POLYPUBLIE
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Optimisation de bétons fibrés à ultra-hautes performances et caractérisation de leurs propriétés en contexte industriel
Auteur: Author:	Olivier Deaux
Date:	2018
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	Deaux, O. (2018). Optimisation de bétons fibrés à ultra-hautes performances et caractérisation de leurs propriétés en contexte industriel [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/3191/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/3191/
Directeurs de recherche: Advisors:	Jean-Philippe Charron
Programme: Program:	Génie civil

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

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

OPTIMISATION DE BÉTONS FIBRÉS À ULTRA-HAUTES PERFORMANCES ET CARACTÉRISATION DE LEURS PROPRIÉTÉS EN CONTEXTE INDUSTRIEL

OLIVIER DEAUX

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CIVIL)

JUILLET 2018

© Olivier Deaux, 2018.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

OPTIMISATION DE BÉTONS FIBRÉS À ULTRA-HAUTES PERFORMANCES ET CARACTÉRISATION DE LEURS PROPRIÉTÉS EN CONTEXTE INDUSTRIEL

présenté par : DEAUX Olivier

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

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

M. LÉGER Pierre, Ph. D., président

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

M. GINOUSE Nicolas, Ph. D., membre

REMERCIEMENTS

Je souhaite tout d'abord remercier mon directeur de recherche Jean-Philippe Charron pour l'opportunité qu'il m'a offerte en me proposant d'effectuer une maîtrise recherche sur les BFUP, ainsi que pour son soutien, ses idées, son expertise et sa disponibilité malgré le décalage horaire durant la moitié de ce projet. Son exemple et ses enseignements feront sans aucun doute de moi un meilleur ingénieur en structures.

Je tiens particulièrement à remercier également Cédric Androuët, sans qui je ne serais pas là où j'en suis aujourd'hui. Sa disponibilité, son expérience, sa rigueur et la remarquable pédagogie dont il a fait preuve ont été des facteurs clés dans mon avancement personnel et dans l'accomplissement de ce projet.

Je tiens ensuite à remercier toute l'équipe du laboratoire de structure pour l'aide et les conseils qui m'ont été prodigués. Un grand merci à Martin Leclerc, Patrice Bélanger, Romain Siguier, Jonathan Auger, David Ek, Xavier Willem et Benoît Marleau pour leur aide durant les phases expérimentales et de programmation du projet. Je remercie également tous les étudiants qui m'ont apporté de l'aide durant les essais.

Je souhaite particulièrement remercier Matériaux King et Compagnie et MITACS Accélération pour leur soutien financier, matériel et technique prodigués durant ce projet.

Un merci spécial à mes voisins de bureau Christopher El Khoury, Aude Rosini, Joffrey Lemery et à tous les étudiants en Génie Civil pour tous les bons moments partagés ensemble.

Je remercie toute ma famille, notamment mes parents, mes grandes sœurs et mon petit frère pour leurs encouragements et leur soutien indéfectible durant ces années d'étude à plus de 5 000 km de distance.

Je souhaite enfin remercier ma compagne Véronique Gosselin, ma colocataire Lucie Chiappelli et de manière plus large tous les amis avec qui j'ai passé de merveilleux moments depuis mon arrivée à Montréal.

DÉDICACES

À la mémoire de Quentin Vidal

RÉSUMÉ

Au cours des dernières décennies, d'importantes avancées technologiques dans le domaine du béton ont permis la mise au point de Bétons Fibrés à Ultra-hautes Performances (BFUP). Depuis les années 1980, l'amélioration des connaissances au sujet de ce matériau et la multiplication des projets de construction et de réhabilitation en faisant usage ont amorcé une démocratisation de son utilisation. Cependant, la création d'un BFUP s'avère encore être un processus long et coûteux. De plus, l'impact des températures de production et de cure différentes de celles considérées en laboratoire est encore méconnu sur les propriétés de ce matériau. Or, ces connaissances sont cruciales pour son utilisation plus étendue dans l'industrie de la construction.

Ce projet de recherche a deux objectifs. Le premier vise à développer un outil numérique d'optimisation granulaire pour formuler des BFUP en facilitant et en accélérant les campagnes expérimentales nécessaires à leur formulation. Cette partie du projet s'appuie sur les modèles d'optimisation granulaire disponibles dans la littérature. Elle a nécessité le développement d'un outil par programmation informatique et a fait l'objet d'une campagne expérimentale de validation incluant des essais de maniabilité et de résistance à la compression sur des BFUP optimisés numériquement.

