycles de déchargement. La Figure 6.20 présente la courbe contrainte-déformation complète des trois essais avec déchargement, caractérisée par le paramètre E_{pc}. Le Tableau 6.12 présente les caractéristiques moyennes en traction du BFUP et la Figure 6.21 présente la loi multilinéaire moyenne simplifiée du BFUP utilisée pour la détermination des ouvertures de fissures.

Figure 6.18 Montage expérimental d'un essai d'os dans la presse INSTRON

La détermination de E_{pc} permet d'inclure le retour élastique lors du comportement post-pic. La courbe contrainte-ouverture de fissures montrée à la Figure 6.20 inclut ce retour élastique.

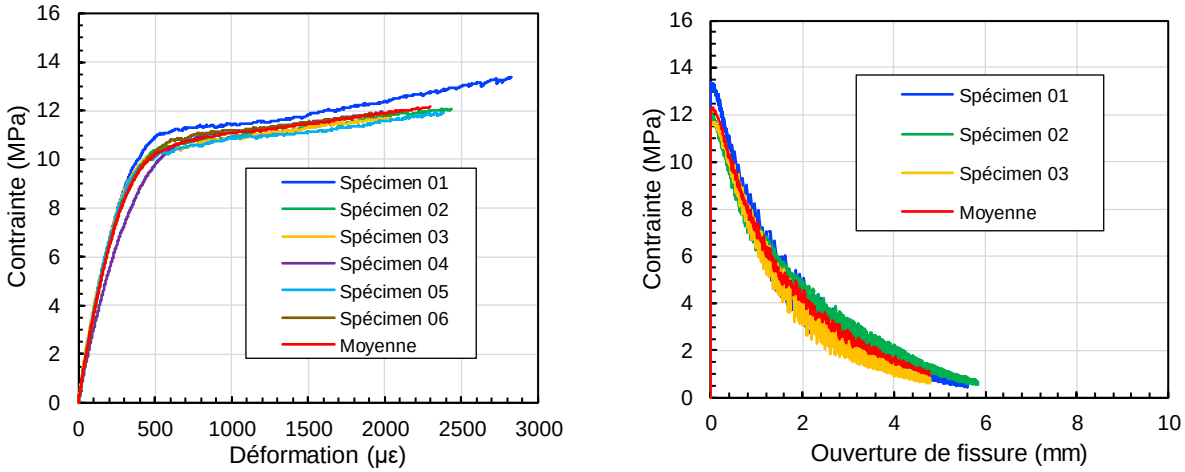


Figure 6.19 Courbe de comportement en traction du BFUP

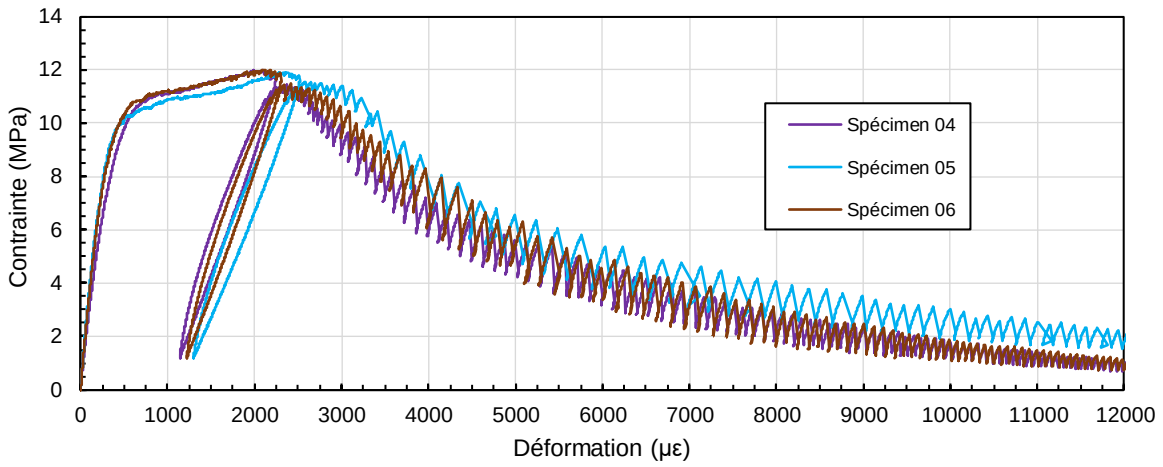


Figure 6.20 Courbe contrainte - déformation avec déchargement en traction du BFUP

Tableau 6.12 Propriétés en traction du BFUP – déformation et ouverture de fissure

Comportement pré-pic				Comportement post-pic			
$f_{t,el}$ (MPa)	8	$\varepsilon_{t,el}$ (%)	0.025	$f_{w,1}$ (MPa)	11.5	w_1 (mm)	0.2
$f_{t,ts}$ (MPa)	10.6	$\varepsilon_{t,ts}$ (%)	0.055	$f_{w,2}$ (MPa)	8	w_2 (mm)	0.8
$f_{t,u}$ (MPa)	12.325	$\varepsilon_{t,u}$ (%)	0.2300	$f_{w,3}$ (MPa)	4	w_3 (mm)	2.0
$E_{t,c}$ (MPa)	21000			f_u (MPa)	0	w_u (mm)	5.5
E_{pc} (MPa)	8767			$G_{f,CO}$ (kJ/ m²)	21.7		
$g_{f,SH}$ (kJ/ m³)	43.7						

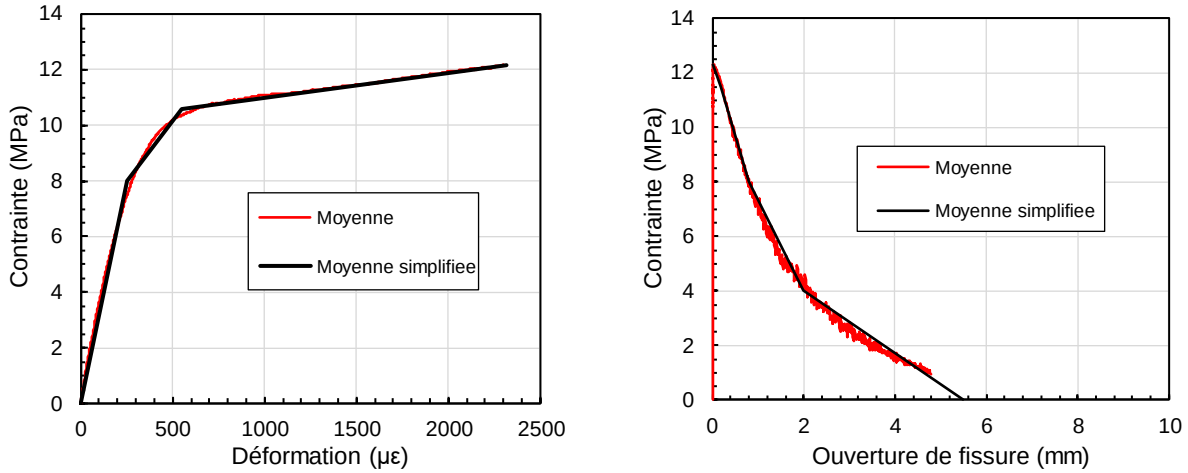


Figure 6.21 Loi moyenne simplifiée du BFUP

6.5 Montage expérimental

6.5.1 Principe

Les essais ont été réalisés dans la presse INSTRON du laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. La Figure 6.22 présente une photo du montage dans la presse. La barre chargée et la barre de support axiale sont prises dans des mâchoires maintenues par une pression hydraulique. Une pression de serrage de 7500 psi a été appliquée pour empêcher tout glissement dans les dents de la mâchoire durant l'essai.

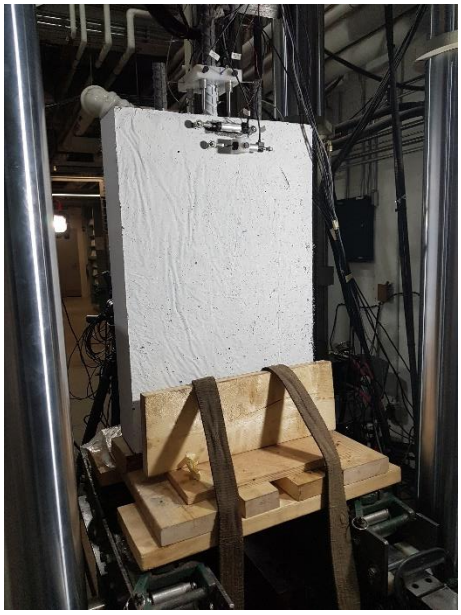


Figure 6.22 Montage expérimental dans la presse INSTRON

Un pilotage en déplacement contrôlé a été effectué. L’acquisition des données a été faite à un taux de 1 Hz.

6.5.2 Vitesse de chargement

La vitesse de chargement est un paramètre sensible dont l'effet a été discuté dans le chapitre 2 où une très grande variabilité des taux de chargement entre les divers essais a probablement conduit à accroître la dispersion des résultats. Dans le cadre de cette étude, les deux règles suivantes ont dicté le choix de la vitesse de chargement :

- respecter la norme ASTM 370 E-8 (2019) sur le taux de chargement à appliquer sur une barre d'acier ;
- ne pas impliquer de taux de déformation en traction dans le BFUP plus rapide que celui imposé sur les os de caractérisation.

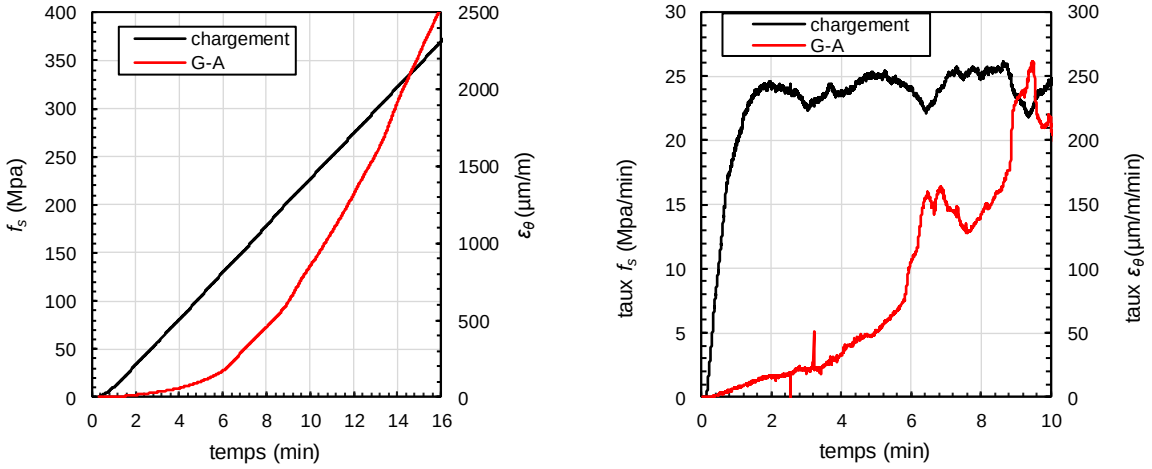
La première règle conduit à ne pas dépasser 11 MPa/s (660 MPa/min) et ne pas charger en dessous de 1 MPa/s (60 MPa/min). Concernant la seconde règle, selon l'annexe C de la norme SIA (SIA, 2015) pour les essais de traction sur os, il est stipulé que la vitesse de chargement est de 0.05 mm/min soit un taux de déformation dans le BFUP de 250 µm/m/min.

Pour vérifier cette règle, on se base sur les résultats des essais de joints de chevauchement réalisés par Lagier (2015) au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal. Pour un taux de chargement de 3 MPa/min dans les barres, il obtient un taux de déformation de 6.45 µm/m/min à la surface de ses spécimens. On en conclut qu'un taux de déformation à la surface du BFUP de 250 µm/m/min correspond à un taux de chargement de 110 MPa/min dans la barre. Le taux de chargement des essais doit donc être inférieur à 110 MPa/min.

Pour avoir un temps d'essai qui ne soit à la fois pas trop long et qui permette de bien observer le développement de la fissuration, une durée approximativement de 40 minutes a été visée jusqu'à l'atteinte de la capacité maximale supposée de l'ordre de 900 MPa. À partir de ces données d'entrée, un taux de chargement initial de 25 MPa/min a été retenu. Cette vitesse respecte bien les deux limites maximales des règles énoncées plus haut. Le taux minimal de chargement de la norme ASTM de 1 MPa/s n'est pas respecté cependant une vitesse moindre ne semble pas avoir un impact majeur sur la campagne.

Le protocole de chargement suivant a été appliqué pour l'ensemble de la campagne expérimentale. Une vitesse de déplacement a été fixée à 0.1 mm/min au démarrage de l'essai, puis augmentée progressivement jusqu'à une vitesse v_0 correspondant au taux de chargement cible de 25 MPa/min dans la barre d'armature testée. Cette vitesse a été maintenue jusqu'à atteindre 90% de la charge maximale en phase post-pic. Au-delà de ce seuil, la vitesse de déplacement est augmentée progressivement jusqu'à une vitesse $v_1 = 5 \times v_0$. Dès lors que 70% de la charge maximale en post-pic est atteinte, la vitesse de déplacement est augmentée progressivement jusqu'à $v_2 = 10 \times v_0$.

La Figure 6.23 présente l'évolution de la contrainte dans la barre et de la déformation à la surface du BFUP jusqu'à $\varepsilon_\theta = \varepsilon_{tu}$ en fonction du temps. On peut y voir que les deux règles sur la vitesse de chargement sont respectées. À titre d'exemple la Figure 6.24 montre la courbe de chargement du test #02.



a) Évolution temporelle de la contrainte dans la barre et des déformations dans la jauge G-A

b) Évolution temporelle du taux de chargement dans la barre et du taux de déformation dans la jauge G-A

Figure 6.23 Chargement et déformation dans la jauge G-A du test #03

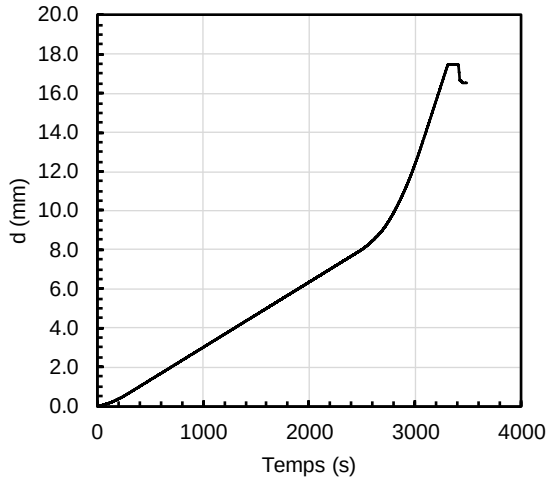


Figure 6.24 Évolution du déplacement de la presse en fonction du temps pour le test #02

6.5.3 Instrumentation

6.5.3.1 Capteurs électroniques

La Figure 6.25 présente l'instrumentation installée sur chaque spécimen alors que le Tableau 6.13 résume la désignation des différents capteurs utilisés. Les capteurs de glissement sont désignés par la lettre « S », les capteurs d'ouverture de fissure sont désignés par la lettre « L » et les jauges sont désignées par la lettre « G ».

La lettre « A » dans le nom d'un capteur correspond à la face A du spécimen qui est la face exposée à l'air libre pendant la coulée. La lettre « B » correspond à la face B qui est la surface coffrée. La lettre « ℓ » correspond à la gauche du spécimen quand on regarde la face A et la lettre « r » correspond à la droite. Le numéro « 1 » représente le capteur la plus proche de l'extrémité chargée, le numéro « 2 » le capteur le plus éloigné.

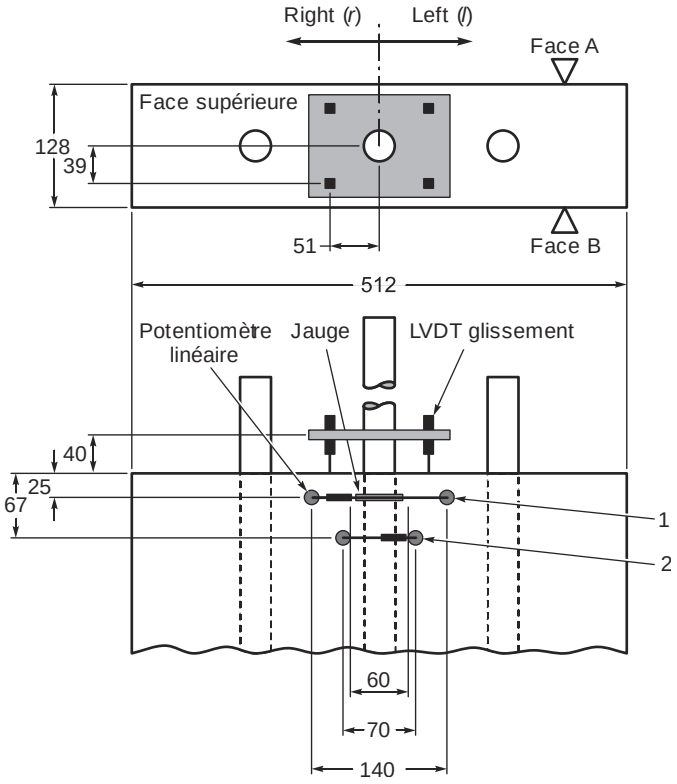


Figure 6.25 Schéma capteurs

Tableau 6.13 Liste des capteurs

Capteur de glissement				Capteur d'ouverture de fissure						Jauge de déformation	
S-Ar	S-Al	S-Br	S-Bl	L-A1	L-A2	L-B1	L-B2	L-r*	L-l*	G-A	G-B

* Ces capteurs ne sont installés que sur les spécimens #07, #08 et #11

Pour mesurer le glissement, quatre LVDT sont installés entre la barre testée et la surface du spécimen. La position des capteurs permet d'évaluer l'effet d'un réalignement de la barre dans l'axe de sollicitation sur la mesure du glissement, en cas d'imperfection de positionnement.

Le glissement représente le déplacement relatif de la barre par rapport à la surface du béton. L'allongement de la barre mesuré entre le point de fixation du capteur et la surface du BFUP a donc été soustrait à la valeur mesurée par le LVDT. Pour ce faire, la courbe moyenne des essais sur les barres A1035 a été utilisée.

Pour mesurer la déformation au niveau de la surface du BFUP, des jauges à béton sont installées sur les faces opposées du spécimen, centrées sur l'axe de la barre chargée de manière à croiser le développement d'une fissure de fendage. Elles sont installées à 25 mm de la surface d'ancrage pour être au droit du premier rang des barres transversales.

Pour mesurer l'ouverture de fissure, des potentiomètres linéaires sont installés sur les faces opposées du spécimen, centrés sur l'axe de la barre chargée. Ils sont installés aux droits des deux rangs des barres transversales, soit respectivement à 25 mm et 67 mm de l'extrémité chargée.

Dans le cas des spécimens #07, #08 et #11 des potentiomètres linéaires sont également installés sur la surface supérieure du spécimen à mi-distance entre la barre chargée et les barres latérales. Ces capteurs permettent de mesurer une possible fissuration dans le plan des barres. Ils ont été installés en cours de campagne, suite au test #06 où une fissure dans le plan des barres a été observée, mais n'a pas pu être mesurée.

Enfin, pour chaque test un appareil photo était installé de chaque côté du spécimen et une photo était prise tous les 50 MPa durant l'essai.

6.5.3.2 Champs de déplacements

Un système de mesure par corrélation d'image (DIC) est installé sur la face B du spécimen #03. La méthode consiste à recouvrir une surface d'un mouchetis et à prendre tout au long de l'essai des photos de la surface avec une paire de caméras pour ensuite mesurer les déplacements de chaque

point tout au loin de l’essai en procédant à une corrélation entre les deux images prises. Cette technique permet d'obtenir un champ de déplacements sans aucun contact avec la surface étudiée. Ces données pourront être localement validées avec les données des potentiomètres installés pour mesurer l'ouverture de fissure. Cette mesure de champ de déplacements a pour objectif principal d'apporter des données de grande valeur sur la progression de l'ouverture de la fissure de fendage le long de la longueur ancrée au cours du chargement afin de calibrer le développement d'un modèle numérique à l'échelle des crénelures. Dans le cadre du présent mémoire, les résultats de la corrélation d'image n'ont pas pu être post-traités à cause d’un problème technique. Ils seront exploités dans les études subséquentes.

6.6 Résultats et Discussion

6.6.1 Tableau résumé général

Le Tableau 6.14 présente un résumé des résultats principaux de la campagne d'essai d'ancrage de barres d'armature dans du BFUP. La présentation des résultats et des tendances à noter sont détaillés dans les sections suivantes.

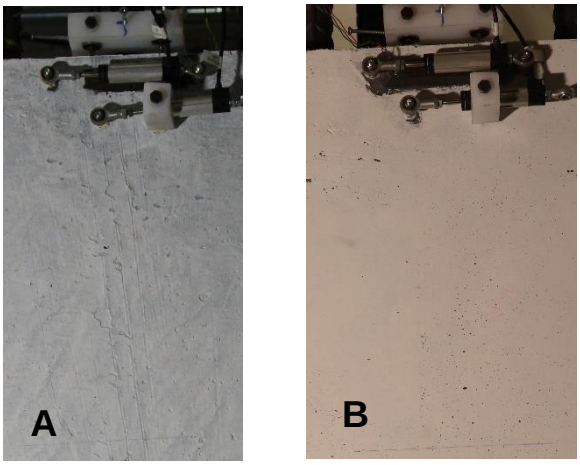
Tableau 6.14 Résultats campagne expérimentale

Spécimen	ℓ_d/d_b	c_{so}/d_b	A_{tr}	Mode de rupture	$f_{s,max}$ (MPa)	τ_{max} (MPa)	$f_{s,cr}$ (MPa)	$f_{s,cr}/f_{s,max}$	$s_{fs,max}$ (mm)	s_{fy} (mm)	$s_{fy/2}$ (mm)	$\omega_{moy,fsmax}$ (mm)
04	8	1.5	-	F-per(1)	480	15.0	437	91%	0.51	0.34	0.11	0.53
01	10	1.5	-	F-per	633	15.8	511	81%	0.65	0.24	0.10	0.97
02	10	1.5	-	F-per	561	14.0	471	84%	0.57	0.33	0.14	0.86
03	10	1.5	-	F-per	600	15.0	479	80%	0.60	0.31	0.13	0.80
09	10	1.5	-	F-per & Y(3)	564	14.1	468	83%	2.12	0.19	0.10	1.94
10	10	1.5	2x200	F-per & F-par(2)	993	24.8	595	60%	1.27	0.23	0.10	1.42
11	10	1.5	2x200	F-per & F-par	994	24.9	558	56%	1.39	0.24	0.10	1.46
05	12	1.5	-	F-per	744	15.5	521	70%	0.76	0.27	0.12	1.52
06	6	2	-	F-per, F-par & CA (4)	444	18.5	403	91%	0.48	0.42	0.10	0.50
07	8	2	-	F-per	573	17.9	481	84%	0.57	0.26	0.11	0.84
08	10	2	-	F-per	724	18.1	551	76%	0.79	0.30	0.14	1.12

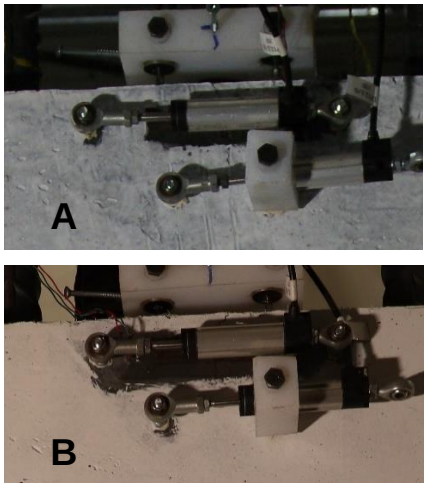
(1) F-per : fendage perpendiculaire au plan des barres
(2) F-par : fendage parallèle au plan des barres
(3) Y : plastification de la barre
(4) CA : cône d'arrachement

6.6.2 Mode de fissuration

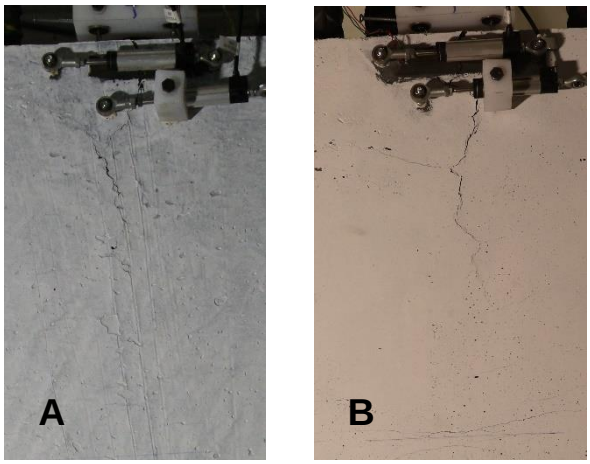
Un mode de fissuration par fendage conduisant à la rupture du spécimen est majoritairement relevé sur l'ensemble de la série d'essai, avec une fissure de fendage qui s'ouvre et progresse perpendiculairement au plan des barres visibles sur chacune des faces A et B. La Figure 6.26 montre un exemple de ce mode de fissuration pour le spécimen M-12-c1.5-WoS. Ces résultats sont en accord avec les résultats de Fehling et al. (2012) présentés dans la section 2.6 qui, pour des longueurs d'ancrage supérieures à 8 d_b, obtenaient également des modes de rupture par fendage (Figure 2.36). Pour tous les spécimens sans barre transversale, la fissure de fendage juste après le pic de charge s'est développé sur une longueur d'en moyenne 200 mm soit environ 2/3 ℓ_d.



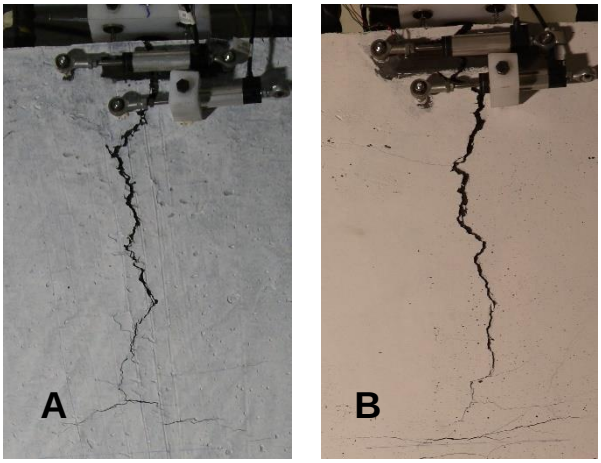
a) Pré-pic f_s = 250 MPa



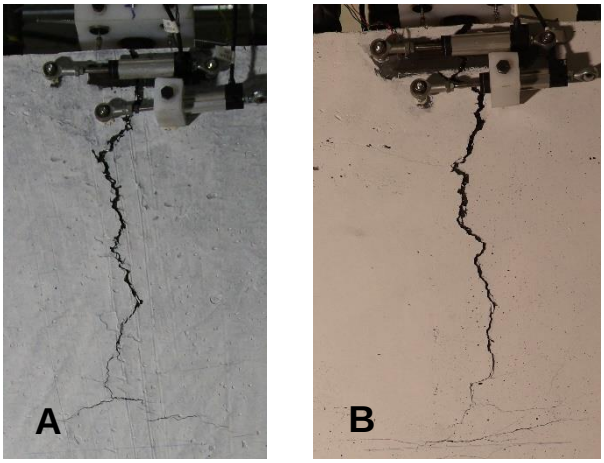
b) Pré-pic f_s = 600 MPa



c) $f_s = f_{s.max}$

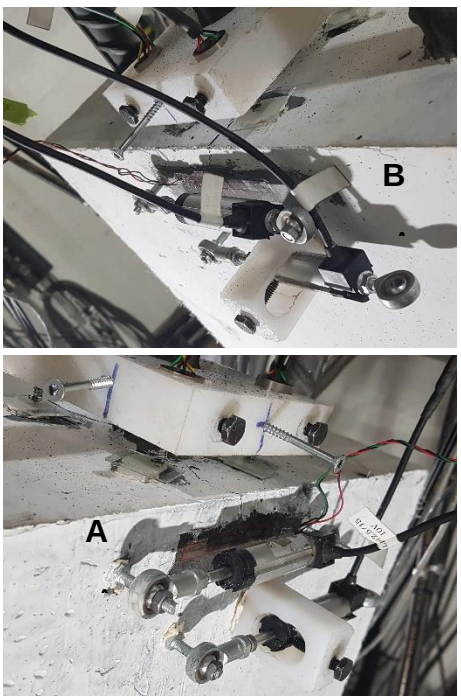


d) Post-pic f_s = 350 MPa

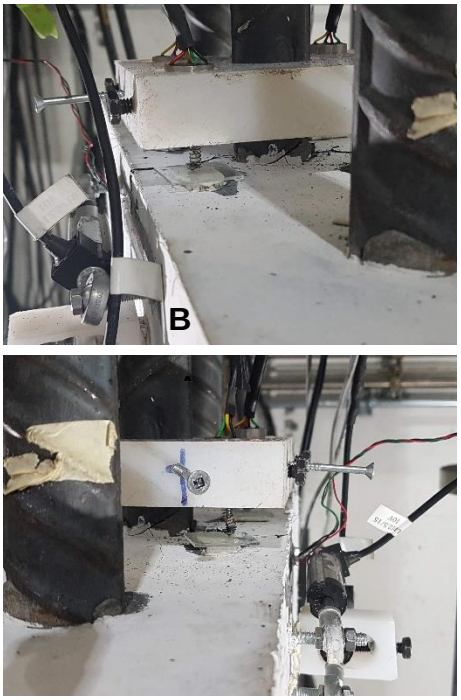


e) Fin essai

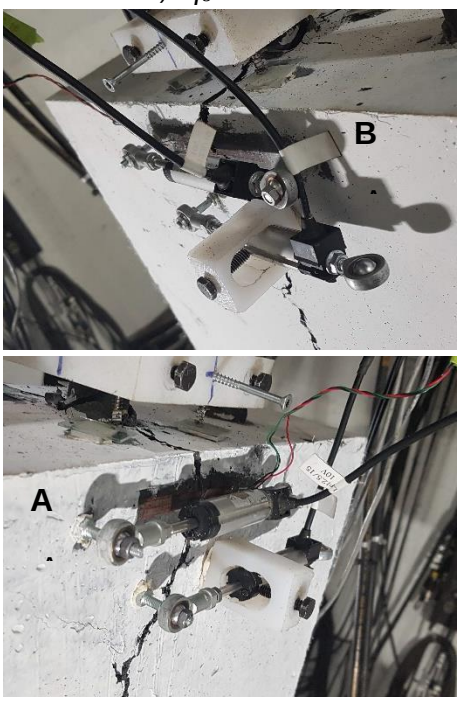
Figure 6.26 Test M-12-c1.5-WoS : suivi de la fissuration



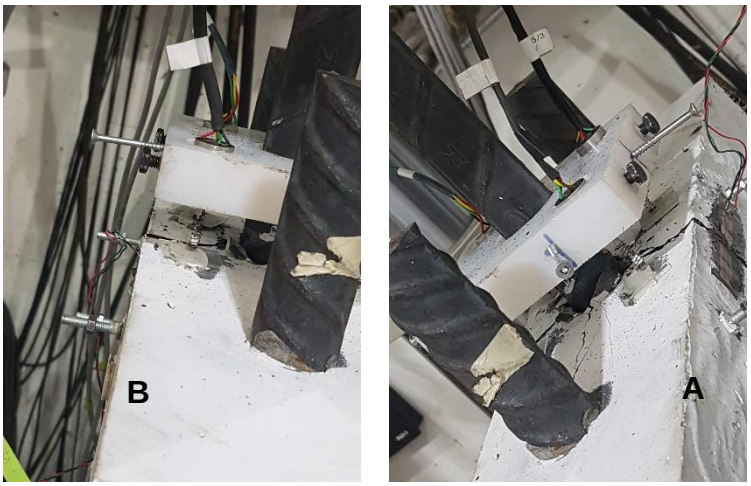
a) f_s = 600 MPa



b) $f_s = f_{s,max}$



c) Post pic : f_s = 350 MPa



d) Fin essai

Figure 6.27 Test #M-12-c1.5-WoS: suivi de la fissuration face supérieure

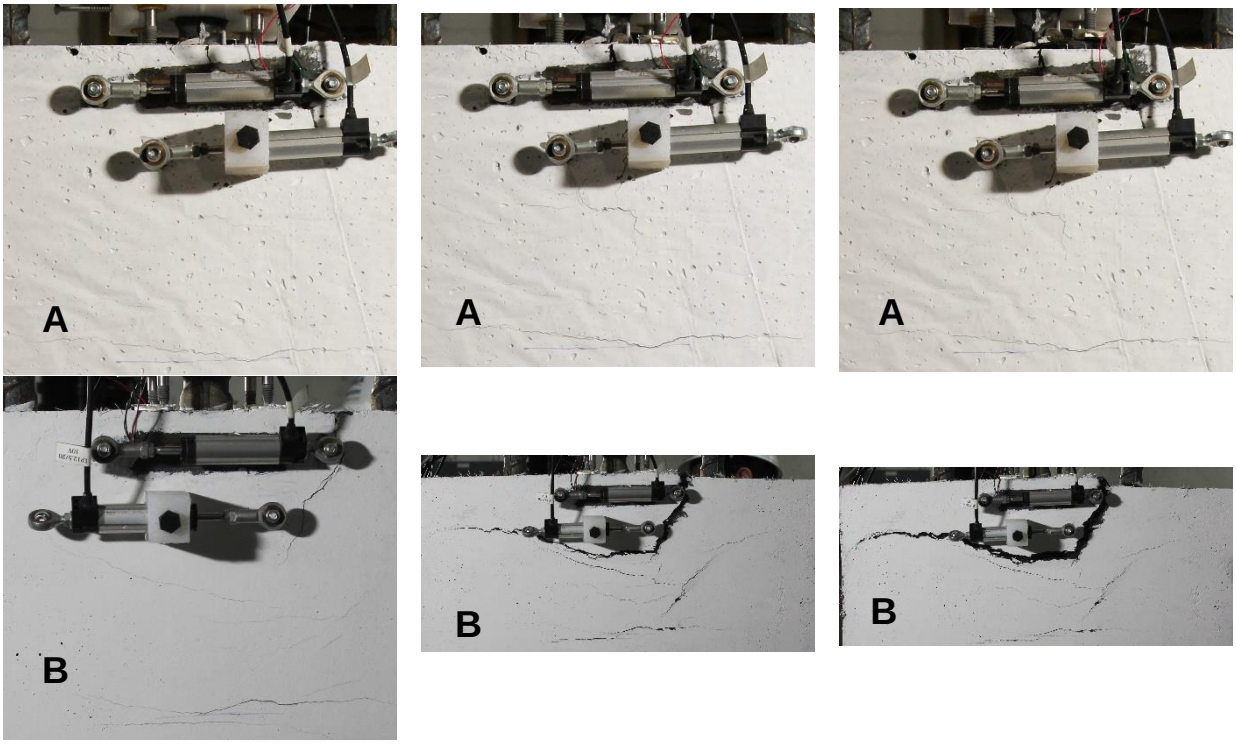
On observe également de la fissuration parallèle pour certains spécimens, notamment ceux avec un enrobage c_{so} = 2 d_b ou avec barres transversales. Cette fissuration correspond également à un mécanisme de fendage, mais dans le plan des barres. La Figure 6.27 et la Figure 6.28 présentent ce

type de fissuration. Il importe de noter que cette fissuration de fendage dans le plan des barres n'a jamais été celle qui contrôlait la rupture. Comparativement, les ouvertures de fissures dans le plan sont beaucoup plus faibles que celles développées perpendiculairement. De plus, la progression de l'ouverture de ces fissures survient principalement en phase post-pic de l'essai d'ancrage. Il est probable que l'apparition de cette fissuration soit liée à la présence d'un plan de moindre efficacité des fibres, avec des fibres principalement orientées dans le plan des barres (Figure 6.29). Ce plan est la conséquence de la méthode de coulée en deux étapes, en plus d'orienter les fibres qui crée potentiellement un plan sans fibres entre les deux étapes. De plus, l'orientation recherchée des fibres n'est pas optimale pour résister à une fissuration dans le plan des barres. Avec l'augmentation du ratio c_{so}/c_{si} , il est cohérent d'avoir une transition d'un mode de fissuration radiale à un mode de fissuration dans le plan des barres.

Figure 6.28 Fissuration sur la surface supérieure du spécimen #07

Figure 6.29 Vue plan de faiblesse spécimen

Dans le cas du spécimen M-6-c2.0-WoS, on note une rupture par fendage perpendiculaire et un début de cône d'arrachement jusqu'au pic de charge. Cependant, une fissure dans le plan des barres s'ouvre en phase post-pic et contrôle le comportement du spécimen jusqu'à la ruine. La Figure 6.30 et la Figure 6.31 présentent les différentes étapes de fissuration de ce spécimen. L'hypothèse du plan de faiblesse dû à la coulée semble la plus probable pour expliquer cette rupture.



a) $f_s = f_{s.max}$ b) Post-pic f_s = 200 MPa c) Fin essai

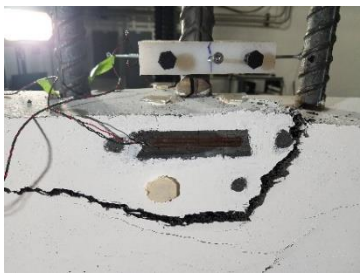
Figure 6.30 Test M-6-c2.0-WoS : suivi de la fissuration faces latérales

a) $f_{s,max}$

b) f_s = 320 MPa : apparition fissure dans le plan

c) f_s = 280 MPa fissure dans le plan

d) f_s = 190 MPa

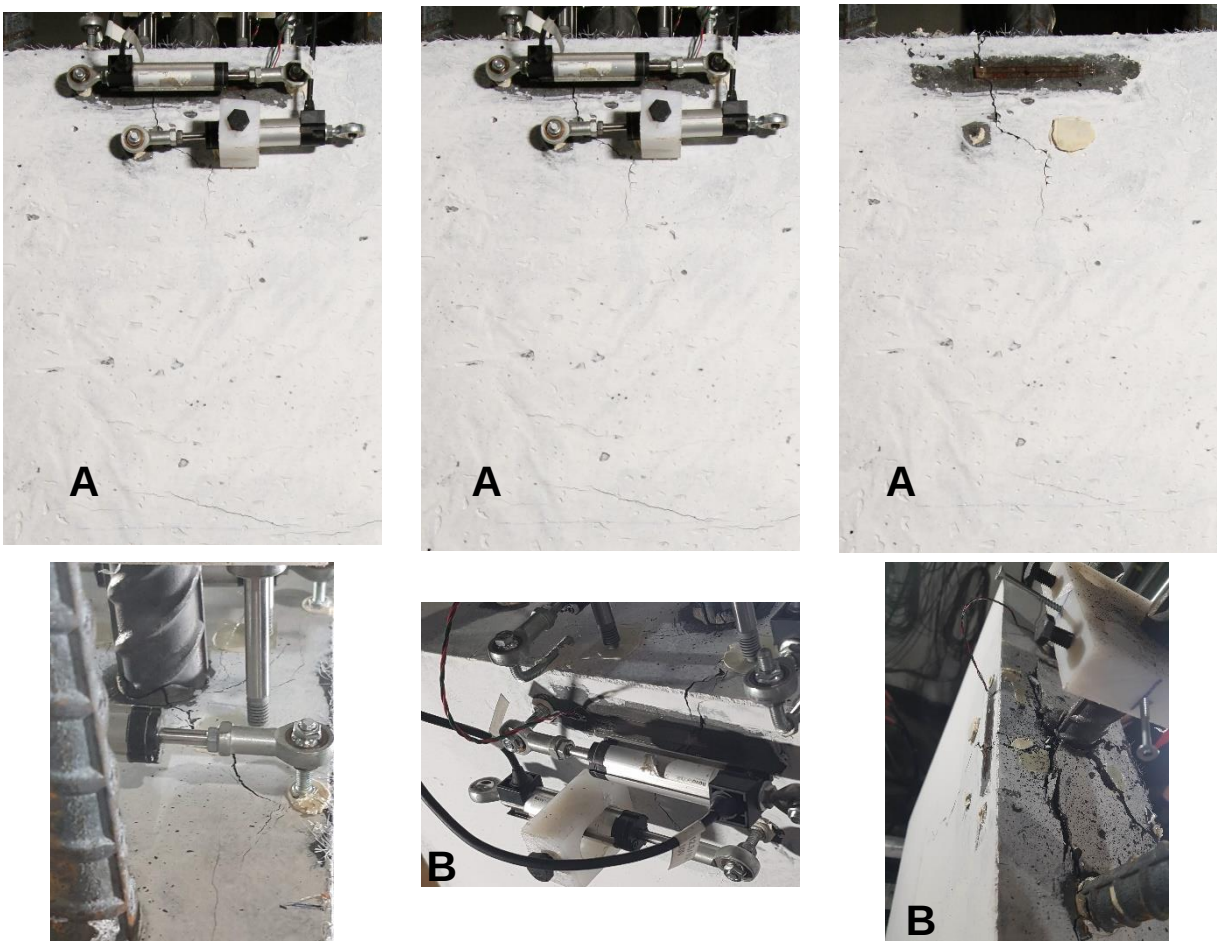


e) f_s = fin essai

Figure 6.31 Test M-6-c2.0-WoS : suivi de la fissuration face supérieure

Dans le cas du spécimen M-10-c1.5-WoS-400W pour lequel la barre testée est une 400W, on observe en plus du fendage un mécanisme de plastification de la barre d'armature.

Pour les spécimens M-10-c1.5-WS (#10) et M-10-c1.5-WS (#11), le mode de fissuration n'est pas modifié par la présence des barres transversales, avec une rupture par fendage radiale jusqu'à la capacité maximale. Par contre, une rupture fragile intervient juste après l'amorce du post-pic (voir Figure 6.32). Pour ces spécimens avec barres transversales à la fissure se développent sur une longueur d'environ 1/3 ℓ_d juste après le pic de charge, soit environ moitié moins que pour les cas sans armatures transversales.



a) $f_s = f_{s,\,max}$

b) Post pic
f_s = 950 MPa
t_{essai} = 3780 s

c) Post pic
f_s = 10 MPa
t_{essai} = 3800 s

Figure 6.32 Test #11- M-10-c1.5-WS: suivi de la fissuration

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

6.6.3.1 Capacité maximale $f_{s,max}$

Un des objectifs de cette campagne expérimentale est d'obtenir un ordre de grandeur des capacités pouvant être développées avec selon différentes longueurs d'ancrage et degré de confinement autour de la barre. De plus, elle doit permettre la calibration et validation de simulations numériques à partir d'une stratégie de modélisation à l'échelle de la crénelure. Sachant que la majorité des spécimens ont présenté une rupture par fendage perpendiculaire au plan des barres, direction pour laquelle les fibres étaient orientées préférentiellement, les valeurs obtenues

expérimentalement correspondent à la borne supérieure des capacités maximales pouvant être développées.

Il importe de rappeler que par rapport à ce qui a pu être montré numériquement à la section 5.4.2, dans une configuration où la fissure de fendage perpendiculaire au plan des barres gouverne, la contrainte maximale développée dans un spécimen de type ancrage, DTP, est toujours inférieure (côté conservateur) à celle développée dans des barres chevauchées à espacement symétrique, variant selon la longueur de développement.

Au niveau de l'essai référence, M-10-c1.5-WoS, la contrainte maximale développée pour les 3 spécimens identiques est respectivement de $f_{s,max}$ = 633 MPa (#01), 561 MPa (#02), et 600 MPa (#03) (voir Tableau 6.14), avec une valeur moyenne de 598 MPa et un coefficient de variation de 4.92%.

Cette variabilité peut être liée à divers facteurs :

- la non-homogénéité intrinsèque du béton ;
- les différences entre les différentes gâchées ;
- des différences sur la géométrie réelle des spécimens. Pour le spécimen #01 l'enrobage est 4.5 mm plus importants, soit une augmentation de 3.5% pouvant expliquer en partie le gain de capacité.

Une capacité $f_{s,max}$ = 563 MPa a été obtenue pour le spécimen M-10-c1.5-WoS-400W avec une barre 400W US, dont la rupture a été atteinte par une fissure de fendage dans le BFUP lors de la phase écrouissante de la barre d'armature. Ce résultat montre que l'influence de l'entrée dans la phase de plastification de la barre d'armature au niveau de l'ancrage ne semble pas avoir un impact important sur la capacité maximale développée.

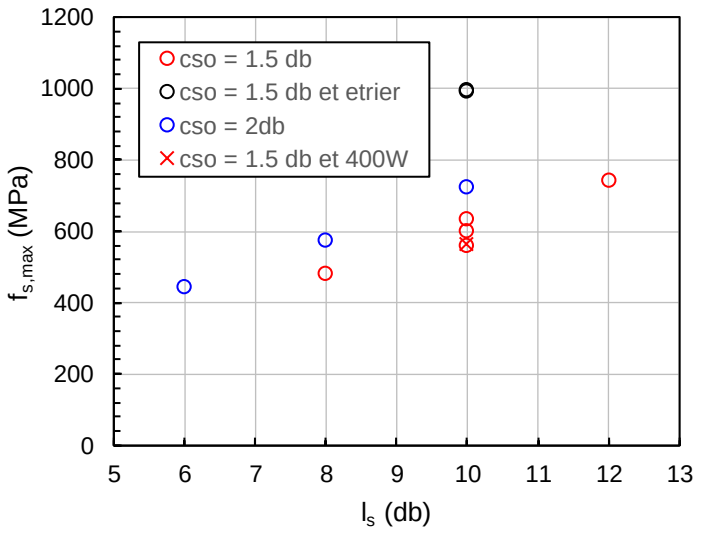


Figure 6.33 Capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage

La Figure 6.33 présente la relation entre la capacité maximale en fonction de la longueur d'ancrage et de l'enrobage. Plusieurs constats peuvent en être tirés :

- la capacité maximale augmente avec l'augmentation de l'enrobage et de la longueur d'ancrage ;
- la relation entre la capacité maximale et la longueur d'ancrage semble être linéaire dans la zone d'étude entre 6 à 12 d_b pour un enrobage donné ;
- dans la gamme de valeurs testées dans l'étude, augmenter la longueur d'ancrage de 2 d_b ou augmenter l'enrobage de 0.5 d_b représente un gain équivalent de capacité maximale.

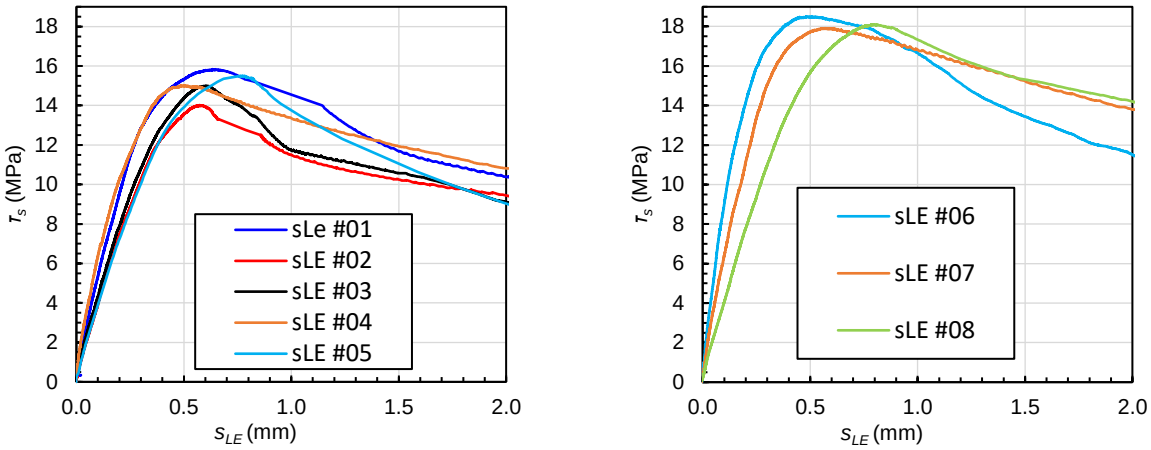
La présence d'armatures transversales augmente de plus de 60 % la capacité développée par la barre ancrée dans le BFUP, avec des valeurs de $f_{s,max}$ pour les deux essais M-10-c1.5-WS de 993 MPa (#10) et 994 MPa (#11), tel que résumé au Tableau 6.14. Pour rappel, dans notre étude, les barres transversales sont très proches de la surface supérieure du spécimen d'où démarre la fissuration. Les barres transversales apportent un confinement passif important, qui s'ajoute à celui apporté par les fibres du BFUP, et permet d'augmenter la capacité maximale développée. Ces résultats confirment donc leur action en phase pré-pic d'une barre ancrée dans du BFUP en limitant l'ouverture de la fissure:

Contrairement au cas sans barres transversales, les 2 spécimens M-10-c1.5-WS ont quasiment la même capacité avec une dispersion quasi nulle. Elle traduit le fait que cette capacité maximale soit

principalement liée à la limite élastique des barres transversales, leur position et leur ancrage dans le BFUP. La rupture fragile une fois le pic de charge atteint en présence de barres transversales peut s'expliquer par l'atteinte du seuil de plastification du premier rang de l'armature transversale, conduisant à une perte soudaine de rigidité, et donc à une augmentation soudaine de l'ouverture de fissure dans le BFUP pour un niveau de contrainte ortho-radiale supérieur à ce que peut reprendre le BFUP seul, entrainant une rupture brutale du spécimen. Selon Shima et al. (1987), pour le cas d'une barre ancrée comme c'est le cas de la barre transversale, une fois la fissure ouverte immédiatement après l'atteinte de la contrainte de plastification de la barre, la déformation dans la zone qui plastifie saute de la valeur au début du plateau plastique à la valeur de déformation à la fin du plateau plastique. Dans le cas des armatures transversales la zone de plastification se localise forcément au niveau de l'ouverture de la fissure; cette zone se déforme donc brutalement dès l'atteinte de la résistance élastique à un niveau de déformation et donc d'ouverture de fissure supérieure à ce que peut reprendre le BFUP environnant.

6.6.3.2 Contrainte tangentielle

La figure 6.34 présente les courbes de contrainte tangentielle en fonction du glissement pour les spécimens des séries 2 et 3. Ces figures et le Tableau 6.14 montrent que la contrainte tangentielle maximale est environ constante pour un enrobage donné, quelle que soit la longueur d'ancrage. Cette valeur de contrainte tangentielle augmente avec l'enrobage. Pour les spécimens avec $c_{so} = 1.5\ d_b$, on obtient $\tau_{max} \approx 15$ MPa alors que pour les spécimens avec $c_{so} = 2.0\ d_b$ on obtient $\tau_{max} \approx 18$ MPa. Ces résultats montrent que l'hypothèse de contrainte tangentielle uniforme le long de la barre d'armature est vérifiée pour la gamme de valeurs étudiées.



Spécimen :
M-10-c1.5-WoS (#01, #02 et #03)
M-8-c1.5-WoS (#04)
M-12-c1.5-WoS (#05)

Spécimen :
M-6-c2.0-WoS (#06)
M-8-c2.0-WoS (#07)
M-10-c2.0-WoS (#08)

Figure 6.34 Contrainte tangentielles en fonction du glissement

Les valeurs de contraintes tangentielles maximales obtenues sont comprises entre 10 et 20 MPa et sont donc dans l'ordre de grandeur de celles obtenues pour des chevauchements en traction avec contact (Lagier, 2015). Cela prouve que cet essai traduit bien un mode de sollicitions en traction du BFUP autour de la barre ancrée. À l'opposé de l'essai d'arrachement classique de type Pull Out où les contraintes tangentielles observées avec du BFUP dépassent typiquement les 40 MPa sans être en mesure de quantifier correctement l'apport des fibres dans le BFUP, cet essai permet d'étudier l'effet du pourcentage de fibres autour d'une barre ancrée, comme montrée à la section 4.2.

6.6.3.3 Comparaison avec la littérature

La Figure 6.35 présente la comparaison des résultats expérimentaux de cette étude (les plus gros marqueurs rouges) avec les résultats recensés dans la littérature. On peut noter que les résultats s'inscrivent totalement dans le fuseau des valeurs ciblées en début de campagne, présenté au paragraphe 6.2.2. Cela permet de constater que la capacité maximale développée est indépendante du diamètre de barre, tant que les paramètres géométriques des spécimens sont exprimés en fonction du diamètre de barre.

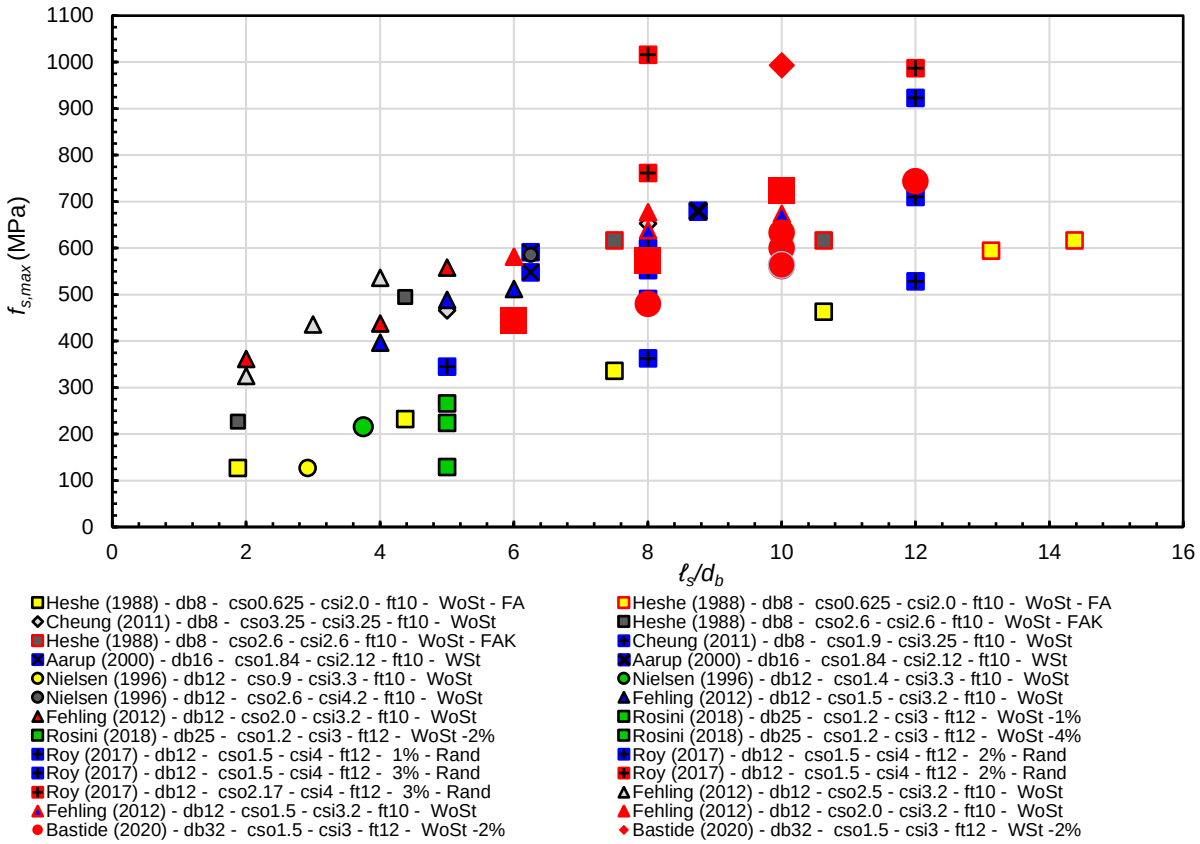


Figure 6.35 Comparaison des résultats de la campagne avec la littérature

6.6.3.4 Contrainte développée à la première fissuration $f_{s,cr}$

La contrainte développée à la première fissuration $f_{s,cr}$ correspond au niveau de contrainte atteint à l'extrémité de la barre chargée dès que la première macrofissure se développe dans le spécimen. L'étude de ce critère est intéressante car il nous informe sur le niveau de contrainte dans la barre à partir duquel le comportement post-pic du BFUP rentre en action. La valeur de ce seuil correspond à la moyenne des contraintes obtenues quand la valeur des déformations au droit des potentiomètres linéaires L-A1 et L-B1 atteint ε_{tu}. Ces capteurs étant décalés de 25 mm de l'extrémité chargée de la barre ancrée, cela conduit à obtenir une valeur de $f_{s,cr}$ surestimée par rapport au réel début de l'initiation de la macrofissuration.

Les résultats présentés dans le Tableau 6.14 et à la Figure 6.36 montrent que le niveau de contrainte à la première fissuration est relié à la capacité maximale : deux spécimens avec un $f_{s,max}$ similaire ont un $f_{s,cr}$ proche.

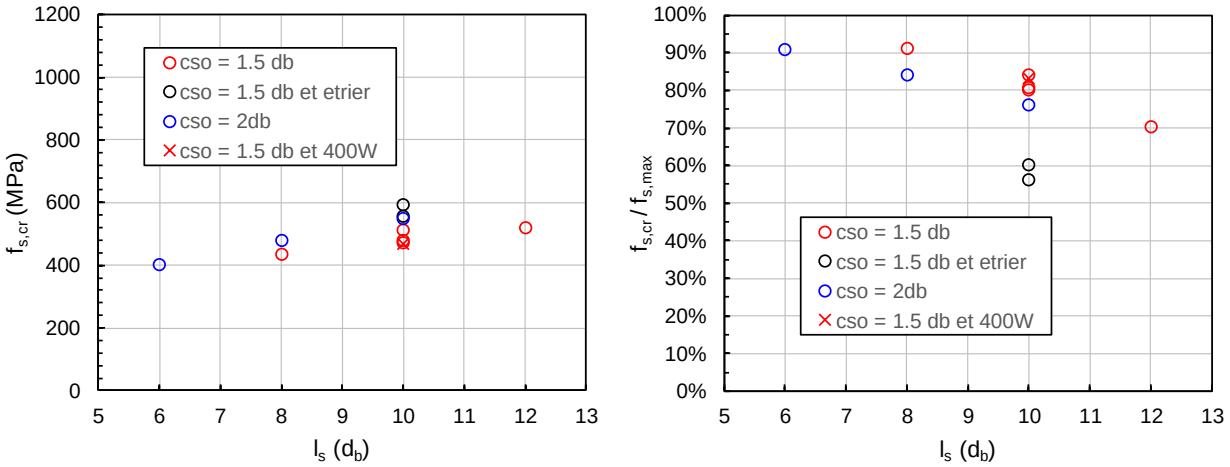
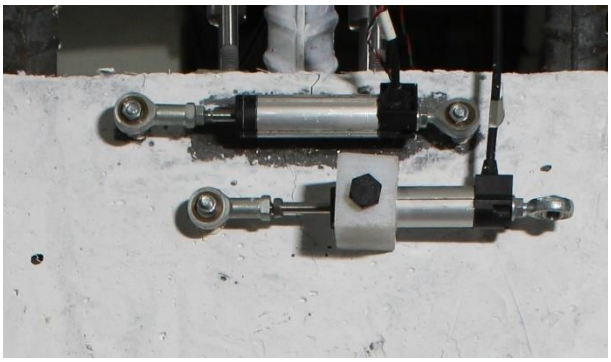


Figure 6.36 Contrainte développée à la première fissuration en fonction de la longueur d'ancrage

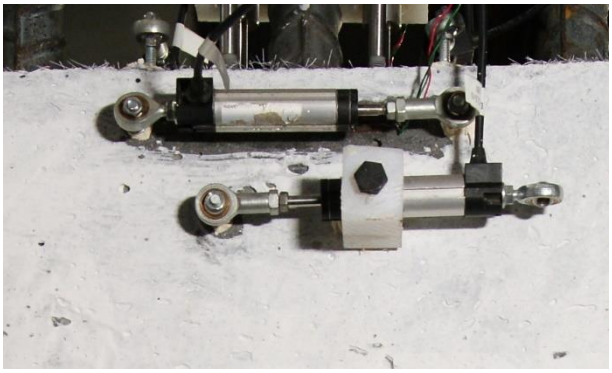
Comme montré précédemment la capacité maximale est liée à la longueur d'ancrage et à l'enrobage : les observations concernant ces deux paramètres sont encore valables avec la valeur $f_{s,cr}$ comme le montre la Figure 6.36.

Il est par contre intéressant de noter que le rapport $f_{s,cr}/f_{s,}$ (Figure 6.36) décroît avec la longueur d'ancrage et l'enrobage donc avec la capacité maximale. Cela signifie que l'effet de l'augmentation du confinement ou de la longueur d'ancrage est plus important une fois le comportement post-pic du matériau BFUP atteint. Dans le cadre d'une modélisation, ces paramètres devraient donc avoir plus d'importance dans la détermination de $f_{s,max}$ que de $f_{s,cr}$.

Le rapport $f_{s,cr}/f_{s,}$ est le plus faible pour les spécimens avec les barres transversales. Or, en comparant les valeurs de $f_{s,cr}$ et $f_{s,max}$ entre les spécimens sans (M-10-c1.5-WoS) et avec (M-10-c1.5-WS) armatures transversales on obtient respectivement une augmentation de 18% et 60%. Les barres transversales apportent un certain confinement avant la première fissuration, mais rentrent majoritairement en action après l'initiation de la macrofissuration. Cet effet est visible sur la Figure 6.37. Pour un même niveau de contrainte supérieure à la valeur $f_{s,cr}$, dans le cas du spécimen M-10-c1.5-WoS (#02) la progression de la macrofissure de fendage a dépassé le premier capteur alors que pour le spécimen M-10-c1.5-WS (#11) cette macrofissure n'a pas progressé au-delà du premier rang d'armatures transversales, exactement situé au droit du premier capteur. Cela montre l'effet de l'armature transversale qui a bloqué le développement de la fissure.



a) M-10-c1.5-WoS (#03) face A à f_s = 550 MPa



b) M-10-c1.5-WS (#11) face A à f_s = 550 MPa

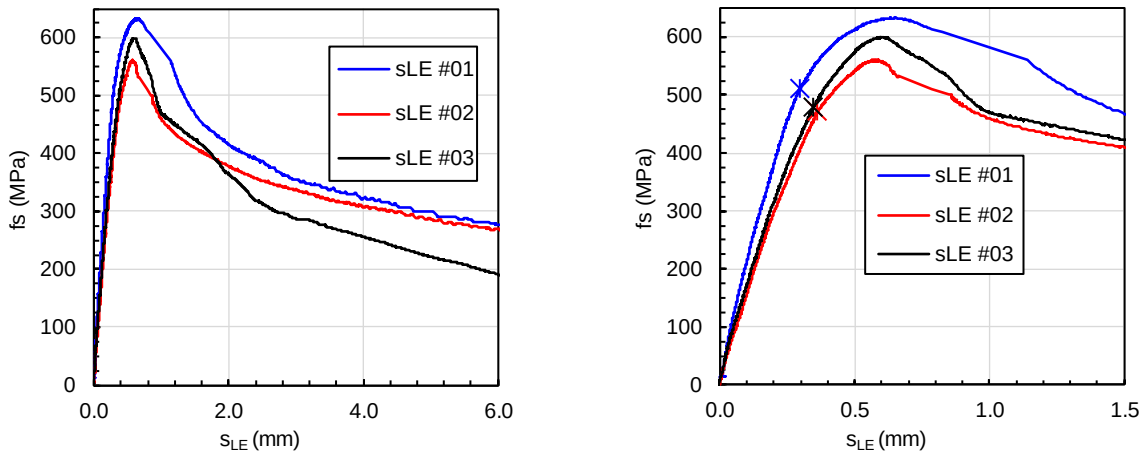
Figure 6.37 Progression de la fissuration

6.6.4 Glissement de la barre ancrée

La détermination du glissement à l'extrémité chargée (LE) est calculée à partir de la mesure du déplacement des 4 LVDT fixés à la barre. L'élongation de la barre au cours du chargement entre l'extrémité de la surface supérieure du BFUP et le point de fixation du capteur est retranchée. Ainsi, chaque position de fixation de capteur est mesurée au pied à coulisse avant le début du chargement. En cas d'apparition d'une fissure de fendage sous un capteur de glissement, sa lecture devient altérée par les mouvements du BFUP en surface. Il a donc été décidé de retirer de la valeur moyenne tout capteur de glissement perturbé par la présence d'une fissure de fendage.

La Figure 6.38 présente la contrainte dans la barre en fonction du glissement pour les trois spécimens de la série M-10-c1.5-WoS. Sur la Figure 6.38b, les croix indiquent l'atteinte de $f_{s,cr}$. Les autres spécimens présentent le même type de courbe contrainte-glissement, et sont présentés en détail à l'Annexe A.

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



(a) enveloppe (b) phase pré-pic

Figure 6.38 Contrainte en fonction du glissement pour les spécimens #01 #02 et #03

La courbe en phase pré-pic se décompose en deux parties Figure 6.38b, avec une partie quasiment linéaire jusqu'à $f_{s,cr}$ suivi d'une augmentation du taux de glissement avec l'augmentation de la contrainte dans la barre. À l'exception des différences de capacités maximales développée, la courbe contrainte-glissement de ces 3 spécimens est sensiblement la même. La suite des analyses de cette section s'intéresse spécifiquement à la partie pré-pic du comportement contrainte glissement de la liaison.

6.6.4.1 Pente initiale

La Figure 6.39 présente la courbe contrainte glissement de la barre ancrée de tous les essais. On note qu'il est possible de séparer le comportement pré-pic en deux parties pour tous les tests. La première partie de cette courbe est linéaire et la pente est sensiblement la même pour tous les spécimens donc indépendante de la géométrie. Cette pente est en moyenne de 1891 MPa/mm avec un coefficient de variation de 9% (comparativement aux coefficients de variation respectivement de 11% et 27% pour $f_{s,cr}$ et $f_{s,max}$). La variation de cette pente entre les différents essais semble majoritairement être due aux différences de conditions des essais et notamment au redressement de la barre. Les résultats présentés dans le Tableau 6.14 sur les glissements à f_y et $f_y/2$ et illustrés sur la Figure 6.40 indiquent que le glissement est respectivement d'environ 0.11 mm et 0.25 mm à $f_y/2$ et f_y. Pour le spécimen M-6-c2.0-WoS, la contrainte à la première fissuration étant plus faible que les autres spécimens, la phase de non-linéarité en pré-pic survient plus tôt et conduit à un glissement à f_y plus important.

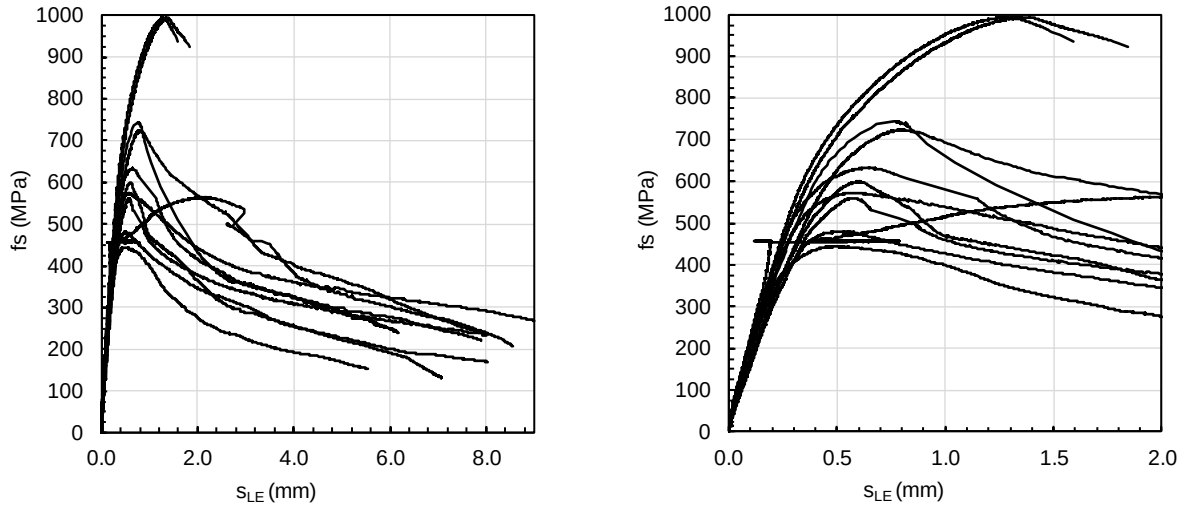


Figure 6.39 Contrainte en fonction du glissement pour tous les spécimens testés

Cette constance de la pente de début d'essai, quel que soit le spécimen, indique que c'est une donnée qui ne dépend pas de la géométrie, mais du matériau utilisé. Plus précisément, dans cette première partie du mécanisme d'ancrage il y a une mise en butée des crénelures sur le BFUP environnant. La pente initiale est donc majoritairement dépendante du module d'élasticité en tête de crénelure. La même formulation de BFUP étant utilisée dans tous nos tests cela explique pourquoi la pente initiale est constante sur toute l'étude.

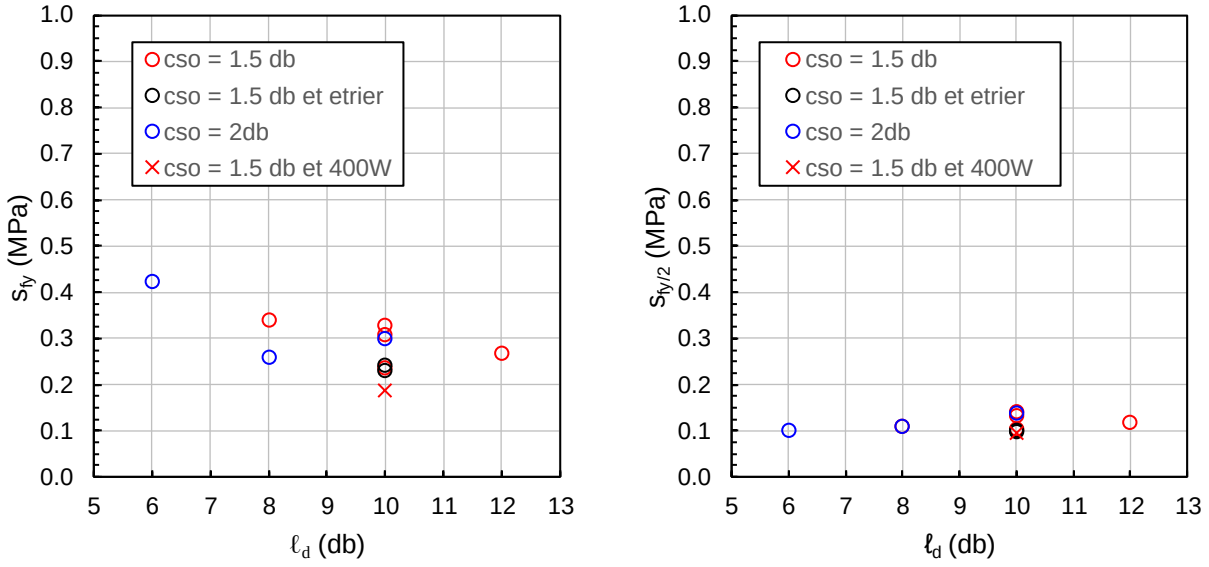


Figure 6.40 Glissement à f_y et $f_y/2$ en fonction des longueurs d'ancrage

6.6.4.2 Glissement à la capacité maximale

La Figure 6.41 présente le glissement associé à la contrainte maximale développée dans la barre ancrée. On note une corrélation forte entre ces deux données. Ce constat montre que quel que soit le choix effectué en conception pour augmenter la capacité maximale d'un ancrage, en augmentant le confinement ou la longueur d'ancrage, l'augmentation du glissement est la même. Cette observation est visible également sur la Figure 6.42 sur laquelle on peut comparer l'évolution de $f_{s,max}$ et de $s_{fs,max}$ en fonction de la longueur d'ancrage. On peut voir que les tendances sont les mêmes pour les deux paramètres.

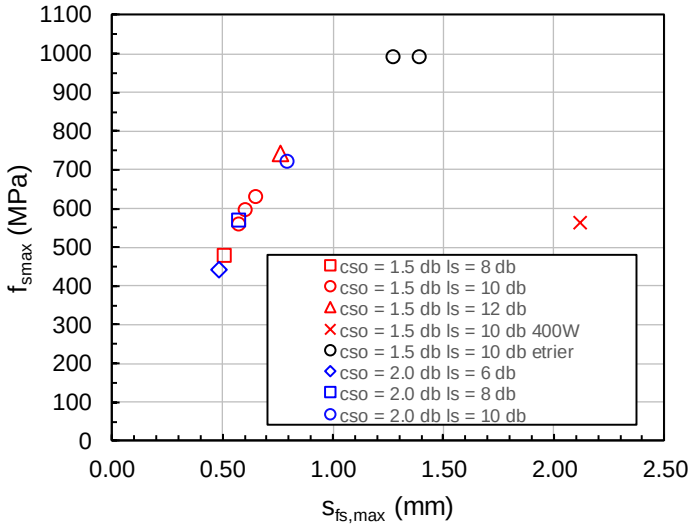


Figure 6.41 Capacité maximale en fonction du glissement

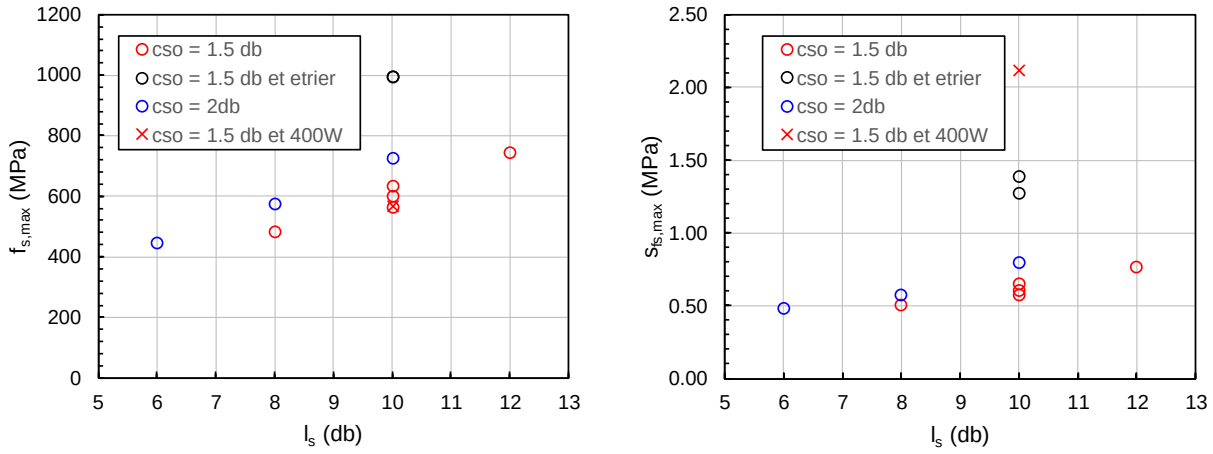


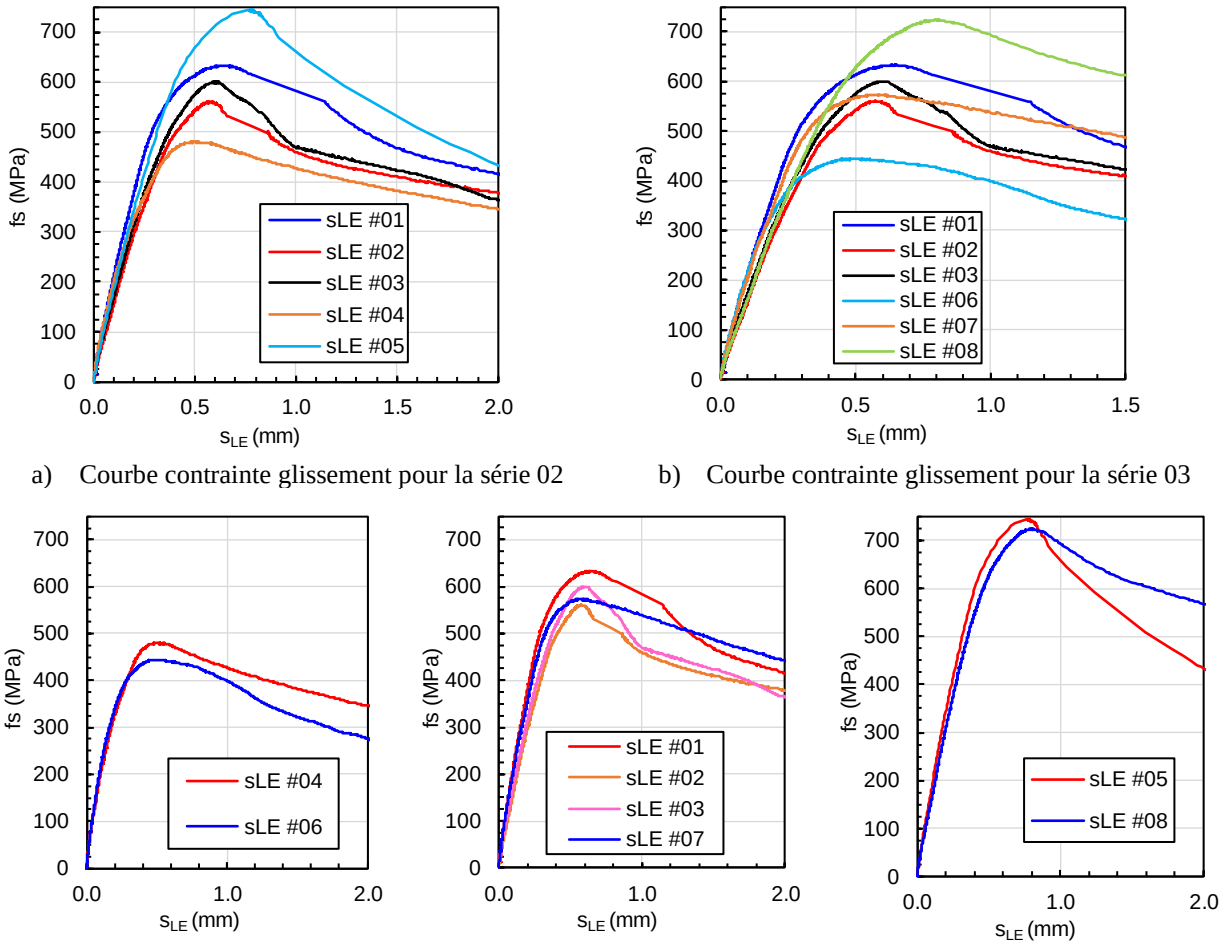
Figure 6.42 Contrainte maximale et glissement à la contrainte maximale en fonction de la longueur d'ancrage

Dans le cas d'une barre ancrée dans du BFUP, à partir des données expérimentales l'ordre de grandeur du glissement pouvant être atteint en service (~ $f_y/2$) varie entre 0.1 à 0.14 mm.

La relation entre $f_{s,max}$ et $s_{fs,max}$ est proche d'une tendance linéaire, et ce même avec la présence d'armatures transversales. Le glissement au pic de charge est donc majoritairement relié au niveau de contrainte développée dans la barre, quel que soit le type de confinement apporté.

6.6.4.3 Longueur d'ancrage et enrobage

La courbe de comportement contrainte tangentielle de la liaison armature-BFUP en fonction du glissement des spécimens des deux séries suivantes sont présentées sur la Figure 6.43.



a) Courbe contrainte glissement pour la série 02

b) Courbe contrainte glissement pour la série 03

c) Comparaison des courbes contraintes – glissement des séries 02 et 03

Série 2	**Série 3**
M-8-c1.5-WoS (#04)	M-6-c2.0-WoS (#06)
M-10-c1.5-WoS (#01, #02, #03)	M-8-c2.0-WoS (#07)
M-12-c1.5-WoS (#05)	M-10-c2.0-WoS (#08)

Figure 6.43 Contrainte en fonction du glissement pour les séries 2 et 3

La Figure 6.43a) et b) montre que la capacité maximale et le glissement à la capacité maximale augmentent avec la longueur d'ancrage et l'enrobage, mais que le mécanisme global reste le même puisque les courbes ont le même aspect.

On déduit également de la Figure 6.43c) que le confinement et la longueur d'ancrage ont le même effet sur le glissement : augmenter l'enrobage de 0.5 d_b ou la longueur d'ancrage de 2.0 d_b est équivalent. Cette tendance est vérifiée pour les paramètres de cette étude mais plus d'essais devraient être réalisés pour caractériser cette relation entre longueur d'ancrage et enrobage.

6.6.4.4 Barre Grade 60 - US

L'essai réalisé avec une barre d'armature standard (Grade 60 – US) présente un comportement significativement différent (la Figure 6.44) par rapport aux barres à haute résistance, associé à l'entrée dans la phase de plastification de l'armature avant d'atteindre la rupture par fendage dans le BFUP. Le glissement à capacité maximale est de $s_{fs.max}$ = 2.12 mm. L'effet de striction de la barre d'armature lors de la phase de plastification de la barre rend plus facile le glissement relatif de celle-ci par rapport au béton, expliquant cette augmentation significative du glissement. Shima et al. (1987) avec du béton ordinaire ont étudié la différence de comportement entre une barre qui plastifie par rapport à une barre qui ne plastifie pas dans un ancrage. Ils montrent que la relation entre l'ancrage et le glissement dans la zone post-plastification de l'armature dépend de la relation contrainte-déformation de l'armature et que le glissement dans la barre chargé est contrôlé par la localisation de la plastification sur l'armature. Salem et Maekawa (2004) ont étudié ces tests numériquement et ils montrent qu'effectivement après la plastification la contraction de la barre entraine un désengagement des crénelures permettant donc un glissement relatif plus important.

L'acier utilisé dans un joint, notamment sa limite élastique et sa déformation à la limite élastique, constitue un des paramètres importants pour déterminer le glissement généré à la capacité maximale.

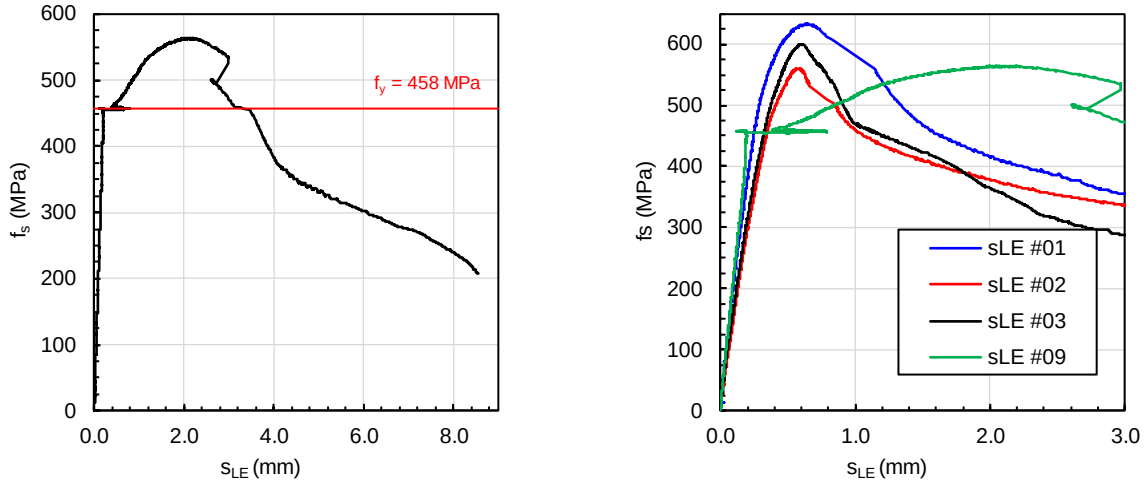
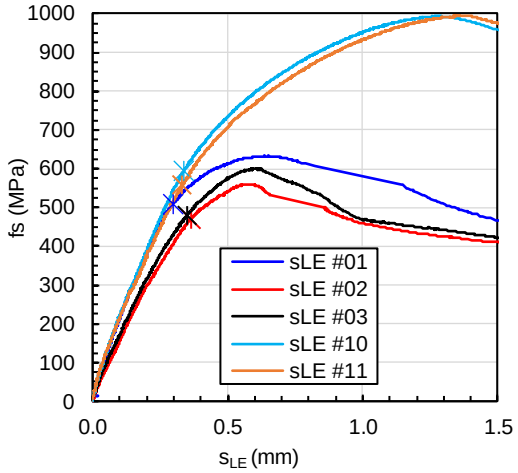


Figure 6.44 Contrainte en fonction du glissement pour le spécimen M-10-c1.5-WoS-400W (#09)

6.6.4.5 Barres transversales

L'ajout de barres transversales n'a pas d'effet sur le glissement jusqu'à l'apparition de la première fissuration, tel que montré sur la Figure 6.45. Au-delà du seuil de $f_{s,cr}$, les barres transversales réduisent considérablement le cinétique du glissement à taux de contrainte égal.



Spécimen :
M-10-c1.5-WoS (#01, #02, #03)
M-10-c1.5-WS (#10, #11)

Figure 6.45 Contrainte en fonction du glissement série 05

6.6.5 Déformation et ouverture de fissure

L'analyse de la déformation ortho-radiale en surface du spécimen ainsi que de l'ouverture de fissures permet d'obtenir de l'information sur le taux de travail du BFUP au cours du chargement jusqu'à la capacité maximale développée. Elle permet de mettre en avant l'importance des propriétés en traction du BFUP au niveau de l'influence sur la résistance d'un ancrage dans du BFUP.

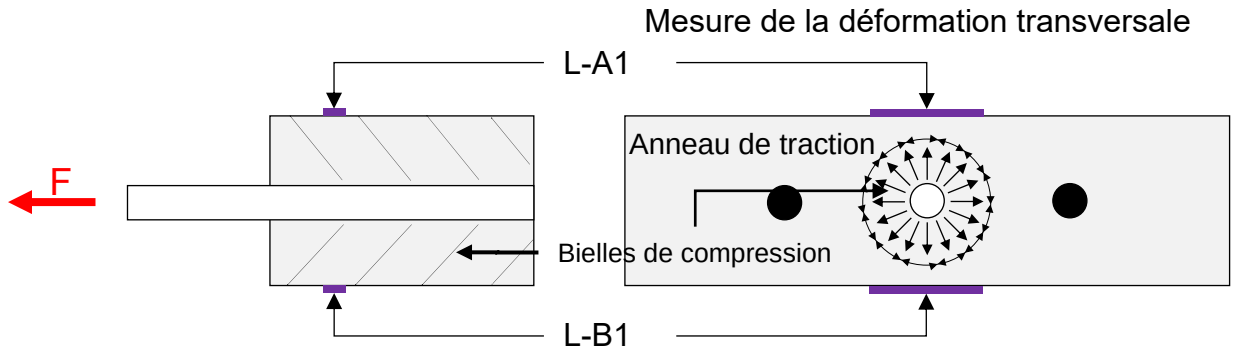


Figure 6.46 Mesure de la déformation ortho-radiale

Les déformations et ouvertures de fissure présentées dans cette section sont issues des mesures de potentiomètres L-A1 et L-B1 situés à 25 mm de la surface supérieure du spécimen. Dans le cas où la fissure conduisant à la rupture du spécimen n'est pas passée à travers une jauge ou capteur, ces données n'ont pas été retranscrites dans les résultats présentés dans ce chapitre. Pour les capteurs d'ouverture de fissure, il a été considéré que la fissure commence à s'ouvrir lorsque la déformation mesurée dépasse $\boldsymbol{\varepsilon}_{tu}$ = 2317 µm/m, valeur moyenne de déformation à rupture en traction directe du BFUP. L'ouverture de fissure a été calculée en tenant compte du retour élastique du BFUP de part et d'autre de la macrofissure. On utilise pour cela la loi de traction simplifiée du BFUP présentée à la Figure 6.21. À chaque pas de temps on résout ensuite le système d'équations suivant :

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

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

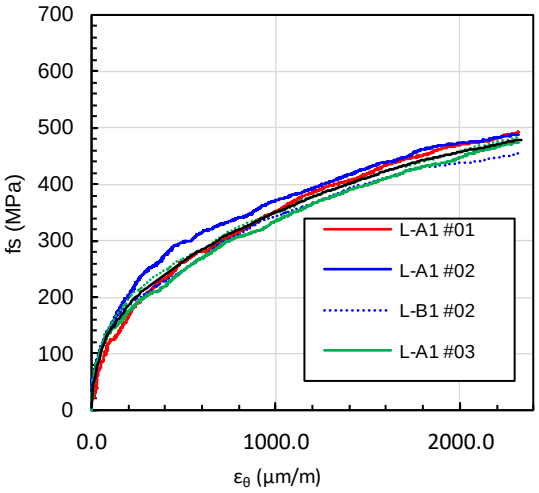
Avec

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

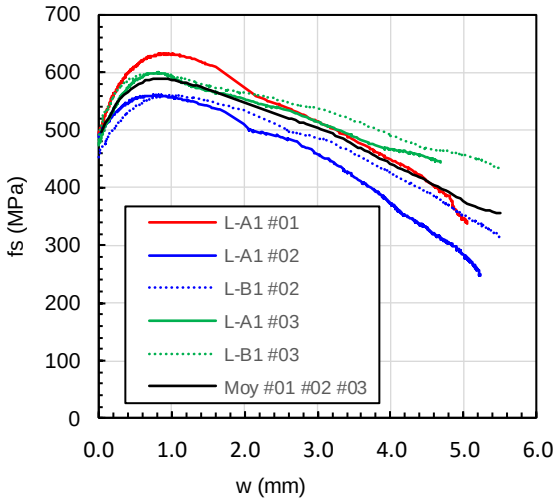
6.6.5.1 Influence de la loi de traction post pic

La Figure 6.47 présente les courbes contrainte-glissement et contrainte-ouverture de fissure pour les spécimens de la série M-10-c1.5-WoS. On peut noter un point très important dans le mécanisme de résistance d'une barre ancrée jusqu'à la rupture avec du BFUP, à savoir la contribution des propriétés post-pic en traction du BFUP avant d'atteindre la contrainte maximale développée dans la barre d'armature. Tel qu'illustré sur la Figure 6.47b, la contrainte dans la barre continue d'augmenter après l'initiation de la macrofissuration de fendage. L'ouverture de fissure moyenne de la série M-10-c1.5-WoS à la capacité maximale $\omega_{moy,fsmax}$ est de 0.88 mm.

Il est donc important de garder à l'esprit que l'estimation de la capacité ultime d'une barre ancrée dans du BFUP requiert la prise en compte de la phase post-pic en traction du BFUP. Cette constatation s'applique bien évidemment aux barres avec chevauchement espacé symétrique dans un joint en BFUP.



(a) Déformation ortho-radiale



(b) Ouverture de fissures

Figure 6.47 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour les spécimens M-10-c1.5-WoS (#01, #02 et #03)

6.6.5.2 Capacité et ouverture de fissure

Une corrélation forte existe entre l'ouverture maximale au pic de charge et la contrainte maximale développée dans la barre, tel que montré sur la Figure 6.48, qui ne semble dépendre ni de la longueur d'ancrage ni de l'enrobage.

L'ouverture de fissure en fonction de la capacité serait donc une propriété seulement liée aux matériaux utilisés et non pas au confinement ou caractéristiques géométriques du joint de chevauchement, à l'instar du glissement. D'autres essais seraient requis pour confirmer ce constat, car on peut voir que le spécimen M-12-c1.5-WoS se démarque de la tendance.

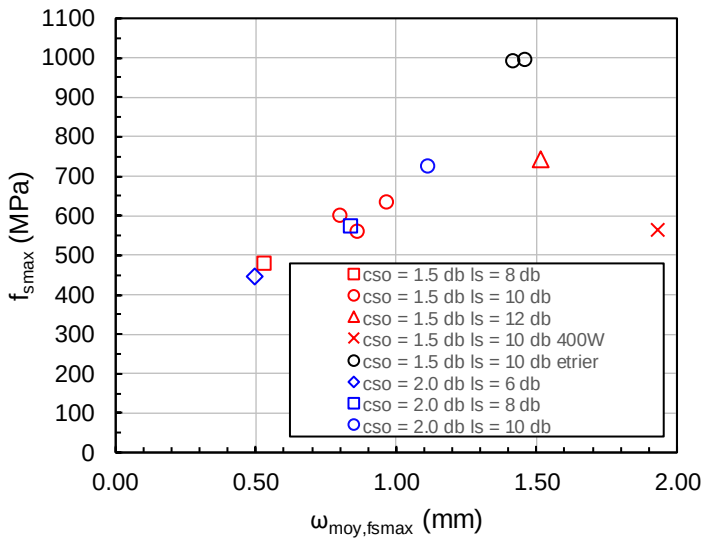


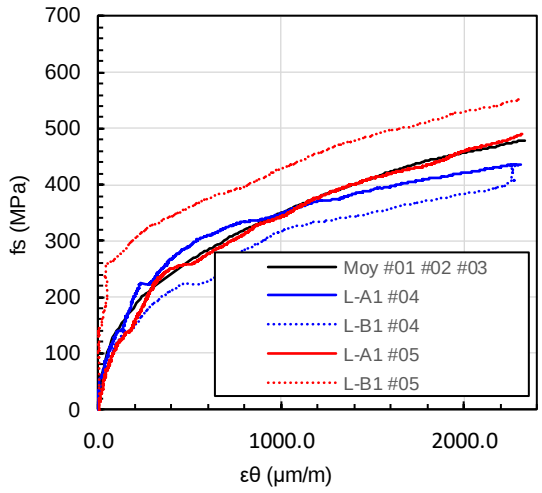
Figure 6.48 Courbe capacité maximale en fonction de l'ouverture de fissure

De plus, on observe une exception marquante pour le spécimen M-10-c1.5-WoS-400W avec $\omega_{moy,fsmax} = 1.94\ mm$, qui est le seul à comporter un matériau différent pour la barre d'armature.

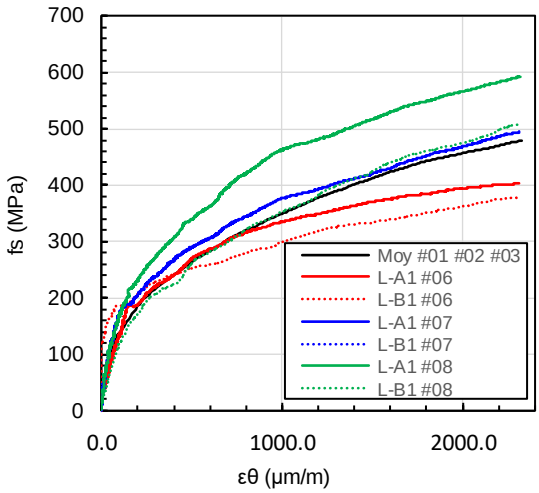
6.6.5.3 Longueur d'ancrage et enrobage

La Figure 6.49a et b montre que la courbe de la capacité en fonction de la déformation n'est pas indépendante de la géométrie de l'essai. Au contraire, on observe qu'à déformation ortho-radiale donnée la capacité augmente avec l'augmentation de la longueur d'ancrage ou de l'enrobage. Les joints sont donc d'autant plus rigides, du point de vue de la déformation perpendiculaire aux axes des barres, que la longueur d'ancrage est grande ou que le confinement est grand.

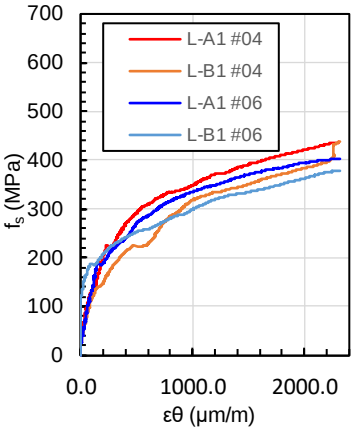
La Figure 6.49c) montre qu'une augmentation de la longueur d'ancrage ou de l'enrobage est équivalente vis-à-vis de la relation entre la contrainte dans la barre et la déformation ortho-radiale dans le BFUP. La cinétique d'évolution de la déformation ortho-radiale est donc un paramètre dépendant de la capacité maximale et pas directement de la géométrie. On peut supposer, comme aucune macrofissure n'est présente à ce stade dans le spécimen, que ce paramètre dépend seulement de la phase pré-pic de la loi de traction du BFUP.



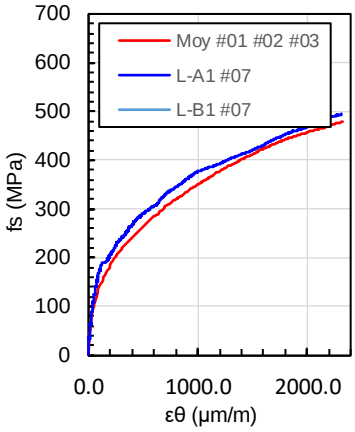
a) (#01,02,03) M-10-c1.5-WoS, (#04) M-8-c1.5-WoS, (#5) M-12-c1.5-WoS



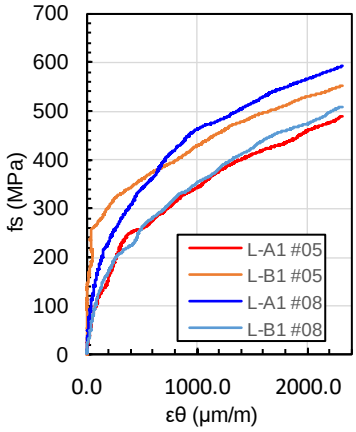
b) (#06) M-6-c2.0-WoS, (#07) M-8-c2.0-WoS, (#08) M-10-c2.0-WoS



c) (#04) M-8-c1.5-WoS, (#06) M-6-c2.0-WoS



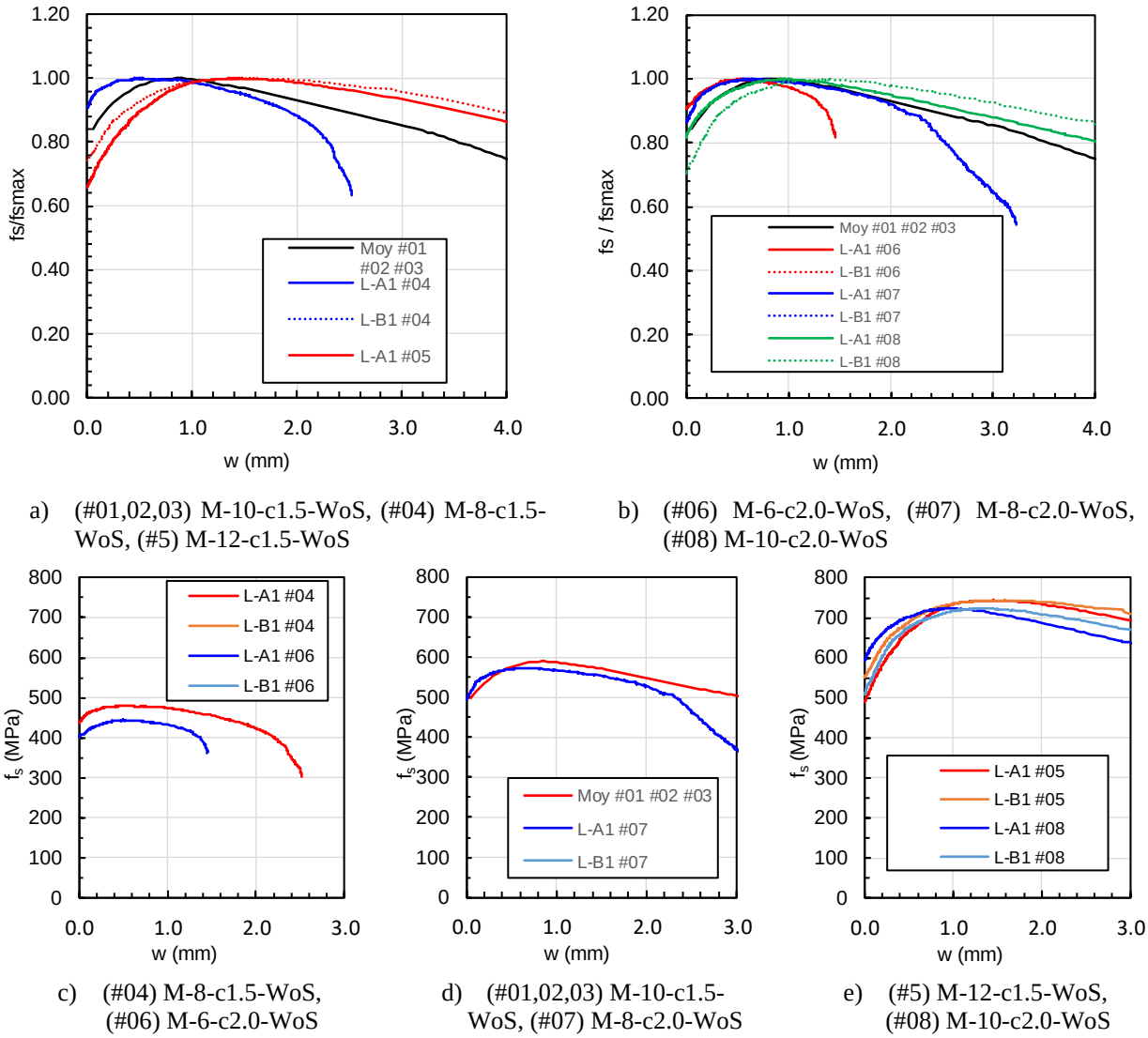
d) (#01,02,03) M-10-c1.5-WoS, (#07) M-8-c2.0-WoS



e) (#5) M-12-c1.5-WoS, (#08) M-10-c2.0-WoS

Figure 6.49 Comparaisn des courbes contrainte-déformation

Les mêmes comparaisons des spécimens, mais au niveau de l'ouverture de fissure, sont présentées à la Figure 6.50. Au niveau de la Figure 6.50a et b, la contrainte dans la barre a été normalisée par $f_{s,max}$ pour faciliter la comparaison de l'évolution de l'ouverture de fissure de fendage. On note que l'ouverture de fissure au pic de charge augmente avec la longueur d'ancrage et l'enrobage. Au-delà de $f_{s,cr}$, à ratio de contrainte $\frac{f_s}{f_{s,max}}$ équivalent on constate aussi que les mécanismes d'ouverture de fissure sont relativement équivalents puisque les dérivés par rapport à l'ouverture de fissure sont égales si on augmente de la longueur d'ancrage ou l'enrobage.



a) (#01,02,03) M-10-c1.5-WoS, (#04) M-8-c1.5-WoS, (#5) M-12-c1.5-WoS

b) (#06) M-6-c2.0-WoS, (#07) M-8-c2.0-WoS, (#08) M-10-c2.0-WoS

c) (#04) M-8-c1.5-WoS, (#06) M-6-c2.0-WoS

d) (#01,02,03) M-10-c1.5-WoS, (#07) M-8-c2.0-WoS

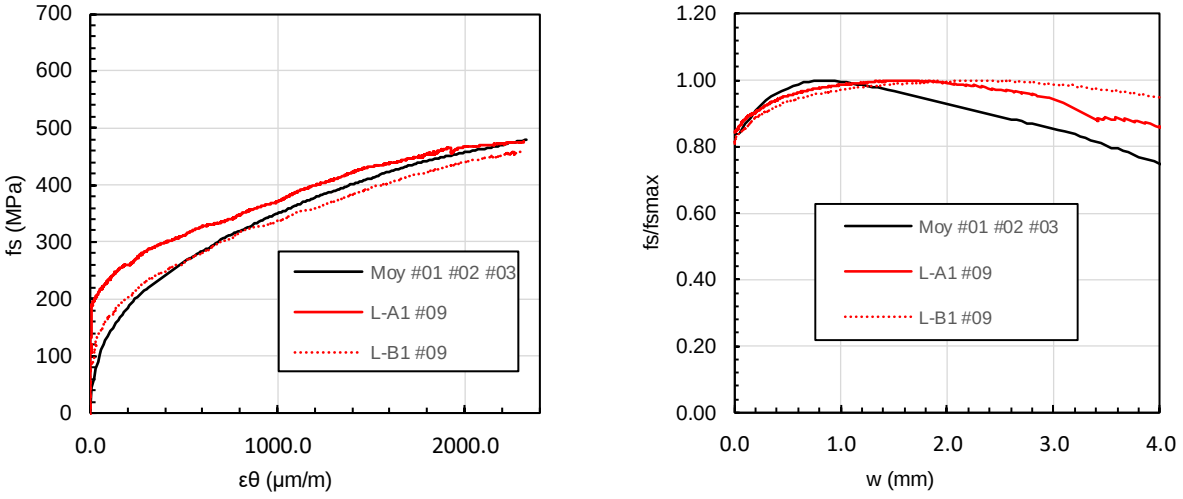
e) (#5) M-12-c1.5-WoS, (#08) M-10-c2.0-WoS

Figure 6.50 Comparaison des courbes contrainte-ouverture de fissure

Tel que noté pour le glissement et la déformation ortho-radiale dans le BFUP, une équivalence entre l'impact de la longueur d'ancrage et l'enrobage est constatée vis-à-vis des valeurs d'ouverture de fissure (Figure 6.50c). Cela implique que l'ouverture de fissure mesurée en surface du spécimen d'une barre ancrée dans du BFUP est seulement un paramètre relié à la capacité maximale et aux propriétés mécaniques du BFUP utilisé. Cette tendance n'est valide que pour les résultats de cette étude et une campagne plus approfondie devrait être entreprise pour valider cette relation entre longueur d'ancrage et enrobage.

6.6.5.4 Barre Grade 60 – US

L'étude du spécimen M-10-c1.5-WoS-400W montre que la courbe contrainte-déformation de la Figure 6.51a est relativement similaire à la série M-10-c1.5-WoS avec les barres haute résistance. Par contre, dès que la barre atteint f_y l'ouverture de fissure progresse beaucoup plus rapidement. Ce phénomène nécessiterait une investigation plus approfondie à partir de simulations numériques pour essayer de comprendre les mécanismes en jeu traduisant cette différence de comportement.



a) Déformation ortho-radiale

b) Ouverture de fissures

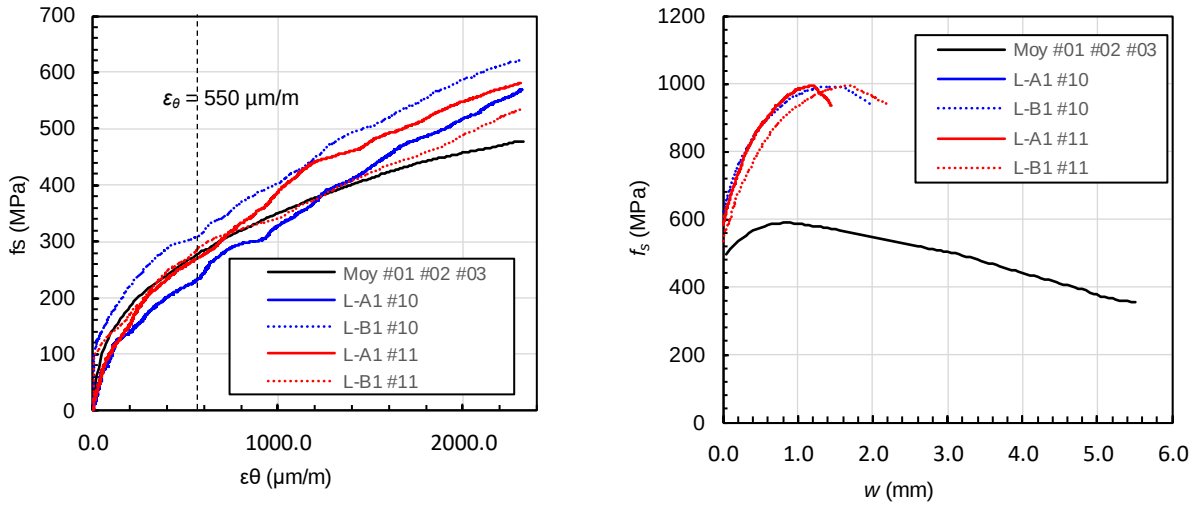
Figure 6.51 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure pour le spécimen M-10-c1.5-WoS-400W (#09)

L'ouverture de fissure semble donc dépendante des propriétés mécaniques de la barre d'armature en particulier la valeur de f_y en comparaison à $f_{s,max}$ et $f_{s,cr}$.

6.6.5.5 Influence de barres transversales

La Figure 6.52 présente les résultats de déformation ortho-radiale et ouverture de fissure de la série d'essais M-10-c1.5-WS, comparativement aux essais sans armature transversale. À l'entrée de la phase de microfissuration du BFUP en traction, $\varepsilon_\theta \approx 550$ μm/m mesurée sur la surface extérieure du spécimen, on note le début de l'entrée en action des barres transversales, traduit par un changement de pente par rapport à la série M-10-c1.5-WS (#01, 02, 03) sur la Figure 6.52a. Cependant, les barres transversales apportent une contribution majeure dès lors que macrofissure

se forme dans le BFUP avec une progression de l'ouverture de fissure beaucoup plus lente et une nette augmentation de la capacité maximale développée dans la barre.



a) Déformation ortho-radiale

b) Ouverture de fissures

Figure 6.52 Comparaison de comportement entre la série avec armature transversale M-10-c1.5-WS (#10 et #11) et sans M-10-c1.5-WoS (#01, #02 et #03)

Il reste important de noter que cette contribution est fortement dépendante de la position des barres transversale, placées dans cette étude très proches de l'extrémité ancrée. L'impact des armatures transversales pourrait être moins important, voire inexistant, avec des barres transversales placées plus loin le long de la barre ancrée. Ce choix de positionnement peut expliquer la différence avec les résultats de l'étude de Fehling et Lorenz (2013) qui n'avaient pas obtenu de gain aussi significatif avec la présence de barres transversales placées à une distance de $\ell_d/3$ de la surface d'ancrage.

6.6.5.6 Fissuration dans le plan des barres

Pour certaines configurations d'essai, une fissuration de fendage dans le plan des barres est apparue, en particulier pour les spécimens M-8-c2.0-WoS (Figure 6.54), M-10-c2.0-WoS (Figure 6.55), M-10-c1.5-WS (Figure 6.56). La Figure 6.53 illustre la position des potentiomètres linéaires en partie supérieure pour mesurer la déformation ortho-radiale puis l'ouverture de fissure dans le plan des barres. Dans la phase pré-pic de ces essais, pour un ratio de contrainte $f_s/f_{y\text{-}400W}$ donné dans la barre

supérieure à 1.0, on note que la déformation ortho-radiale dans le plan des barres est inférieure à celle mesurée dans l'axe de l'ancrage. Il est donc logique d'avoir obtenu un mode de fissuration majeur perpendiculaire au plan des barres, à l'exception de la mesure du capteur L-l du spécimen M-10-c1.5-WS (Figure 6.56).

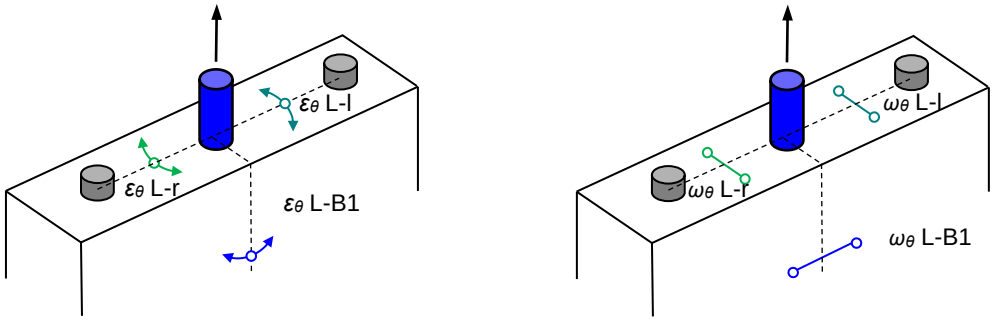


Figure 6.53 Position et identification de l'instrumentation

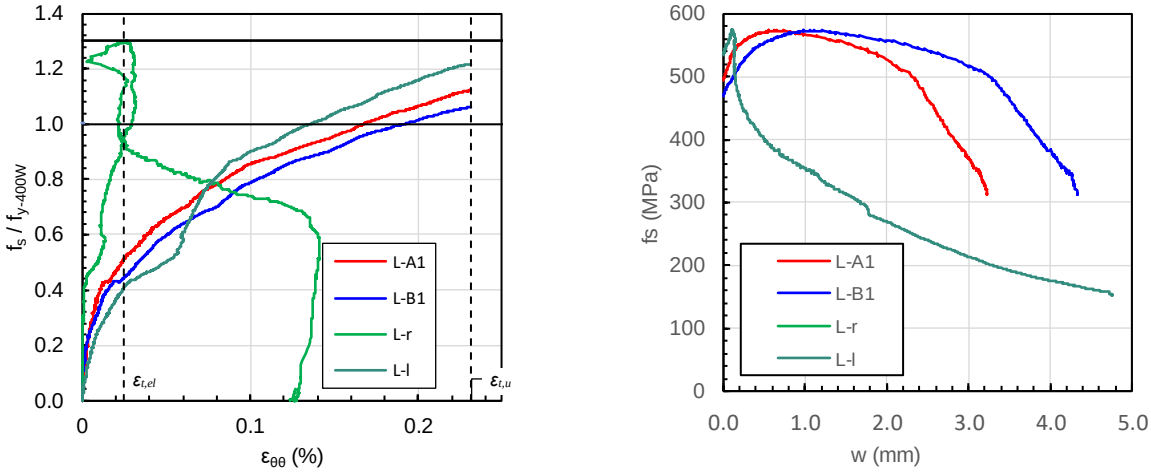


Figure 6.54 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure dans le plan des barres pour le spécimen M-8-c2.0-WoS (#07)

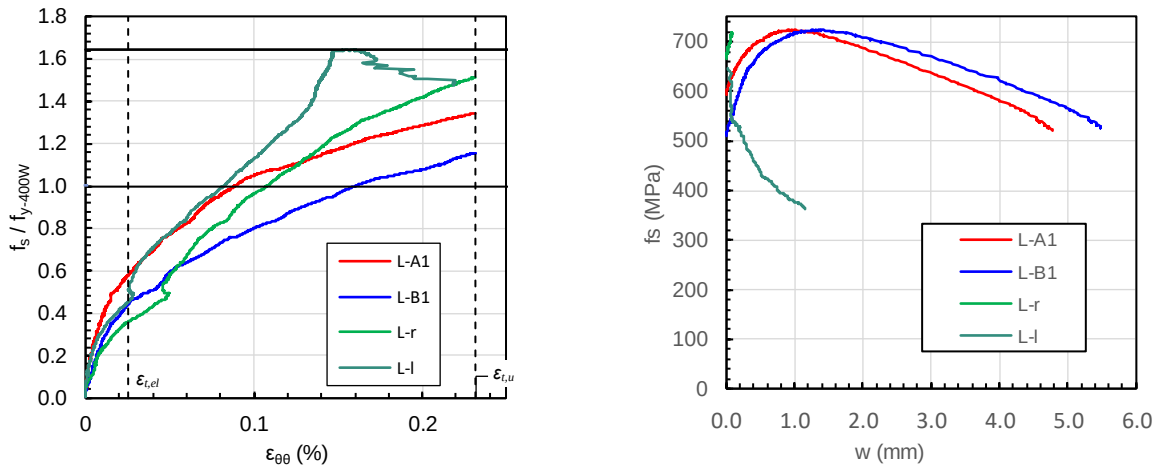


Figure 6.55 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure dans le plan des barres pour le spécimen M-10-c2.0-WoS (#08)

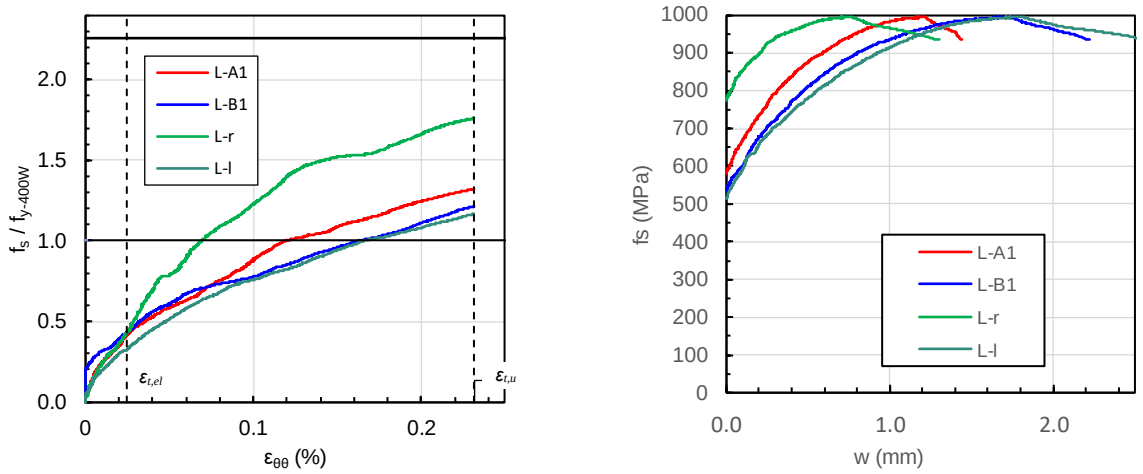


Figure 6.56 Courbe contrainte-déformation et contrainte-ouverture de fissure dans le plan des barres pour le spécimen M-10-c1.5-WS (#11)

Pour les spécimens M-8-c2.0-WoS et M-10-c2.0-WoS avec un enrobage de 2.0 d_b, l'évolution de la déformation ortho-radiale dans le plan des barres se concentre surtout sur un des deux côtés du spécimen. Cette différence est fort probablement liée au fait que la géométrie du spécimen n'est pas parfaitement symétrique. Cette hypothèse se confirme en regardant la courbe de l'ouverture de fissure sur laquelle on voit que la fissure ne s'ouvre que sur un seul côté et que, à capacités égales, les ouvertures de fissure dans le plan des barres sont négligeables par rapport aux ouvertures de fissures au droit des barres. Par conséquent, l'enrobage de 2.0 d_b n'est pas suffisamment important pour avoir un véritable mode de fissuration en fendage mixte.

Pour le spécimen M-10-c1.5-WS avec les barres transversales, les courbes de contrainte en fonction de la déformation et de l’ouverture de fissure au droit des barres et dans le plan des barres suivent la même évolution. Notamment, on voit que la macrofissure dans le plan des barres se développe avant le pic de charge et cette fissure continue à s’ouvrir après la capacité maximale. Pour ce spécimen on peut donc affirmer que la rupture est mixte dans les deux directions, parallèle et perpendiculaire au plan des barres, lié au confinement additionnel apporté par les barres transversales. Il faut cependant rappeler qu'avec le mode de coulée choisi, l’orientation des fibres est la moins optimale pour empêcher la fissuration dans le plan des barres. On peut observer cette différence de quantité de fibres sur la Figure 6.57.

Dans le cas d'un joint en BFUP d'une culée préfabriquée, il est peu probable d'avoir une orientation des fibres extrêmement contrôlée. Une orientation plus aléatoire des fibres devrait conduire à une différence moindre de la résistance en traction du BFUP dans les deux directions. Ainsi, lorsque le ratio est de l'ordre de cso/csi ~ 0.67, la direction de la fissuration dans le plan perpendiculaire au plan des barres est fort probablement celui qui conduira à la rupture de fendage dans le cas de barres d'armature sans limite élastique.

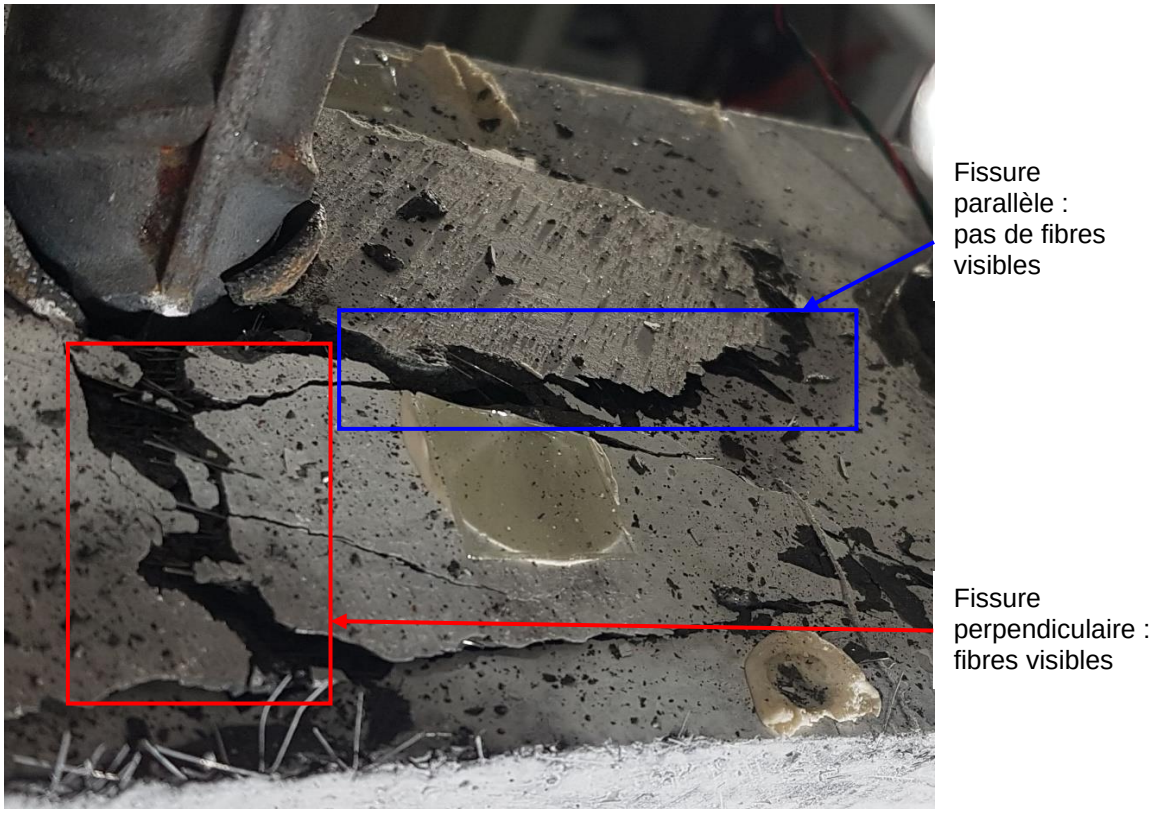


Figure 6.57 Aperçu des fibres dans les fissures du spécimen M-10-c1.5-WS (#11)

6.6.5.7 Comparaison ouverture de fissure et glissement

La Figure 6.58 montre l'évolution temporelle du glissement et de l'ouverture de fissure en surface à 25 mm de l'extrémité chargé pour le spécimen M-10-c1.5-WoS (#02). Les résultats pour les autres spécimens peuvent être retrouvés dans l'annexe A. Les observations faites ci-dessous sont valables pour tous les spécimens.

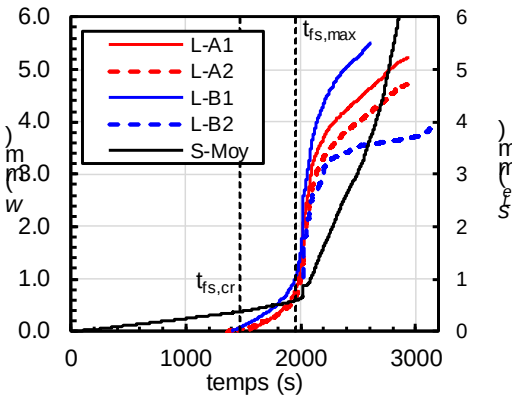


Figure 6.58 Courbes glissement et ouverture de fissure en fonction du temps pour le spécimen M-10-c1.5-WoS (#02)

On a montré dans les paragraphes précédents que les valeurs du glissement et de l'ouverture de fissures ont toutes deux une corrélation forte avec la capacité maximale et ne semble pas être fortement dépendant pas de la géométrie, mais davantage des matériaux utilisés. L'évolution du glissement permet de constater que l'initiation de la macrofissuration ($f_{s,cr}$) n'a pas un impact sur le taux de glissement au cours du chargement. Ce n'est qu'à l'atteinte de la capacité maximale dans la barre, pour une ouverture moyenne de fissure d'environ ~ 0.9 mm à 2.5 mm dans le cas de ce spécimen, que le taux de glissement augmente rapidement. Cependant à la lecture de la Figure 6.58on peut déduire qu'aucune relation claire ne peut être établie entre le glissement et l'ouverture de fissure.

6.7 Conclusion de la campagne expérimentale

Afin d'étudier le comportement de l'ancrage de barres de gros diamètres dans du BFUP, une série de 11 tests DTP (Direct Tension Pull-out test) a été réalisée. Ces tests ont été réalisés avec un chargement en traction direct sur une barre haute résistance A1035 grade 120 (f_y = 770 MPa) pour être testés dans le domaine élastique, l'influence de la plastification de la barre a été étudiée avec une barre grade 60 (f_y = 457 MPa). Le BFUP étudié est un POLY-UP-F2 de *Matériaux King* avec une résistance à la traction de 12.3 MPa. La mise en œuvre du BFUP a été réalisée de manière à orienter préférentiellement les fibres perpendiculairement à l'axe des armatures. Une variation de la longueur d'ancrage de 8 d_b à 12 d_b avec des enrobages perpendiculaires à l'axe des barres de

1.5 d_b et 2.0 d_b ont été étudiés. L'impact du confinement apporté par des armatures transversales a également été examiné. Les principales conclusions de cette étude expérimentales sont exposées ci-dessous.

- Pour une longueur d'ancrage de 10 d_b et un enrobage de 1.5 d_b la capacité maximale moyenne mesurée est de 598 MPa. Il faut de plus noter que selon les résultats de l'étude numérique présentée au chapitre 5, ces résultats sont conservateurs par rapport à une situation de joint de chevauchement. En comparant ces résultats à ceux de la littérature, on observe que l'ordre de grandeur est le même malgré l'utilisation de barres de plus gros diamètres. Enfin on observe, pour nos valeurs d'étude, une relation linéaire entre la capacité maximale et la longueur d'ancrage comme l'avait également observé Yuan et Graybeal (2014) et Qiao et al. (2016) dans leurs études. L'étude de la barre grade 60 n'a pas montré de différence notable avec le cas des barres dans la zone élastique pour la capacité maximale malgré que celle-ci soit post-plastification. Par contre on observe un glissement et une ouverture de fissure à $f_{s,max}$ bien plus importants avec cette barre dû à la striction associée aux déformations plastiques axiales de la barre.

- On obtient pour tous nos tests une rupture par fendage perpendiculaire. En moyenne pour les tests sans barres transversales, la longueur de la fissure est de 2/3 de ℓ_d au pic de charge. La fissure se développe plus difficilement dans le cas avec barres transversales et sa longueur n'est que de 1/3 de ℓ_d au pic de charge. On observe également une rupture par fendage parallèle pour les tests avec barres transversales imputable au plan de faiblesse causé par la méthode de coulée et l'orientation des fibres.

- La capacité maximale de l'ancrage dépend à la fois de la partie pré-pic et de la partie post-pic de la loi de traction du BFUP. On observe que ne pas prendre en compte la partie post-pic de cette loi revient à sous-estimer la capacité de l'ancrage de 17.8% en moyenne. Ce gain dû aux propriétés post-pic du BFUP augmente avec la longueur d'ancrage et l'enrobage. On note également que la relation initiale entre la capacité de l'ancrage et le glissement dépend des caractéristiques en compression du BFUP au niveau de la tête des crénelures mais qu'une fois la macro-fissure ouverte le taux

d’augmentation de la capacité en fonction du glissement ne dépend plus que des caractéristiques de la loi post-pic du BFUP.

- Les barres transversales, dans la configuration de notre étude, rajoutent un confinement qui a un impact majeur sur la capacité de l’ancrage. On observe un gain de plus de 60% entre le cas sans et avec barres transversales. L’impact des barres transversales intervient majoritairement après l’initiation de la macrofissure en venant intercepter le développement de la fissure. On observe notamment que l’évolution du taux de la capacité en fonction du glissement n’est plus reliée à la loi post-pic du BFUP mais à la déformation des barres transversales après l’ouverture de la macrofissure.

Plusieurs conclusions et observations secondaires peuvent également être faites après cette campagne. Premièrement, la méthode de coulée et les caractéristiques des tests de cette campagne montrent que le test DTP avec orientation préférentielle des fibres est facilement reproductible et normalisable pour l’étude et la caractérisation des BFUP. D’un point de vue expérimental, il convient de choisir la vitesse de chargement pour ne pas solliciter le BFUP avec des taux de chargement supérieurs à ceux imposés dans le test des os. La méthode de mesure du glissement doit également être particulièrement réfléchie car elle est très sensible au déroulement de l’essai. La méthode utilisée dans cette étude pourrait être améliorée pour s’affranchir du problème de fissuration à la surface du bloc de BFUP. Enfin, dans le cadre des paramètres de notre étude, une corrélation a pu être observée entre une augmentation de 2 d_b de la longueur d’ancrage et une augmentation de 0.5 d_b de l'enrobage sur la capacité, le glissement, la déformation et l’ouverture de fissure du spécimen. Une étude plus approfondie permettrait de valider cette corrélation observée.

CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

7.1 Rappel des objectifs

Ce projet s'inscrit dans un cadre plus global d'étude de l'utilisation du BFUP dans la réhabilitation et la construction des ouvrages d'art. Plusieurs travaux au laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal ont montré l'intérêt de ce matériau pour le renforcement sismique des joints de piles de ponts en remplaçant le béton existant avec du BFUP. Il a aussi été montré que le BFUP peut être directement utilisé au niveau de la conception de ces joints dans un contexte de préfabrication pour la résistance parasismique ou pour des dalles de tabliers. Dans la suite de ce projet, l'intérêt s'est porté sur la conception des culées préfabriquées.

La réalisation de cet objectif peut se décomposer en trois étapes majeures : la conception préliminaire des éléments préfabriqués, l'optimisation des joints en BFUP à la liaison des éléments avec la semelle et enfin la conception finale de la culée.

Dans cette étude, la première étape a été réalisée alors que la première phase de la seconde étape a été initiée. Cette première phase de l'optimisation des joints consistait en le développement d'un essai local permettant de donner des premières indications, ordre de grandeur, et influences majeures pour la conception du joint.

Pour répondre à ces problématiques, le projet a été séparé en trois temps :

- tout d'abord la conception préliminaire de la culée préfabriquée ;
- puis une étude numérique pour définir et valider un concept d'essai local pour l'étude expérimentale ;
- pour finir une campagne expérimentale reposant sur cet essai pour étudier l'influence des différents paramètres d'un ancrage en BFUP sur la capacité et les modes de rupture.

7.2 Conclusion du projet de recherche

7.2.1 Conception préliminaire d'une culée préfabriquée

Dans le cadre de la conception préliminaire seul le mur de front et son liaisonnement à la semelle sont considérés. Des hauteurs de mur de front de 6, 8 et 10 m sont envisagées.

Quatre options sont retenues pour les éléments verticaux du mur de front : un élément de culée plein en béton ordinaire (BO), un élément de culée évidé en (BO), un élément de culée évidé en béton renforcée de fibres (BFF) et un élément de culée évidé avec paroi bicouche BO/BFUP. Pour les éléments évidés les parois font 225 mm d'épaisseur pour la première proposition en BO et 140 mm pour la deuxième proposition en BO et pour l'élément en BRF.

L'objectif de la conception des éléments est de faciliter l'installation sur le chantier en réduisant le poids et la section du spécimen tout en optimisant sa résistance. Pour les calculs des charges, un tablier de pont fictif représentant des efforts critiques est envisagé. Pour le dimensionnement le cas d'un mur de front de 6 m dans la région de Montréal est considéré. Les efforts de conception suivant sont calculés avec la méthode de Monobe-Okabe et les combinaisons de charge du Ministère des Transports du Québec :

- M_f =2200 kN.m ;
- V_f =939 kN ;
- Q_f =585 kN.

Pour reprendre ces efforts, les armatures de flexion principales dans chaque élément de 1.6 m de large envisagés seraient 9-30M installées à 80 mm de la surface depuis le centre de l'armature et espacées de 175 mm centre à centre. Les étriers seraient espacés de 225 mm pour l'option en BO creuse, de 240 mm pour l'option en BO remplie et de 225 mm pour l'option en BRF.

Pour la construction, les éléments pourraient soit être préfabriqués en un seul bloc soit être construits avec des panneaux qui seraient préalablement coulés à plat puis assemblés en usine.

Enfin, les différentes conceptions préliminaires proposées ont toutes été validées numériquement par une analyse sur *Response2000*.

7.2.2 Développement et étude numérique d'un joint de chevauchement continu et d'un essai local

L'objectif de cette première étape numérique a été d'étudier un concept d'essai local de joint de chevauchement en préparation d'une campagne expérimentale.

Pour valider les résultats des modèles numériques et choisir le meilleur concept, il a d'abord fallu se doter d'une référence à laquelle se comparer. Pour cela un recensement des résultats d'essais d'ancrage et de joints de chevauchement de la littérature a été réalisé. Il est à noter que tous les travaux menés auparavant ont été réalisés avec des diamètres de barres inférieurs à 16 mm, alors que la conception préliminaire de la culée préfabriquée (Massicotte et al., 2020) prévoit l'utilisation de barres 30M. Cette base de données a ensuite permis de vérifier la validité de l'ordre de grandeur des résultats des différents modèles numériques. Plusieurs constats peuvent également en être tirés :

- les différences dans les propriétés mécaniques des BFUP utilisés et de méthodes d'essai induisent une grande dispersion sur les résultats ;
- deux tendances majeures d'augmentation de la capacité maximale avec la longueur d'ancrage et l'enrobage ressortent de la synthèse des essais ;
- il est possible de développer des capacités supérieures à f_{y400W} pour des longueurs d'ancrage relativement courtes (en dessous de 10 diamètres de barre) et des confinements faibles (entre 1.5 et 3 diamètres de barres).

Une modélisation numérique du joint continu à l'aide d'un modèle éléments finis à l'échelle de la crénelure a également servi de référence. Cette modélisation a été validée par la base de données issue de la littérature. Les remarques suivantes ont été tirées de l'analyse de ce modèle.

- Les deux modes de fendages perpendiculaires et parallèles (voir Figure 5.14) ont pu être modélisés. Cependant l'influence des divers paramètres géométriques et de conditions aux limites sur la capacité maximale sont différentes en fonction du mode de rupture.
- La condition de restreinte de mouvement sur les faces latérales entraine une surestimation du confinement non représentative d'une situation réelle. Le modèle continu étudié par Rosini (2018) donne donc une borne supérieure de la capacité d'un joint de chevauchement alors que le modèle continu de cette étude donne une borne inférieure.

- L’étude de convergence montre que le nombre de barres est une source de confinement dans le cas d’une rupture par fendage perpendiculaire, dans le cas d’une rupture par fendage parallèle la convergence est atteinte pour 6 barres. Dans le cadre d’une modélisation destinée à une application expérimentale de joint de chevauchement continu (pile-mur, culée, dalle), il est raisonnable de se limiter à 6 barres pour le modèle numérique continu.
- Numériquement on observe, comme pour l’étude des tests de la littérature, une augmentation de la capacité maximale avec l'enrobage dans le cas d’une rupture par fendage perpendiculaire.

À la suite d’une étude de plusieurs configurations d'essais locaux, le concept finalement choisi pour la campagne expérimentale en comparaison avec la littérature et le modèle continu est l’essai Direct Tension Pull-out (DTP). Il est important de noter que cet essai correspond à un essai d’ancrage et n’est pas une représentation fidèle d’un joint avec barres chevauchées espacées en BFUP. Cependant, il a pu être montré numériquement qu'il n’est pas possible de développer un test local de barres chevauchées espacées représentatif du comportement dans l'élément structural. L’essai DTP représente le meilleur compromis. La modélisation numérique de cet essai a permis de faire les observations suivantes.

- Les deux modes de fendages perpendiculaires et parallèles ont également pu être obtenus avec ce modèle. Cependant seulement le mode de rupture par fendage perpendiculaire du modèle continu est reproduit par le modèle DTP.

  Le phénomène de flexion local inhérent au fait de ne tirer que sur une seule barre est correctement modélisé. Cette flexion locale empêche l’étude du paramètre d’espacement des barres, c_{si}, avec ce modèle.
- La tendance d’augmentation de la capacité maximale avec la longueur d’ancrage et l'enrobage vu avec les essais de la littérature et le modèle continu est également observée avec ce modèle.
- L'enrobage latéral est une source de confinement additionnel qui augmente la capacité maximale du spécimen.

Il est important de noter toute l’importance pour cette étude de la phase de simulation numérique préliminaire à la campagne expérimentale. Elle nous a permis d’éviter de réaliser des tests

inappropriés mais aussi de définir plus rigoureusement les paramètres des spécimens à étudier. Les outils numériques actuels permettent maintenant de se livrer à ces pré-simulations numériques qui sont essentielles dans le développement de programmes expérimentaux efficaces.

7.2.3 Étude expérimentale du fendage dans un essai local

Deux campagnes préliminaires ont été menées en amont de la campagne principale de cette étude. Deux spécimens DTP et quatre spécimens de murets en BFUP suivant la géométrie expérimentale proposée par Rosini (2018) dans ses travaux numériques sont testés avec des pourcentages de fibres de 1% et 3%. Ces études préliminaires permettent de tirer les conclusions suivantes.

- La capacité maximale augmente avec le pourcentage de fibres dans le BFUP pour les deux géométries d'essai comme le montrait également Lagier (2015) avec ses essais sur des joints de chevauchement en contact.
- Les résultats des murets montrent que la capacité diminue avec l'augmentation de l'espacement des barres chevauchées. Ces résultats sont en accord avec l'étude numérique de Rosini et démontre l'effet de flexion locale quand on ne tire que sur une seule barre qui implique une sous-estimation de la capacité réelle pour un grand espacement des barres et une surestimation de la capacité réelle pour un petit espacement.
- La zone d'influence des déformations engendrées par la mise en traction d'une barre seule s'étend au-delà des barres voisines de cette barre, et ce, avant l'atteinte du pic de charge. Cela remet considérablement en cause la configuration d'un essai où l'on viendrait tirer successivement sur chaque barre comme ont pu le faire Yuan et Graybeal (2014).
- La mesure du glissement est très sensible et peut facilement être faussée dès lors qu'une rupture par fendage survient à proximité d'un capteur, d'où la nécessité d'utiliser plusieurs capteurs. L'utilisation de la méthode de corrélation d'image (DIC) peut résoudre ce souci et peut se révéler très intéressante pour l'étude des joints de chevauchement quant à la quantité d'informations qu'on peut en retirer.

La campagne expérimentale principale a été réalisée sur 11 spécimens DTP avec des barres #10 US (diamètre nominal de 32 mm) à haute résistance. La mise en place aisée du spécimen, la

réplicabilité de la méthode de coulée et la pertinence des résultats rendent cet essai potentiellement normalisable pour la caractérisation de matériaux et géométries de joints. Des longueurs d'ancrage de 6, 8, 10 et 12 d_b ont été étudiées avec des enrobages de 1.5 et 2 d_b. L'impact de la plastification d'une barre d'armature grade 60 et l'apport des étriers pour le confinement ont été également étudiés. Il est important de noter que les données exprimées dans la suite sont toutes dépendante des propriétés mécaniques du BFUP utilisé et du pourcentage de fibres, ici du BFUP de Matériaux King avec 2% de fibres. La campagne expérimentale a permis de tirer les conclusions qui suivent.

- Les résultats obtenus expérimentalement respectent les tendances et sont dans le même ordre de grandeur que la base de données sur les essais locaux. On constate également que la capacité maximale augmente avec la longueur d'ancrage et l'enrobage. Notamment pour une longueur d'ancrage de 10 d_b avec un enrobage de 1.5 d_b la capacité maximale du joint est de 598 MPa. Cette capacité est de 724 MPa si l'enrobage est de 2 d_b avec la même longueur d'ancrage. Enfin rajouter deux rangées de barres transversales 10M dans le cas d'une longueur d'ancrage de 10 d_b avec un enrobage de 1.5 d_b augmente la capacité à 994 MPa. Enfin selon l'analyse numérique les capacités avec ces paramètres dans le cas d'un joint de chevauchement réel devraient être encore supérieures.

- Les modes de rupture par fendage perpendiculaire anticipés sont bien obtenus expérimentalement. En moyenne pour les tests sans barres transversales la longueur de la fissure est de 2/3 de ℓ_d au pic de charge. La fissure se développe plus difficilement dans le cas avec barres transversales et sa longueur n'est que de 1/3 de ℓ_d au pic de charge. On observe également une rupture par fendage parallèle pour les tests avec barres transversales imputable au plan de faiblesse causé par la méthode de coulée et l'orientation des fibres. S'il n'y a pas de plastification au pic de charge, le glissement est compris entre 0.5 et 1 mm et l'ouverture de fissure est de l'ordre de 1 mm. On constate cependant que le glissement et l'ouverture de fissure sont bien plus importants lorsque la barre testée est un grade 60 (équivalent US du grade 400W) et que la contrainte maximale dépasse la résistance élastique.

- Les propriétés adoucissantes du BFUP ont un impact majeur sur la capacité maximale du joint puisqu'on voit que la macro-fissure, correspondant au dépassement de la résistance maximale du BFUP f_{tu}, apparaît bien avant que la capacité maximale du spécimen ne soit

atteinte. Pour le cas d'une longueur d'ancrage de 10 d_b avec un enrobage de 1.5 d_b, la contrainte dans les barres est à 85 % de $f_{s,max}$ lors de l'entrée dans la phase post pic du BFUP. Ce ratio est de 76 % pour la même longueur d'ancrage et un enrobage de 2.0 d_b.

- Les barres transversales rajoutent un confinement important au spécimen et sont d'autant plus efficaces qu'elles sont positionnées proche de la surface chargée de l'armature. Dans le cadre des valeurs de notre étude le rajout de barres transversales a amené un gain de 60% pour la capacité comparativement aux cas sans barres transversales. L'apport des barres transversales est majoritairement passif puisqu'on n'observe une forte différence avec le cas sans barres transversales qu'après l'initiation de la macro-fissure.
- La concordance avec les résultats de la littérature permet de confirmer, avec les valeurs de notre étude, que les résultats ne sont pas dépendants du diamètre de la barre.
- Dans les gammes de valeurs étudiées dans cette campagne sur l'essai DTP, une augmentation de la longueur d'ancrage ℓ_d de 2 d_b ou une augmentation de l'enrobage c_{so} de 0.5 d_b sont équivalentes pour le spécimen.

Pour conclure, lors des travaux de cette recherche, le focus a été mis sur les modes de fissuration des spécimens et leurs influences sur la performance du joint ou de l'ancrage. Ce choix a été fait pour connaitre la capacité maximale pouvant être reprise par un certain degré de confinement apporté par le BFUP ou des barres transversales et pour voir si on est capable de traduire les mécanismes de transfert d'effort majeur, visible expérimentalement, au niveau numérique.

Dans un cas réel ces modes de fissuration ne sont pas souhaitables. Dans une culée correctement conçue pour avoir une longueur d'ancrage permettant de développer f_u dans les barres, les modes de rupture avec les niveaux de contraintes atteints seraient des ruptures des barres d'armatures aux extrémités du joint.

7.3 Recommandation

Cette recherche permet d'émettre plusieurs recommandations sur les tests de joint de chevauchements numériques. Cependant au niveau actuel de la recherche il n'est pas encore possible d'émettre des recommandations de conception des joints.

Premièrement, comme ça a été un des points sensibles de ce projet, dans le cadre du développement d'un essai local, il n'est pas nécessaire de reproduire parfaitement les conditions réelles du phénomène global. Il s'agit plutôt de développer un système de plusieurs essais locaux permettant ensemble de représenter le mécanisme global, par exemple ici seulement les cas de ruptures perpendiculaires d'un joint de chevauchement sans contact on été étudiés.

Dans le cadre plus précis d'un essai expérimental d'ancrage ou de joints de chevauchement, plusieurs recommandations peuvent être émises.

- Il semble important d'essayer d'orienter préférentiellement les fibres, si un plan préférentiel existe selon la géométrie. Cela permet de se prévenir (pas parfaitement cependant) du caractère aléatoire de l'orientation des fibres et de caractériser un spécimen selon la capacité théorique maximale qu'il puisse atteindre avec ce BFUP.
- L'utilisation de barres d'armatures à haute résistance est aussi recommandée pour s'assurer d'observer les modes de fissuration du béton même à des contraintes élevées.
- Une attention particulière doit être portée à la méthode de mesure du glissement et il est nécessaire d'utiliser plusieurs capteurs pour chaque test. Une méthode de mesure du glissement ne reposant pas sur des capteurs posés sur une surface destinée à fissurer pourrait être envisagée. L'utilisation de DIC pour les mesures de glissement pourrait être une solution.
- La partie adoucissante de la loi du BFUP doit être prise en compte dans tout calcul d'estimation de la capacité maximale pour avoir un résultat réaliste.

L'utilisation d'une modélisation éléments finis à l'échelle de la crénelure permet de retrouver les modes de rupture et d'estimer la capacité d'un joint de chevauchement. Il convient cependant de porter attention aux conditions aux frontières appliquées au spécimen qui est très sensible à une surestimation du confinement.

7.4 Poursuite de la recherche

7.4.1 Travaux complémentaires au projet de ce mémoire

Dans la suite directe de ce projet, trois travaux vont être entrepris.

- Premièrement une étude expérimentale de l'essai DTP avec un chargement cyclique alterné va être réalisée. L'objectif de ces tests sera d'observer une possible perte de capacité de l'ancrage sous la répétition des efforts avant que le pic monotonique ne soit atteint puis l'augmentation du glissement dans la phase post pic. Des tests visant à étudier la dispersion des résultats dans le cas d'un chargement cyclique et l'impact des étriers seront également réalisés.
- Deuxièmement une calibration numérique du modèle DTP avec les résultats expérimentaux doit être entreprise. Cette calibration permettra de justifier l'utilisation de ce modèle pour des campagnes numériques paramétriques.
- Troisièmement la conception préliminaire des culées devra être amenée à l'étape suivante pour pouvoir tester la tenue des éléments préfabriqués avec le joint de chevauchement. Les éléments autres que le mur et la liaison à la semelle, qui sont les seuls à avoir été envisagés ici, devront être conçus.

7.4.2 Poursuite de l'étude expérimentale

Pour aller plus loin dans l'étude des joints avec barres chevauchées avec espacement symétrique, la prochaine étape consiste à réaliser une campagne expérimentale sur des essais de joints continus. Cette étude permettra de valider le modèle continu présenté dans le présent mémoire. Le test sur un joint continu permettra également de travailler sur des dispositions relatives des barres différentes du cas théorique où toutes les barres sont dans le même plan avec un espacement constant, ce qui n'était pas possible avec le test d'ancrage DTP. Notamment une disposition en quinconce permettant de réduire la sensibilité à la fissuration parallèle et une disposition avec un alignement imparfait représentatif d'une condition réelle sur chantier pourrait être étudiée (Figure 7.1).

a) Disposition en quinconces b) Alignement imparfait

Figure 7.1 Exemples de disposition à étudier avec un essai continu

Un dernier point concernant le modèle numérique nécessiterait une validation expérimentale : les paramètres de définition du contact acier béton. Ces propriétés sont essentielles pour le développement de modèles éléments finis à l'échelle de la crénelure, mais peu d'études se sont concentrées sur la détermination des propriétés d'adhésion et de frottement entre l'acier et le BFUP en présence d'un confinement contrôlé. Des essais de traction directe et de cisaillement d'interface entre un prisme de BFUP et une plaque d'acier laminé permettraient d'étudier ces propriétés.

7.4.3 Poursuite de l'étude numérique

Les travaux de Lagier (2015), Rosini (2018), la présente étude et la prochaine portant sur le joint continu permettent de justifier l'utilisation du modèle numérique d'éléments finis à l'échelle de la crénelure comme d'un outil pour étudier les mécanismes de l'ancrage et des joints de chevauchement en BFUP.

Comme on l'a vu dans cette étude, la partie post-pic de la loi de traction du BFUP a un fort impact sur la capacité maximale des ancrages. Une étude paramétrique faisant varier la loi de traction du BFUP permettrait de comprendre quel est l'impact exact de chaque paramètre de cette loi sur les différentes parties de la réponse en contrainte-glissement des essais de chevauchement et d'ancrage. L'effet de la plastification de la barre en traction pourrait notamment être examiné.

Toujours avec les modèles numériques continus et DTP, une étude paramétrique sur les paramètres c_{si} et c_{so} permettrait de définir les limites entre le passage d'un fendage parallèle à un fendage perpendiculaire.

Une étude paramétrique sur tous les paramètres du modèle continu permettrait également de définir quelle est la dépendance de la capacité maximale avec chacun d'entre eux pour ensuite définir des équations de longueur de développement ou tout du moins des recommandations de conception de joints de chevauchement.

Une étude paramétrique menée conjointement sur les deux modèles continus et DTP permettrait également de trouver une possible corrélation entre les résultats du test DTP, aisément vérifiables expérimentalement, et ceux du modèle continu, plus compliqué à vérifier expérimentalement.

Enfin l'utilisation de ce modèle numérique permet un travail de développement au niveau des matériaux, pour le béton en estimant les paramètres avec le plus fort impact pour améliorer la performance du joint, pour les armatures en faisant une optimisation numérique de la géométrie des crénelures.

Comme montré dans ce mémoire, ce modèle présente encore des limitations et il ne prend pas en compte les différentes configurations de joint de chevauchement. Les améliorations suivantes pourraient y être apportées :

- une prise en compte du confinement lié au contact avec le béton sur les faces extérieures, soit en modélisant directement une tranche de béton ordinaire, soit en appliquant des pressions représentatives de ce béton sur les faces du spécimen ;
- une prise en compte de la différence dans des cas réels entre la longueur d'ancrage et la longueur de chevauchement et une étude du paramètre de la longueur libre ℓ_e sur la capacité et les modes de fissuration ;
- une modélisation des autres géométries de joints notamment les joints de piles circulaires ;
- une modélisation d'un mauvais alignement dans le plan des barres ou d'un décalage en dehors du plan des barres et une étude de l'impact de ces décalages sur les modes de fissuration et de la capacité ;
- rajouter les barres transversales dans le modèle pour étudier le gain de confinement observé expérimentalement ;
- changer le mode de chargement pour appliquer un moment plutôt qu'une traction directe, plus représentatif d'un cas de chargement dans une culée et l'effet de poussée au vide.

7.4.4 Développement de la loi de BFUP EPM3D

Enfin on a également constaté dans cette étude que la loi de BFUP utilisée dans le modèle numérique comporte elle-même des limitations. Les études suivantes permettraient d'améliorer encore les modélisations éléments finis avec EMP3D :

- une composante aléatoire pourrait être rentrée dans la définition de la loi pour tenir compte du caractère aléatoire de l'orientation des fibres ;
- des coefficients traduisant des plans principaux de résistance, à l'instar de ce qui peut être fait pour modéliser le bois, pourraient être rajoutés pour tenir compte d'une orientation préférentielle des fibres comme ce fut le cas dans cette étude expérimentale ;
- une étude de mécanique des fluides préalables pourrait être utilisée pour observer le flux du BFUP lors de la coulée, en déduire les orientations des fibres pour ensuite appliquer des coefficients réducteurs tenant compte de cette orientation aux éléments de BFUP ;
- une utilisation d'une loi réduite dans les zones proches des barres ou des bordures tenant compte de la moindre concentration en fibres pourrait être envisagée.

RÉFÉRENCES

Aarup, B., Karlsen, J., & Lindström, G. (2000). *Fiber reinforced high performance concrete for in-situ cast joints.* Communication présentée à Proceedings from International Symposium on High Performance Concrete (p. 25-27).

ACI Committee. (2003). 408R-03: Bond and Development of Straight Reinforcing Bars in Tension. *Technical Documents*.

ACI Committee. (2008). 318-08: Building Code Requirements for Structural Concrete. *Technical Documents*.

American Association of State Highway and Transportation Officials. (2010). *AASHTO Guide Specifications for LRFD Seismic Bridge Design* Washington, USA:

American Association of State Highway and Transportation Officials. (2015). *AASHTO Guide Specifications for LRFD Seismic Bridge Design* Washington, USA:

ASTM International. (2019). *A370-19e1 Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products*. West Conshohocken, PA: ASTM International.

Aubrée, N. (2014). *Caractérisation du comportement post-pic en compression du béton armé et non armé, et extension au béton renforcé de fibres.* (Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal, Montréal, Canada).

Azizinamini, A., Stark, M., Roller, J. J., & Ghosh, S. K. (1993). Bond Performance of Reinforcing Bars Embedded in High-Strength Concrete. *ACI Structural Journal, 90*(5). doi:10.14359/3951

Ben Ftima, M. (2013). *Utilistion de la méthode des éléments finis non-linéaires pour la concpetion des surtuctures en béton armé : application aux structures massives.* (PhD Thesis, École Polytechnique Montréal).

Bentz, E. (2000). *Response 2000*. University of Toronto.

Boucher-Proulx, G. (2008). *Réhabilitation sismique des piliers de ponts rectangulaires à l'aide de chemise en BRF et BFUP*. (Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal, Montreal).

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

Bouzaiene, A. H. (1995). *Caractérisation et modélisation du comportement non linéaire d'éléments en béton armé et non armésous sollicitations multi-axiales* (Rapport n° EPM/GCS-1995-13). École Polytechnique Montréal:

Cairns, J., & Plizzari, G. (2003). Towards a harmonised European bond test. *Materials and Structures, 36,* 498-506. doi:10.1007/BF02480826

Canbay, E., & Frosch, R. J. (2005). Bond Strength of Lap-Spliced Bars. *ACI Structural Journal, 102*(4). doi:10.14359/14565

Charron, J. P., & Desmettre, C. (2015). Intérêt de l'utilisation des bétons renforcés de fibres pour la construction d'ouvrages d'art durables (Rapport no SR15-01). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.

Cheung, A., & Leung, C. (2011). Effective Joining of Pre-cast Concrete Slabs with Self-compacting HSFRCC. *Journal of Advanced Concrete Technology, 9*, 1-9. doi:10.3151/jact.9.41

Clarck, A. P. (1946). Comparative Bond Efficiency f Deformed Concrete Reinforcing Bars. *ACI Journal, 43*(4), 381-400.

Clarck, A. P. (1950). Bond of Concrete Reinforcing Bars. *ACI Journal, 46*(3), 161-184.

CPCI. (2005). Project of the month, Moose Creek Bridge. Tiré de http://www.cpci.ca/en/about_us/project_month/january_2005

CRSI. (2011). *Tensile strenght of lap splices in reinforced concrete members* (Rapport nº RN-2011-1). Concrete Reinforcing Steel Institute.

CSA 2000. (2000). *CAN/CSA-S6-00 - Code canadien sur le calcul des ponts routiers*. Toronto, Canada:

CSA 2014. (2014). *CAN/CSA-S6-14 - Code canadien sur le calcul des ponts routiers*. Toronto, Canada:

CSA 2019. (2019). *CAN/CSA-S6-19 - Code canadien sur le calcul des ponts routiers*. Toronto, Canada:

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

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*(2). doi:10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001173

Darveau, P. (2018). *Développpement de piles de ponts préfabriquées resistant aux séismes.* (Mémoire de maîtrise, Ecole Polytechnique de Montréal, Université de Montréal).

Darwin, D., Tholen, M., Idun, E. K., & Zuo, J. (1996). Splice strength of high relative rib area reinforcing bars. *93*, 95-107.

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

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. (2013). *Characterization of rebars anchorage in UHPC*. Communication présentée à RILEM-fib-AFGC Int. Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete, Marseille, France.

Fehling, E., Lorenz, P., & Leutbecher, T. (2012). *Experimental Investigations on Anchorage of Rebars in UHPC*.

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

Ferguson, P. M., & Krishnaswamy, C. N. (1971). *Tensile lap splices, part 2 : Design recommendations for retaining wall splices and large bar splices* (Rapport nº 113-3). The University of Texas, Center for Highway Research, Austin, Texas.

Gill-Lachance, E. (2019). *Conception et construction du pont de Godbut avec dalles préfabriquées et joints de BFUP*. Direction générale des structures, ministère des Transports, de la Mobilité Durable et de l'Electrification des transports.

Giuriani, E., Plizzari, G., & Schumm, C. (1991). Role of Stirrups and Residual Tensile Strength of Cracked Concrete on Bond. *117*(1), 1-18. doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(1991)117:1(1)

Goto, Y., & Otsuka, K. (1979). Experimental strudies on cracks formed in concrete around deformed tension bars. *The Technology Report of the Tohoku University, 44*(1), 44-83.

Graybeal, B. A. (2010). *Behavior of Fields-Cast Ultra-High Performance Concrete Bridge Deck Connections Under Cyclic and Static Structural Loading* (Rapport nº FHWA-HRT-11-023). Office of Infrastructure Research & Development, Federal Highway Administration.

Hällmark, R., White, H., & Collin, P. (2012). Prefabricated Bridge Construction across Europe and America. *American Society of Civil Engineers, 17*(3), 82-92. doi:10.1061/(ASCE)SC.1943-5576.0000116

Hamad, B., & Mansour, M. Y. (1996). Bond strength of noncontact tension lap splices. *93*, 316-326.

Harajli, M. (2010). Bond Behavior in Steel Fiber-Reinforced Concrete Zones under Static and Cyclic Loading: Experimental Evaluations and Analytical Modeling. *Journal of Materials in Civil Engineering, 22*, 674-686. doi:10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000067

Harajli, M., Hamad, B., & Karam, K. (2002). Bond-slip Response of Reinforcing Bars Embedded in Plain and Fiber Concrete. *14*(6), 503-511. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2002)14:6(503)

Harajli, M. H., Hout, M., & Jalkh, W. (1995). Local Bond Stress-Slip Behavior of Reinforcing Bars Embedded in Plain and Fiber Concrete. *ACI Materials Journal, 92*(4). doi:10.14359/999

Heshe, G. (1988). Experimental Research on Compact Reinforced Composite (CRC) Beams. *Bygningsstatiske Meddelser, 59*(1), 1-80.

Hines, E. M., Seible, F., & Priestley, M. J. N. (2002). *Seismic Performance of Hollow Rectangular Reinforced Concrete Bridge Piers with Highly-Confined Corner Elements; Phase I Flexural Tests, Phase II Shear Tests*. School of Engineering, University of California,: Departement of Structural Engineering, .

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. (2016). 3D Nonlinear Finite-Element Modeling of Lap Splices in UHPFRC. *Journal of Structural Engineering, 142*, 04016087. doi:10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001549

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). doi: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).

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

Mander, J. B. (1983). *Seismic design of bridge piers.* (Thèse de doctorat, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand).

Marleau, B., Massicotte, B., & Charron, J.-P. (2018). *Comportement à la fatigue de joints en béton fibré à ultra-hautes performances entre dalles préfabriquées de ponts* (Rapport n° SR18-02). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.

Massicotte, B. (2015). *Utilisation de bétons durables pour la construction et la réparation des ouvrages d'art* (Rapport n° SR15-01). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.

Massicotte, B. (2019). *Développement et validation du renforcement sismique de piles rectangulaires de ponts par gainage en BFUP - Rapport final* (Rapport n° SR19-10). Groupe de Recherche en Génie des structures, École Polytechnique de Montréal.

Massicotte, B. (2020). *Conception et analyse de ponts - Concepts de base*. Edition da Vinci, Laval (sous presse).

Massicotte, B., Bastide, R., Tchatat, B., & Lagier, F. (2020). *Culées formées d'éléments préfabriqués Phase 1 : Développement du concept - Rapport d'étape 1 : Conception préliminaire des éléments préfabriqués* (Rapport n° SR19-06). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.

Massicotte, B., Rochon-Massicotte, G., & Conciatori, D. (2011). *État des connaissances sur la préfabrication des ponts en béton* (Rapport n° SR10-09). Groupe de recherche en génie des structures (GRS), École Polytechnique de Montréal.

McLean, D. I., & Smith, C. L. (1997). *Noncontact Lap Splices in Bridge Column-Shaft Connections* (Rapport n° WA-RD 417.1). Whashington State Transportation Center (TRAC), Washington State University.

Ministère des Transports du Québec. *Tome III. Ouvrages d'art.* Normes du Québec.

Ministère des transports du Québec. (2017). *Manuel de conception des structures*. Direction des normes et des documents d'ingénierie du Ministère des Transports, de la Mobilité durable et de l'Électrification des transports

Naaman, A. E. (2003). Engineered Steel Fibers with Optimal Properties for Reinforcement of Cement Composites. Journal of Advanced Concrete Technology, 1(3), 241-252. doi:10.3151/jact.1.241

Nielsen, C. V., Olesen, J. F., & Aarup, B. (1996). *Effect of fibres on the bond strength of high-strength concrete*. Communication présentée à 4th International Symposium on Utilization of High-Strength/High-Performance Concrete, Paris, France.

Oliva, M. G., Unlu, D., & Okumus, P. (2011). *Rapid Bridge Construction Technology: Precast Elements for Substructures*. University of Wisconsin-Madison,: Department of Civil and Environmental Engineering,.

PCI. (2005). *Precast, Prestressed Concrete Bridges – The High Performance Solution*.

Peruchini, T., Stanton, J., & Calvi, P. (2017). *Investigation of Ultre-High Performance Concrete for Longitudinal Joints in Deck Bulb Tee Bridge Girders* (Rapport nº WA-RD 869.2). Washington State Transportation Center (TRAC), University of Washington.

Qiao, P., Zhou, Z., & Srinivas, A. (2016). *Developing Connections or Longitudinale Joints between Deck Bulb Tees - Development of UHPC MIxes with Local Materials* (Rapport nº WA-RD 869.1). Washington State Transportation Center (TRAC), Wahington State University.

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

RILEM. (1970). Bond Test for Reinforcing Steel : 2 Pull-Out Test. Dans *Technical Recommandation for the Testing and Use of Construction Material*. Recommendation RC 6,3: CEB.

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

Roy, M., Hollmann, C., & Wille, K. (2017). Influence of volume fraction and orientation of fibers on the pullout behavior of reinforcement bar embedded in ultra high performance concrete. *Construction and Building Materials, 146*, 582-593. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.04.081

Sagan, V. E., Gergely, P., & White, R. N. (1991). Behavior and Design of Noncontact Lap Splices Subjected to Repeated Inelastic tensile loading. *ACI Structural Journal, 88*(4). doi:10.14359/3037

Salem, H. M., & Maekawa, K. (2004). Pre- and Postyield Finite Element Method Simulation of Bond of Ribbed Reinforcing Bars. *130*(4), 671-680. doi:doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(2004)130:4(671)

Shima, H., Chou, L.-L., & Okamura, H. (1987). Bond characteristics in post-yield range of deformed bars. *Concrete library of JSCE*.

SIA. (2015). *Béton fibré ultra-performant (BFUP) - Matériaux, dimesionnenement et exécution*. Suisse.

Smith, C. L. (1995). *Noncontact Lap Splices in Bridge Column-Shaft Connections.* (M.S. Thesis, Washington State University).

Spieth, H. A. (2002). *Tragverhalten und Bemessung von eingemörtelten Bewehrungsstäben.* (PhD Thesis, Fakultät Bauingenieur und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart).

Stamnas, P. E., & Whittermore, M. D. (2005). All Precast Substructure Accelerates Construction of Prestressed Concrete Bridge in New Hampshire. *PCI Journal*.

Taylor, A. W., Rowell, R. B., & Breen, J. E. (1990). *Design and behavior of thin walls in hollow concrete brudge piers and pylons*: Texas State Department of Highway and Public Transportation, Transportation Planning Division.

Tchatat, B. (2019). *Modélisation de l'interaction sol-structure pour la conception des culées de ponts dans les régions à forte sismicité.* (Mémoire de maîtrise, Ecole Polytechnique de Montréal, Montréal).

Tepfers, R. (1973). *A theory of bond applied to overlapped tensile reinforcement splices for deformed bars.* (PhD Thesis, Chalmers University of Technology).

Touzain, P. (2019). *Etude de l'ancrage des armatures dans les bétons fibrés à ultra hautes performances.* (Mémoire de fin d'étude, Polytech Clermont-Ferrand).

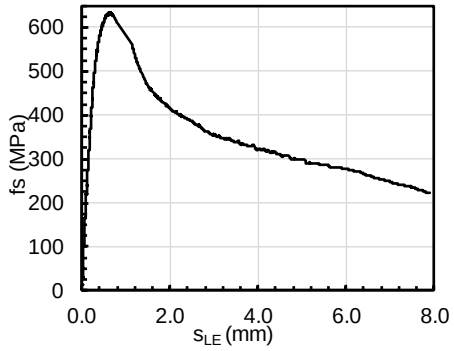
Vieito, I., Herrador, M., Abella, F., & Varela-Puga, F. (2018). Proposal and assessment of an efficient test configuration for studying lap splices in reinforced concrete. *Engineering Structures, 165*. doi:10.1016/j.engstruct.2018.03.004

Yuan, J., & Graybeal, B. (2015). Bond of Reinforcement in Ultra-High-Performance Concrete. *Aci Structural Journal, 112*, 851-860. doi:10.14359/51687912

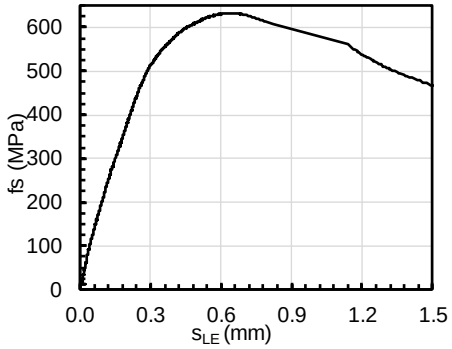
Yuan, J., & Graybeal, B. A. (2014). *Bond Behavior of Reinforcing Steel in Ultra-High Performance Concrete* (Rapport n° FHWA-HRT-14-090). Office of Infrastructure Research & Development, Federal Highway Administration.

Zuo, J., & Darwin, D. (2000). Splice Strength of Conventional and High Relative Rib Area Bars in Normal and High-Strength Concrete. *ACI Structural Journal, 97*, 630-641.

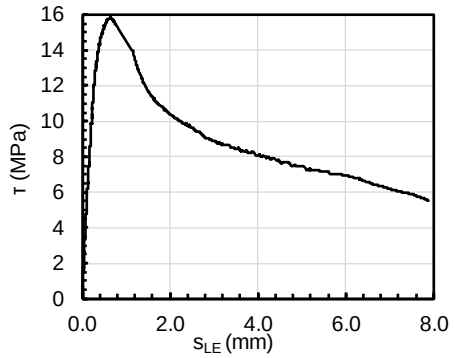
ANNEXE A RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX



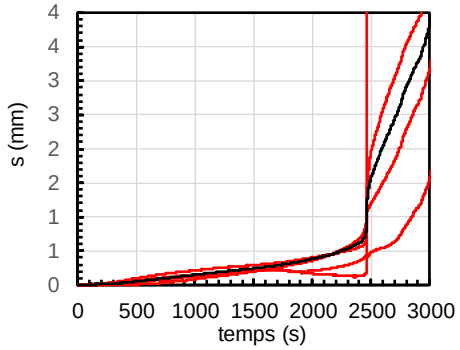
Contrainte en fonction du glissement



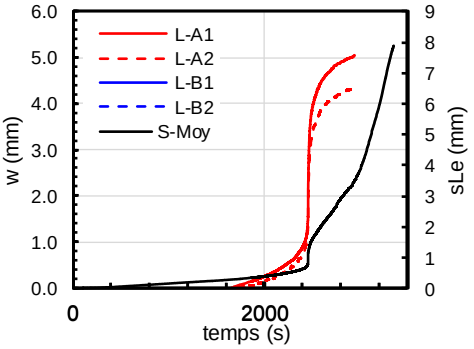
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



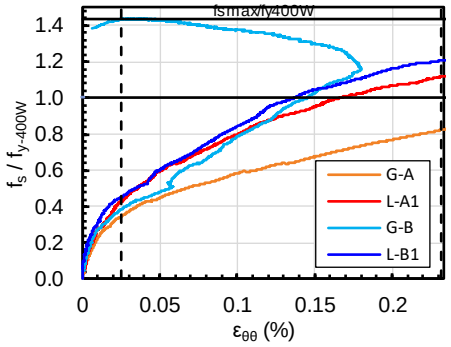
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



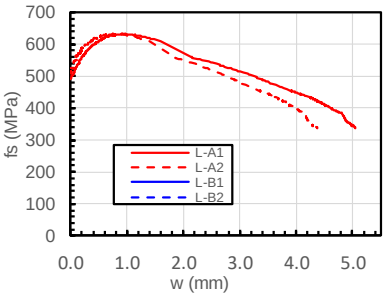
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



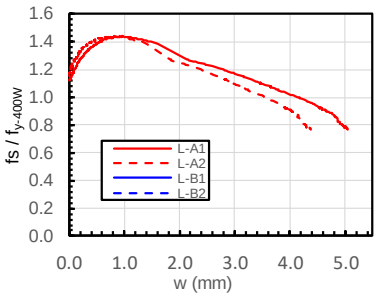
Glissement et ouverture de fissure



Ratio de capacité en fonction de la déformation

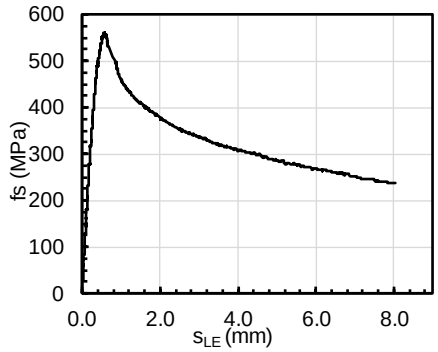


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

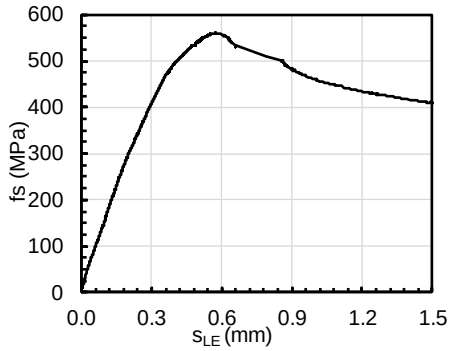


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

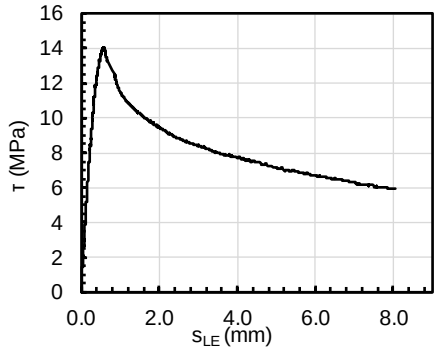
Figure A.1 M-10-c1.5-WoS #01



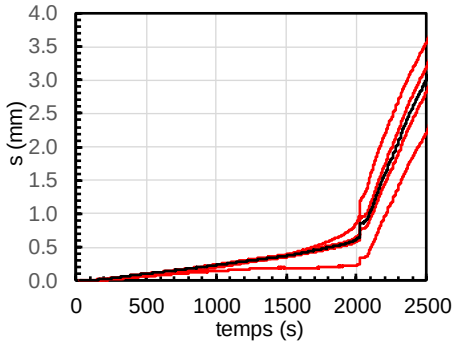
Contrainte en fonction du glissement



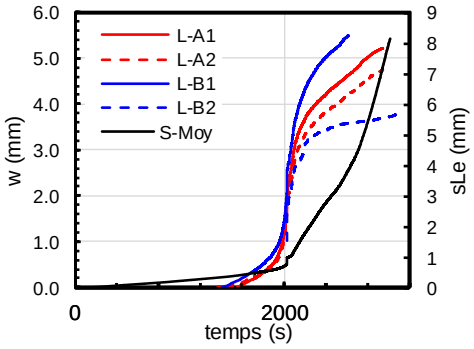
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



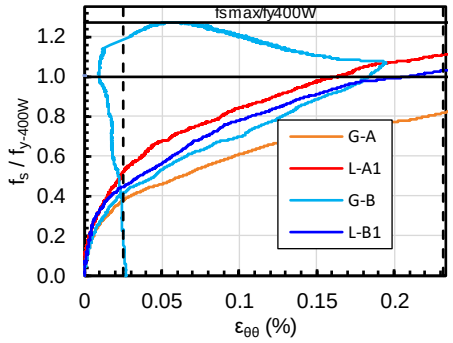
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



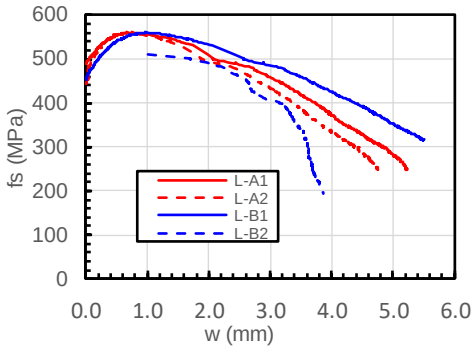
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



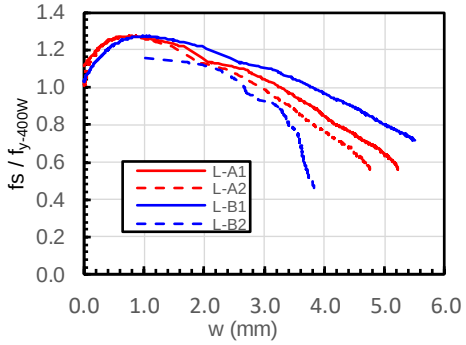
Glissement et ouverture de fissure



Ratio de capacité en fonction de la déformation

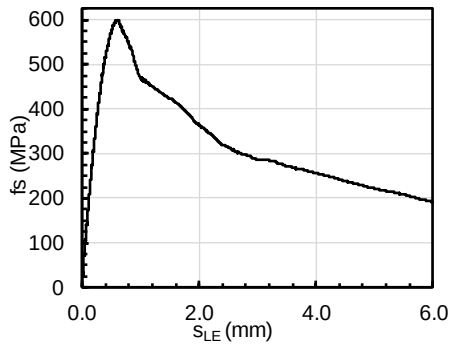


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

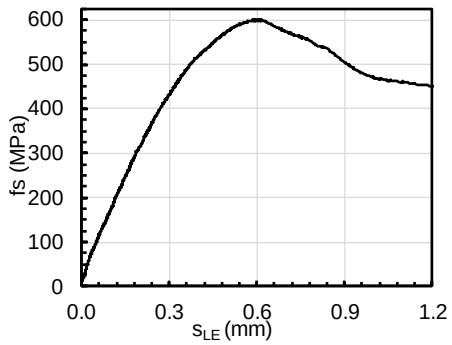


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

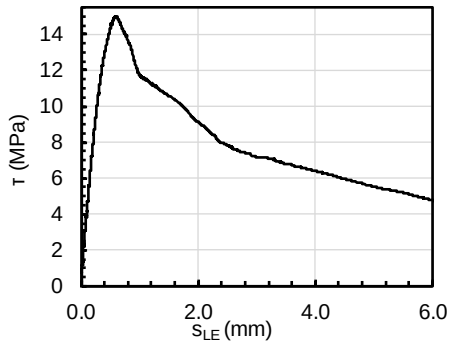
Figure A.2 M-10-c1.5-WoS #02



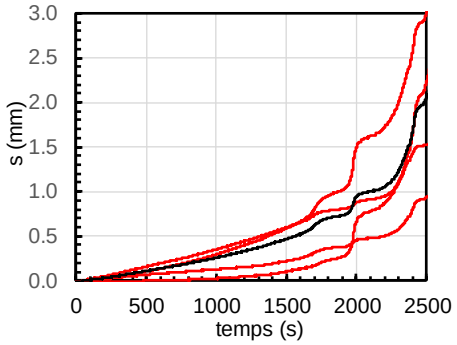
Contrainte en fonction du glissement



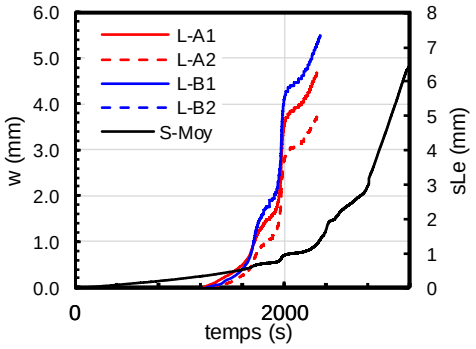
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



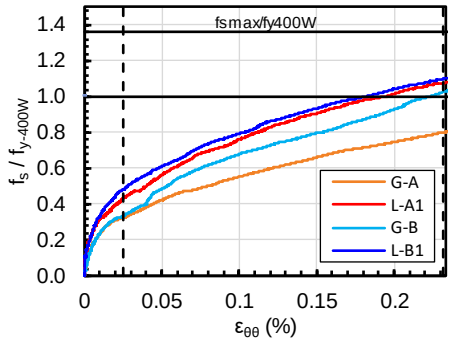
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



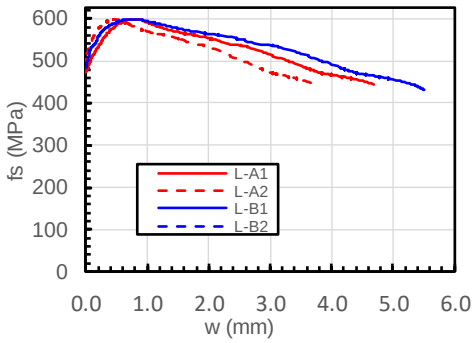
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



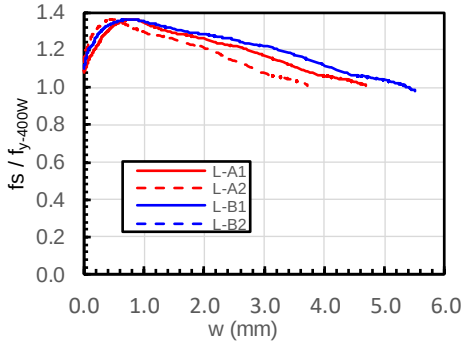
Glissement et ouverture de fissure



Ratio de capacité en fonction de la déformation

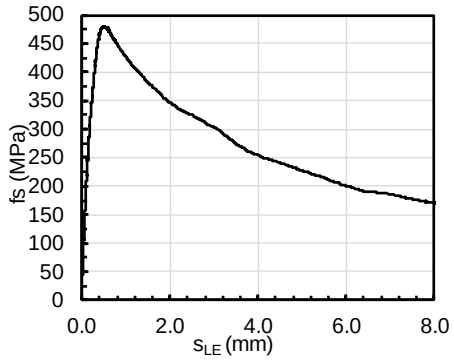


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

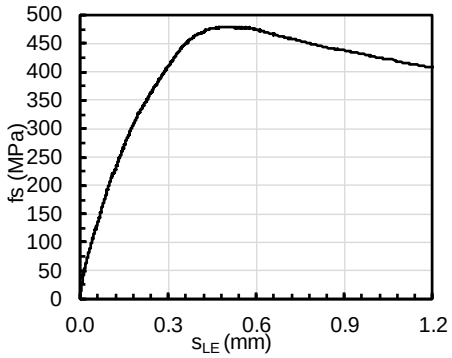


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

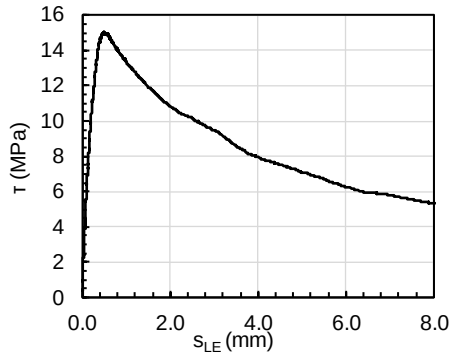
Figure A.3 M-10-c1.5-WoS #03



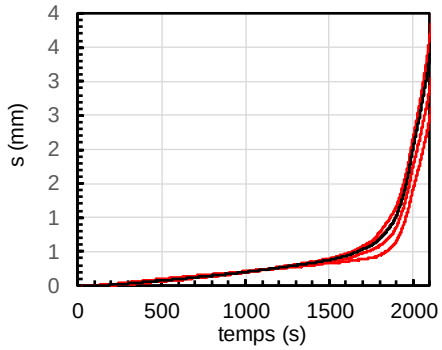
Contrainte en fonction du glissement



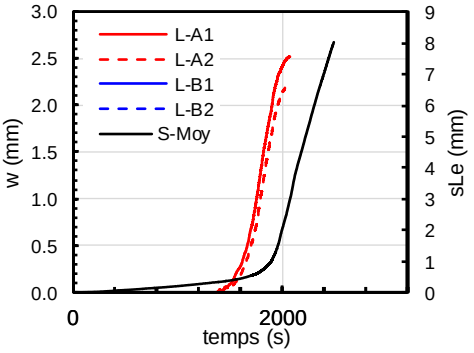
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



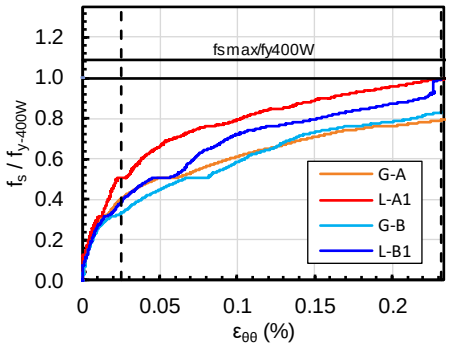
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



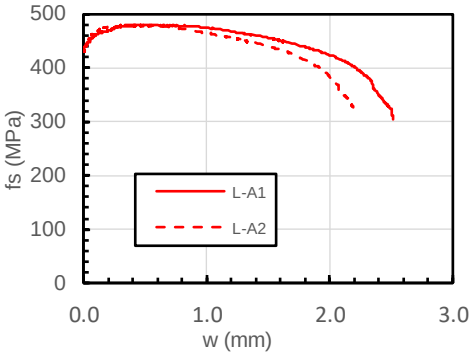
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



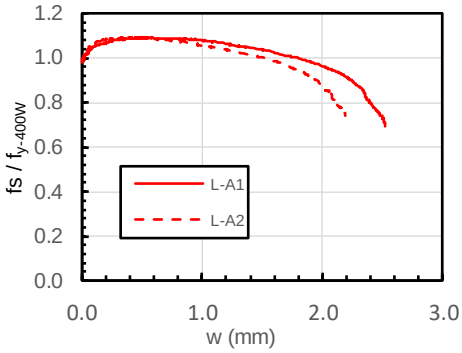
Glissement et ouverture de fissure



Ratio de capacité en fonction de la déformation

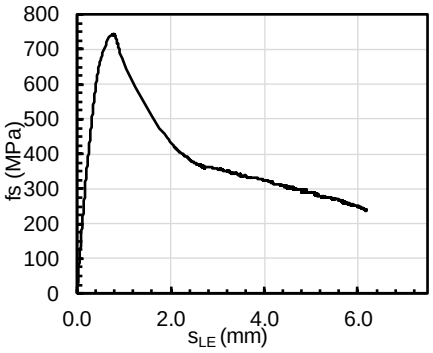


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

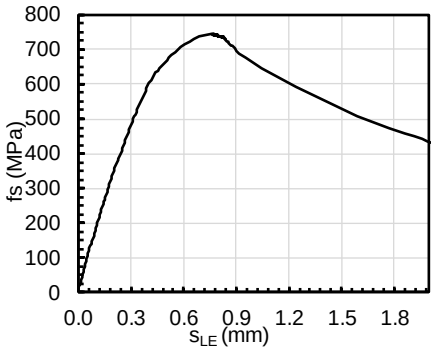


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

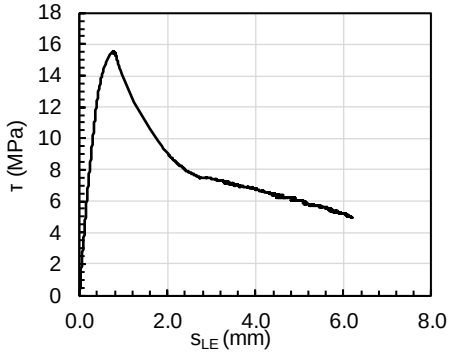
Figure A.4 M-8-c1.5-WoS #04



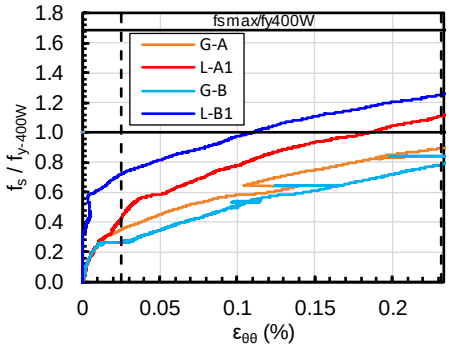
Contrainte en fonction du glissement



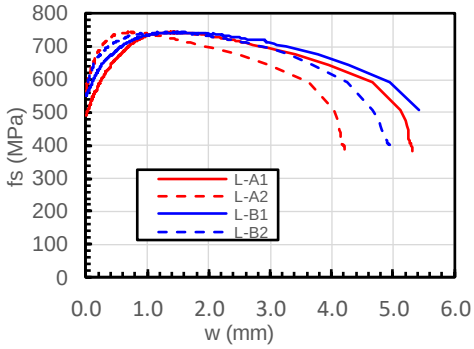
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



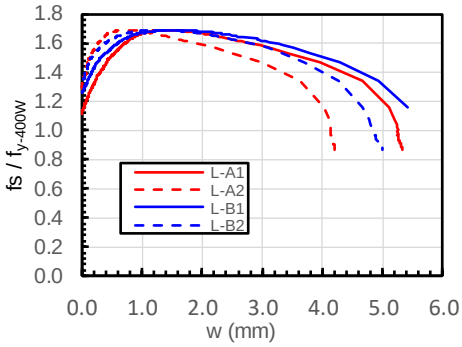
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



Ratio de capacité en fonction de la déformation

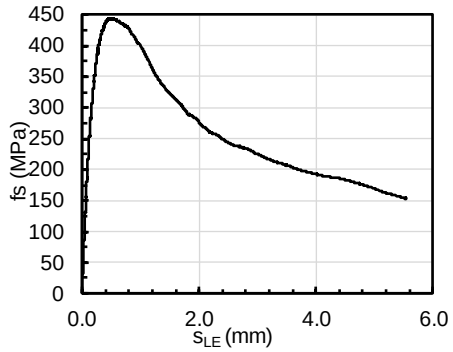


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

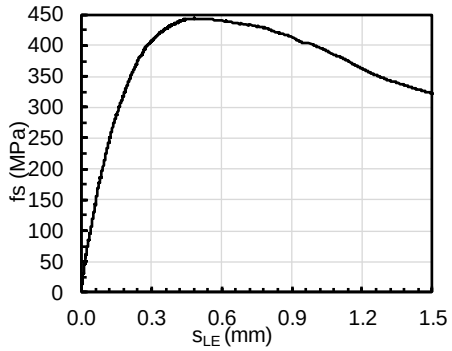


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

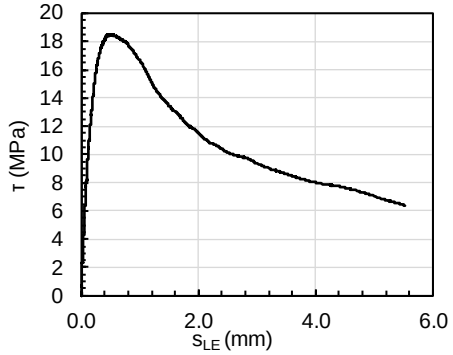
Figure A.5 M-12-c1.5-WoS #05



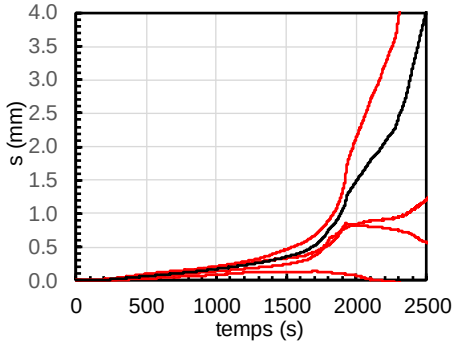
Contrainte en fonction du glissement



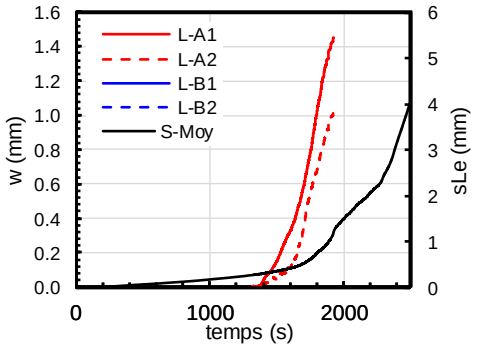
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



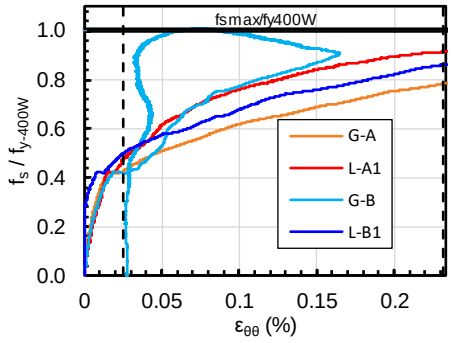
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



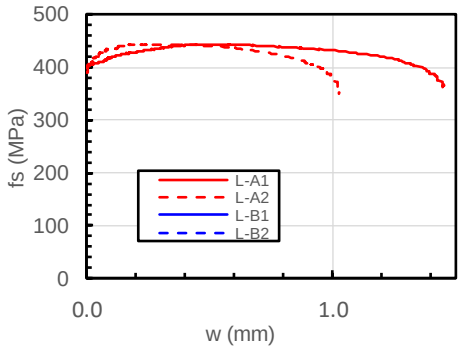
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



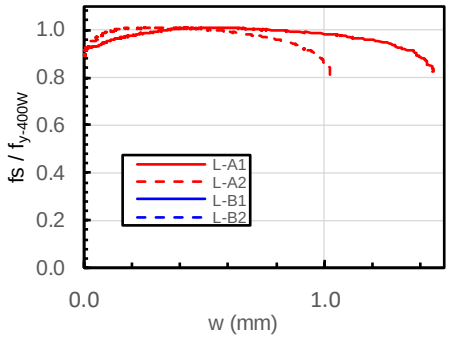
Glissement et ouverture de fissure



Ratio de capacité en fonction de la déformation

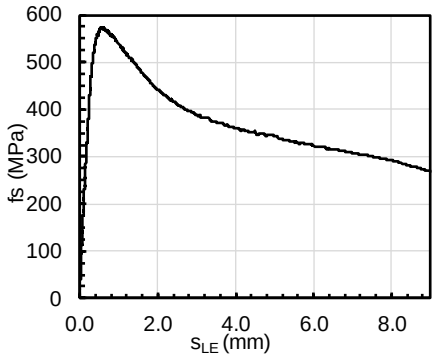


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

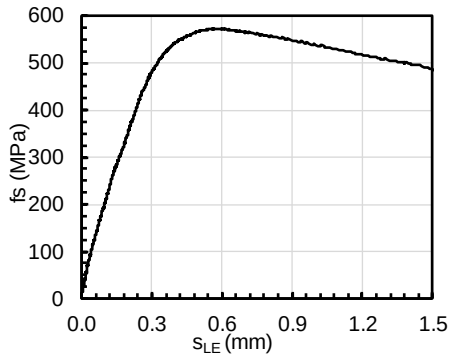


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

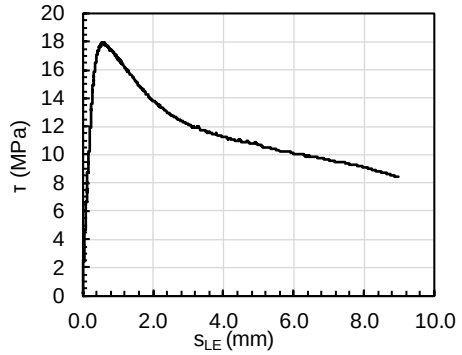
Figure A.6 M-6-c2.0-WoS #06



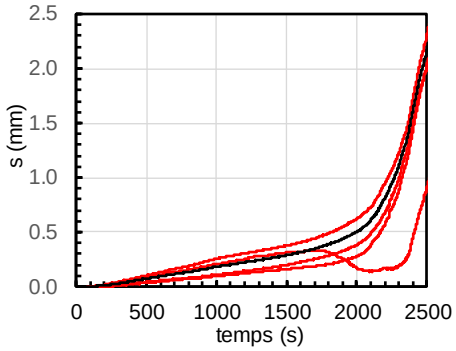
Contrainte en fonction du glissement



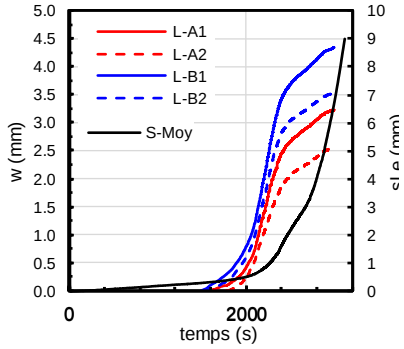
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



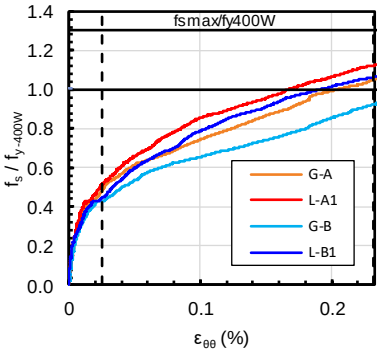
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



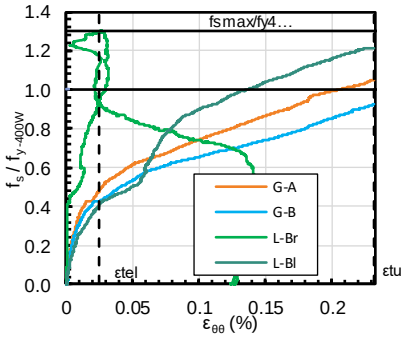
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



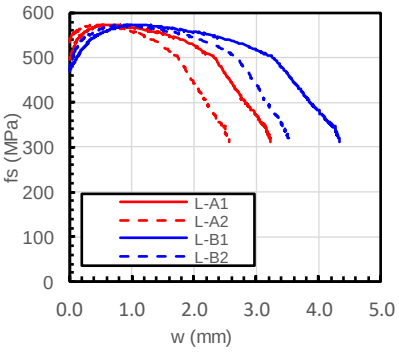
ouverture de fissure face A et B



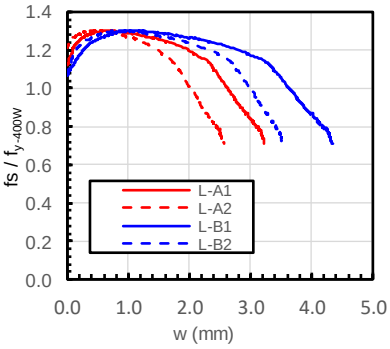
Déformation face A et B



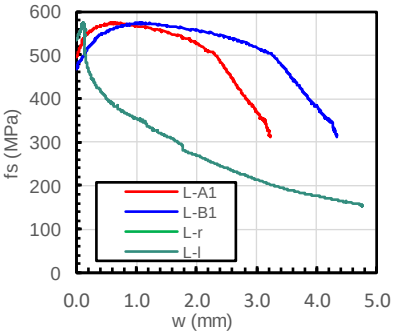
Déformation face supérieure



ouverture de fissure face A et B

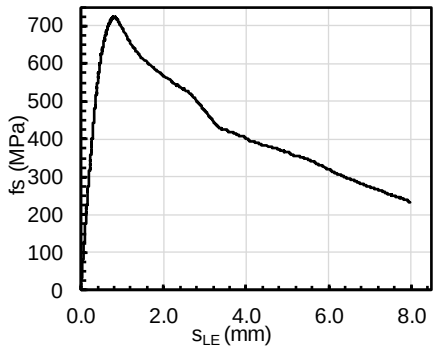


ouverture de fissure face A et B

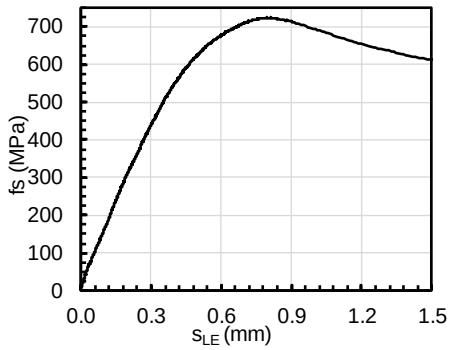


ouverture de fissure face supérieure

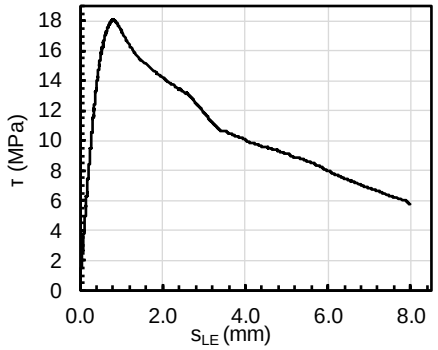
Figure A.7 M-8-c2.0-WoS #07



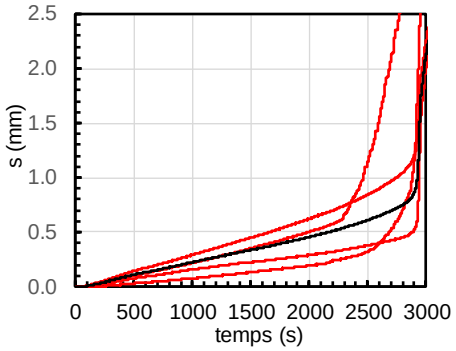
Contrainte en fonction du glissement



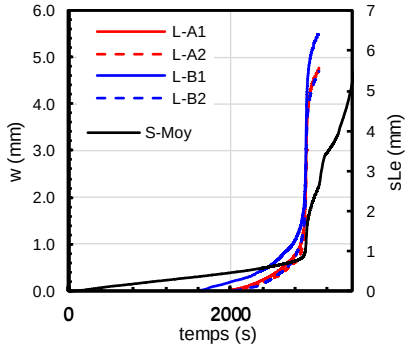
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



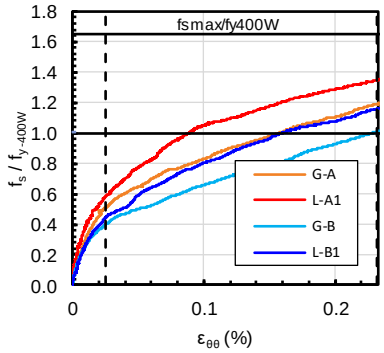
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



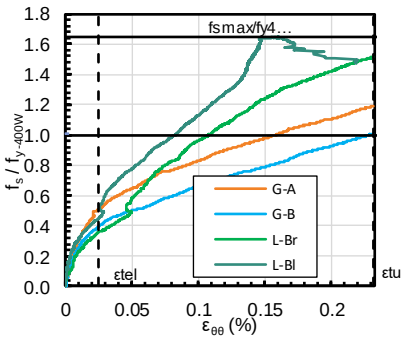
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



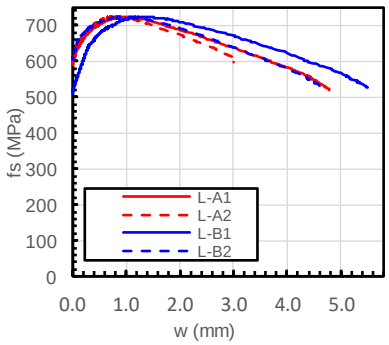
ouverture de fissure face A et B



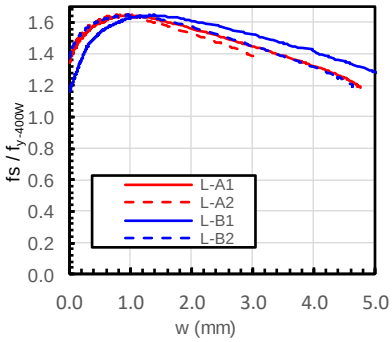
Déformation face A et B



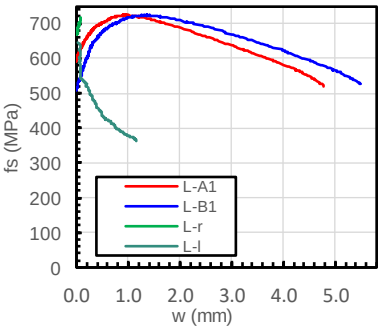
Déformation face supérieure



ouverture de fissure face A et B

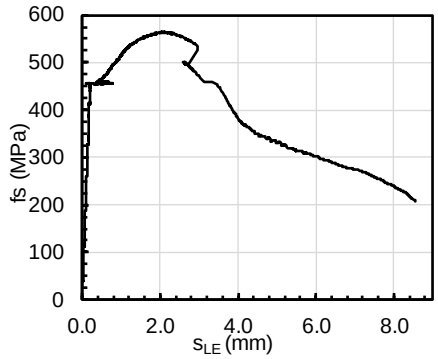


ouverture de fissure face A et B

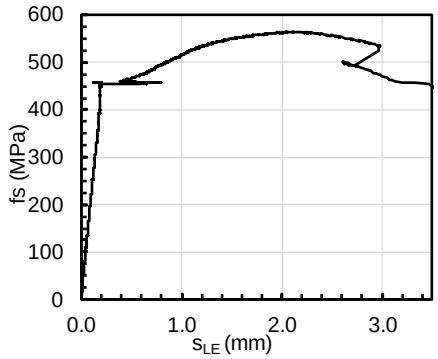


ouverture de fissure face supérieure

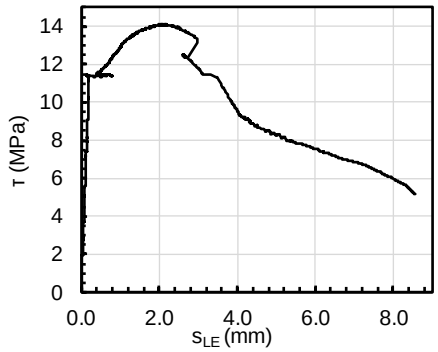
Figure A.8 M-10-c2.0-WoS #08



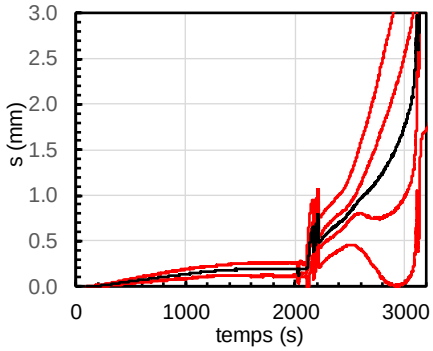
Contrainte en fonction du glissement



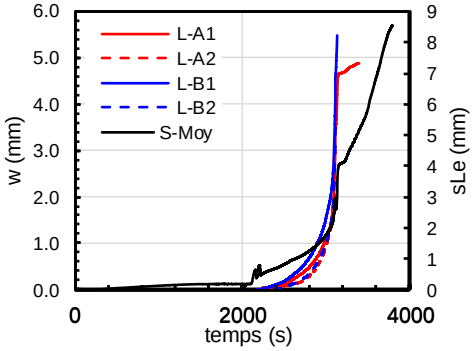
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



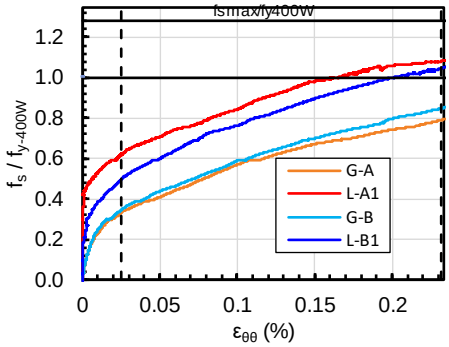
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



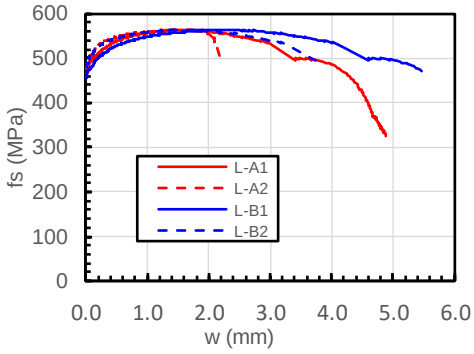
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



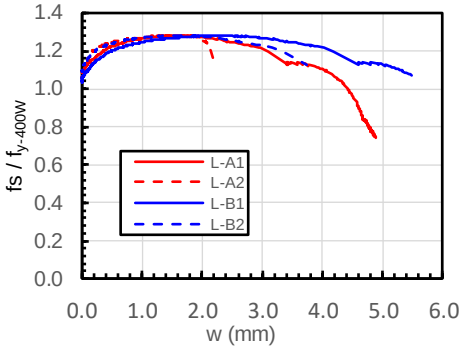
Glissement et ouverture de fissure



Ratio de capacité en fonction de la déformation

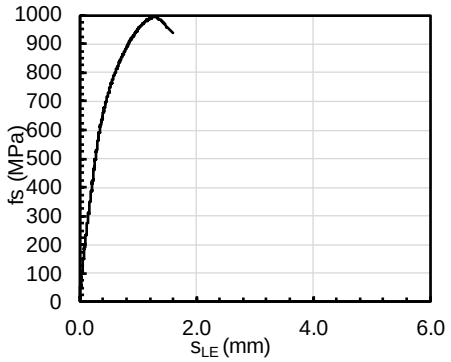


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

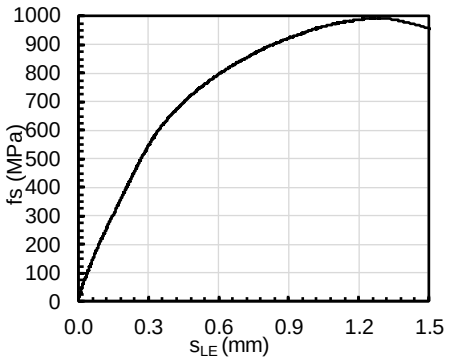


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

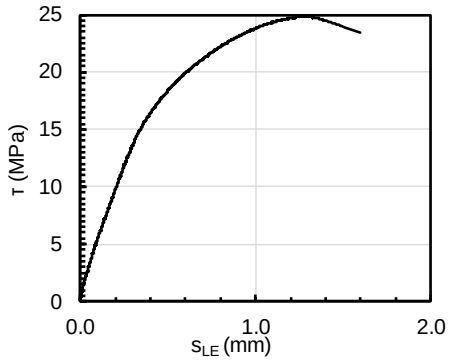
Figure A.9 M-10-c1.5-WoS-400W #09



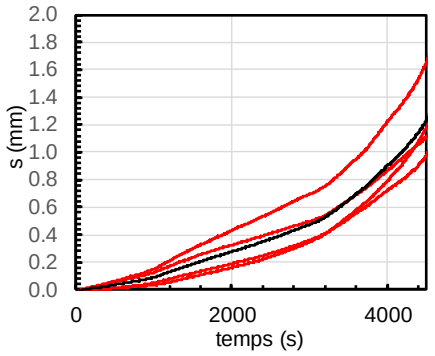
Contrainte en fonction du glissement



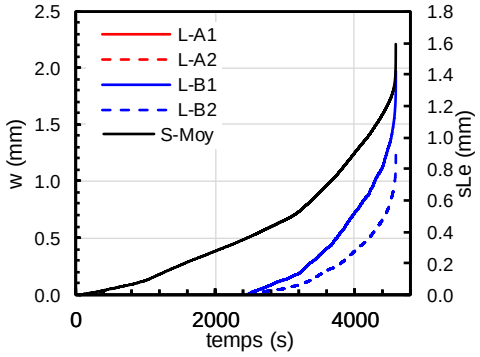
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



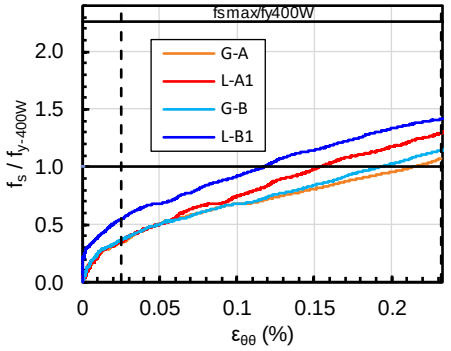
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



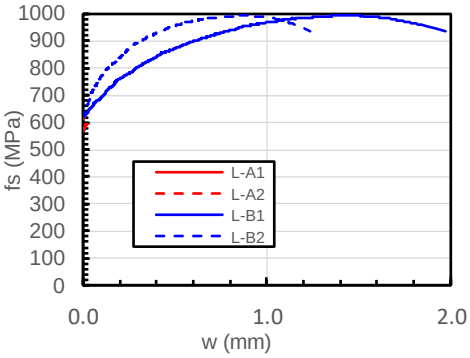
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



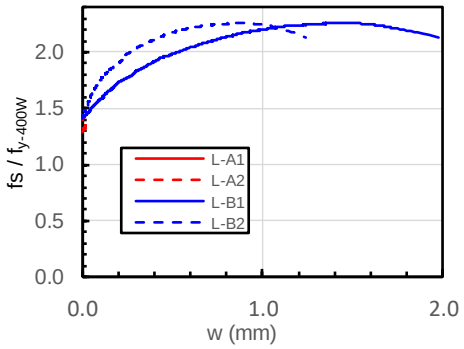
Glissement et ouverture de fissure



Ratio de capacité en fonction de la déformation

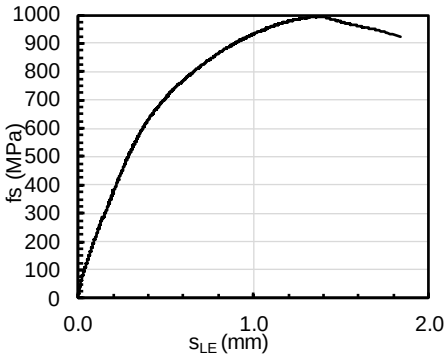


Contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

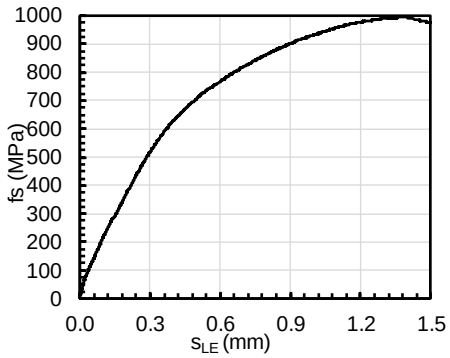


Ratio de contrainte en fonction de l'ouverture de fissure

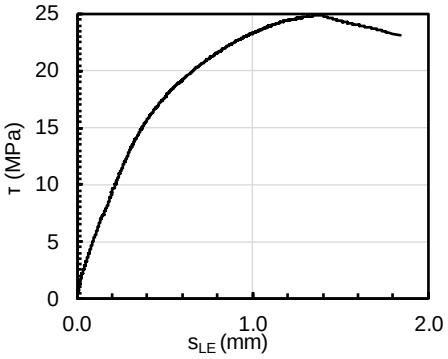
Figure A.10 M-10-c1.5-WS #10



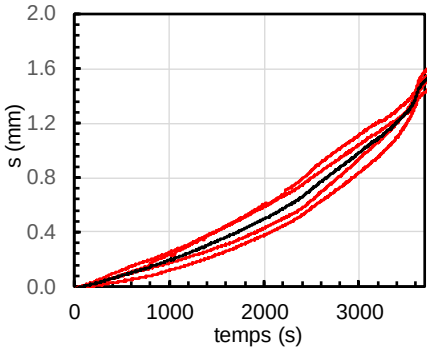
Contrainte en fonction du glissement



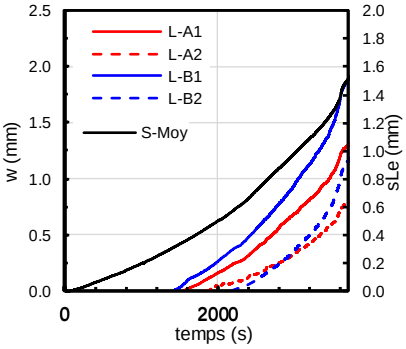
Contrainte en fonction du glissement (zoomé)



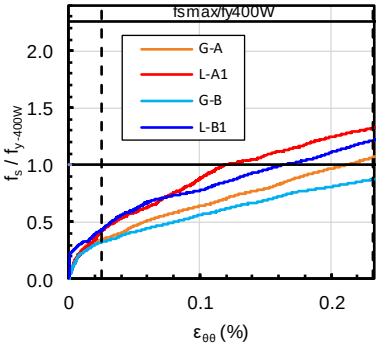
Contrainte tangentielle en fonction du glissement



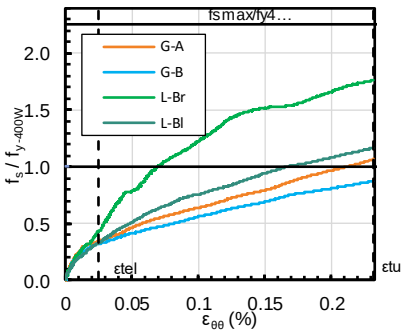
Glissement des 4 capteurs et moyen en fonction du temps



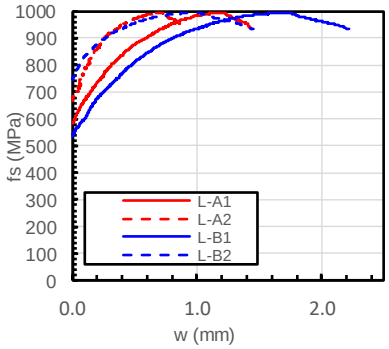
ouverture de fissure face A et B



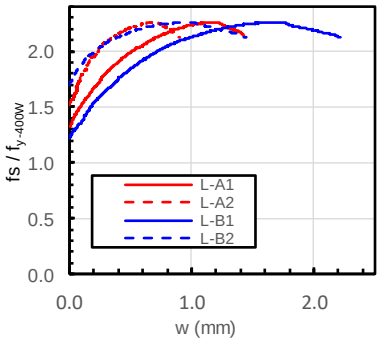
Déformation face A et B



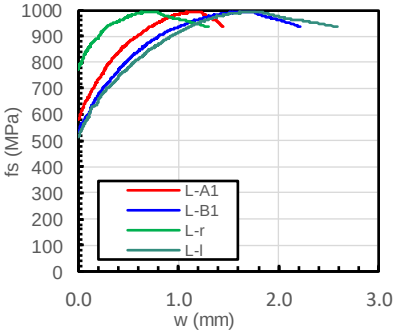
Déformation face supérieure



ouverture de fissure face A et B



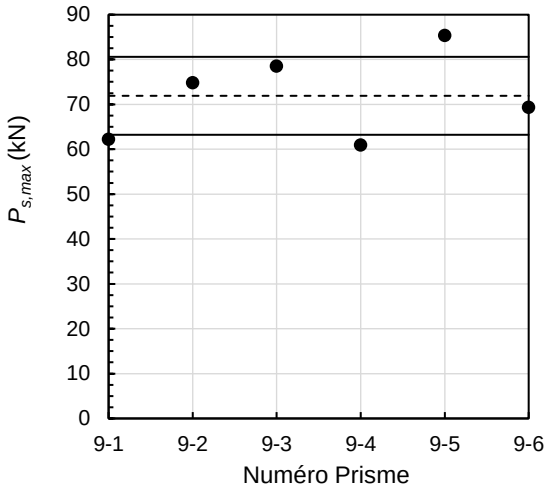
ouverture de fissure face A et B



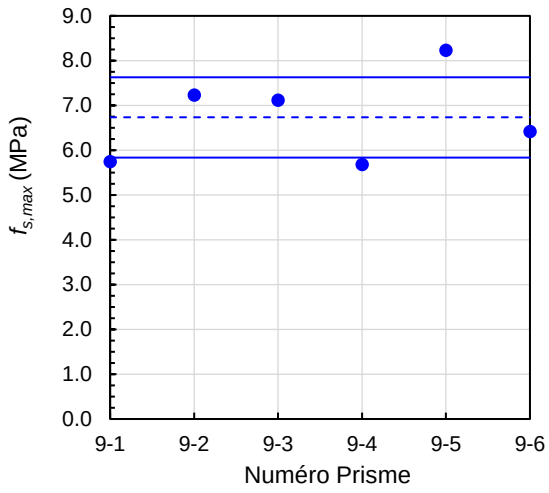
ouverture de fissure face supérieure

Figure A.11 M-10-c1.5-WS #11

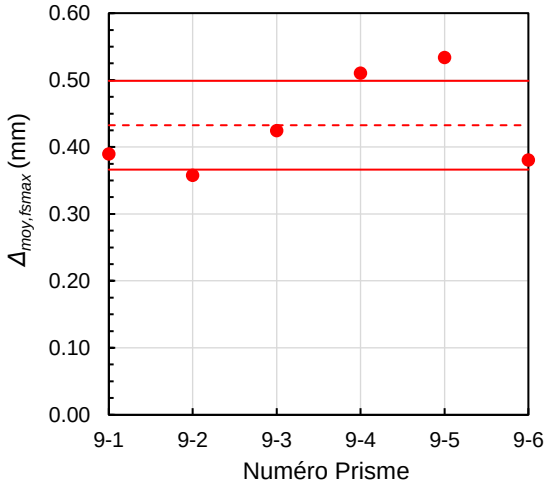
ANNEXE B DISPERSION DES GÂCHÉES



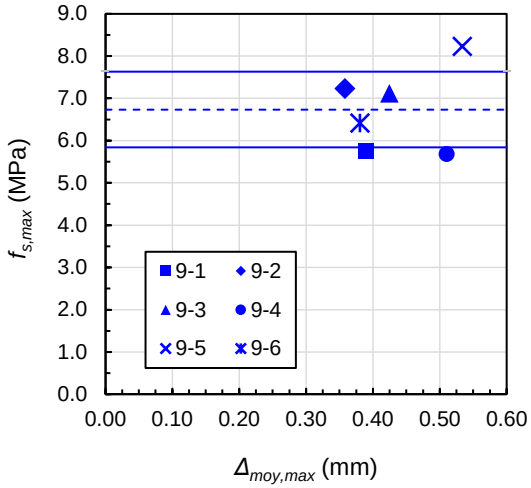
a) Force maximale



b) Contrainte maximale



c) Flèche moyenne maximale

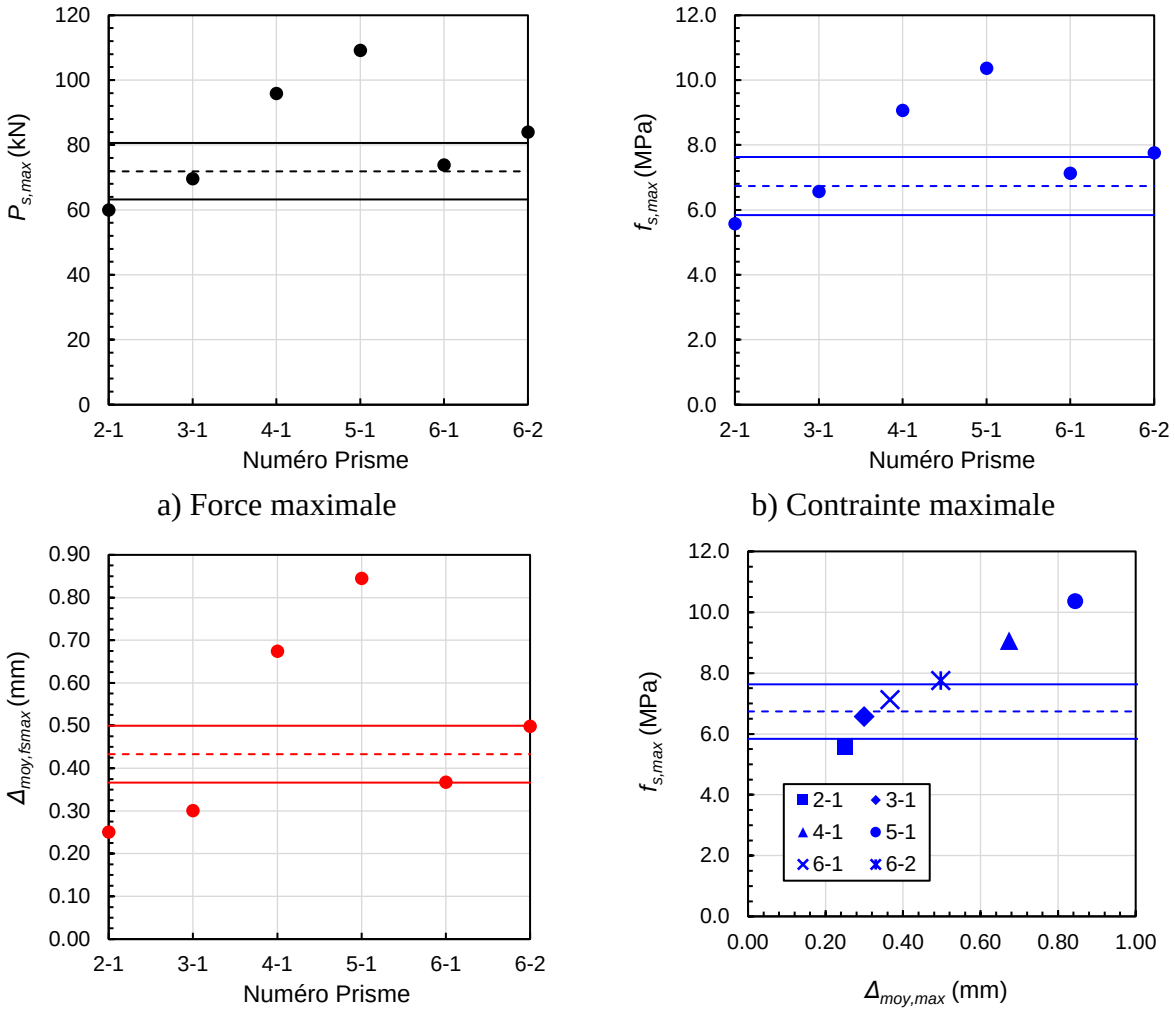


d) Contrainte maximale en fonction de le flèche maximale

Légende :

- trait pointillé : moyenne de la coulée de caractérisation (gâchée 9)
- trait plein : moyenne avec plus ou moins 1 écart type de la coulée de caractérisation (gâchée 9)

Figure B.1 Résultat des prismes de la coulée de caractérisation (gâchée 9)



a) Force maximale

b) Contrainte maximale

c) Flèche moyenne maximale

d) Contrainte maximale en fonction de le flèche maximale

Légende :

- trait pointillé : moyenne de la coulée de caractérisation (gâchée 9)
- trait plein : moyenne avec plus ou moins 1 écart type de la coulée de caractérisation (gâchée 9)

Figure B.2 Étude de la dispersion : Résultat des prismes des coulés 2 à 6

Les résultats des prismes des coulées 2 à 6 sont à prendre avec précaution puisque pour ces prismes la fissuration n'a pas été dans la zone de moment constant, rendant l'analyse inverse initialement prévue avec ces tests impossible. De plus ces prismes étaient coulés après les spécimens soit en dernier pour chaque gâchée. Le BFUP avait de ce fait perdu une grande partie de sa fluidité, la coulée des prismes n'a donc pas été optimale et ni répétable.

On peut observer sur la Figure B.2 cependant que malgré un écart assez conséquent entre certains prismes, la différence est minime sur les résultats finaux des DTP grâce à la méthode de coulée.