Le second objectif de ce projet de recherche vise à étendre les connaissances disponibles à propos de l'influence des températures de production et de cure observables en contexte industriel, sur les propriétés obtenues à l'état frais et à l'état durci pour un BFUP. Pour ce faire, un BFUP a été caractérisé pour des températures de production variant entre 10°C à 30°C et pour des températures de cure variant entre 10°C à 35°C. Des essais de maniabilité, de calorimétrie, de résistance à la compression sur des spécimens cylindriques de 75 et 100 mm de diamètre ainsi que de résistance à la flexion sur des prismes de 50 x 150 x 400 mm ont été réalisés.

Au cours de la première phase du projet, le Modèle d'Empilement Compressible (de Larrard, 2000) et le modèle d'Andreasen et Andersen modifié (Funk & Dinger, 1994), couplés à une inclusion des fibres selon le modèle de Ferrara, Park et Shah (2008), ont été programmés dans un outil numérique et validés en reproduisant des travaux externes. Cet outil a permis l'optimisation numériquement d'un BFUP en fonction des caractéristiques des composantes de base. Ce BFUP présente un comportement autoplaçant à l'état frais et des résistances à la compression à 28 jours

avoisinant 120 MPa. Ces résultats démontrent la performance de l'outil développé et sa capacité à accélérer le développement de BFUP au moyen de simulations numériques.

La deuxième phase du projet a permis de déterminer que l'augmentation de la température de cure d'un BFUP s'accompagne d'une accélération de la phase d'induction et d'une augmentation des résistances à la compression et à la flexion. La température de production n'a pas d'impact significatif sur les propriétés à l'état durci, mis à part dans le cas d'une température de production basse. Dans ce cas particulier, le BFUP présente une meilleure maniabilité, mais présente un retard sur le développement des résistances à la compression et à la flexion. La réalisation de cette campagne d'essais offre donc aujourd'hui une meilleure compréhension de l'influence des conditions de chantier sur les propriétés des BFUP. Des mesures préventives peuvent donc être mises en place si les résultats attendus ne permettent pas d'atteindre les propriétés désirées.

ABSTRACT

Over the last decades, significant advances in concrete technology have resulted in the development of Ultra High Performances Fiber Reinforced Concretes (UHPFRC). Since 1980s, improvement in knowledge about this material and the increase of its use in construction and rehabilitation projects have begun to allow its democratization. However, developing a UHPFRC is still a long and costly process. In addition, the impact of mixing and curing temperatures different from those considered in laboratory on the properties of this material is still unknown. This knowledge is crucial for its wider use in the construction industry.

This research project has two objectives. The first objective is to develop a numerical tool of granular optimization, which allows to design UHPFRC mixes. This tool is based on packing models available in the literature. It proposes ideal UHPFRC formations based on the granular distribution and residual compacity of components and thus reduces the experimental campaigns required for their development. An experimental campaign including workability and compressive strength tests on numerically optimized UHPFRC was carried out to validate the tool.

The second objective of this research project is to extend the knowledge available on UHPFRC fresh and hardened properties for mixing and curing temperatures used in industrial context. To reach this objective, a UHPFRC has been extensively characterized for mixing temperatures ranging from 10°C to 30°C and curing temperatures ranging from 10°C to 35°C. Workability, calorimetry, compressive strength tests on cylindrical specimens 75 and 100 mm in diameter as well as flexural strength tests on 50 x 150 x 400 mm prisms were carried out.

During the first phase of the project, the Compressible Packing Model (de Larrard, 2000) and the modified Andreasen and Andersen model (Funk & Dinger, 1994), coupled with a fiber inclusion model (Ferrara et al., 2008), were programmed in a computer tool and validated by reproducing external works. This tool allowed the numerical optimization of a UHPFRC based on its components characteristics. This UHPFRC has self-compacting properties and 28 days compressive strengths close to 120 MPa. These results demonstrate the performance of the numerical tool developed and its ability to accelerate the development of UHPFRC using simulations.

The second phase of the project showed that an increase of the curing temperature of a UHPFRC is accompanied by an acceleration of the induction phase and an increase in compressive and

flexural strengths. The mixing temperature does not have a significant impact on the properties in the hardened state, except in the case of a low mixing temperature. In this case, the UHPFRC has a better workability, but shows a delay in its compressive and flexural strengths development. The results of this experimental campaign offer a better understanding of the influence of site conditions on the properties of UHPFRC. Preventive measures can therefore be used if the expected on-site properties do not make it possible to achieve the desired properties.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS III

DÉDICACES IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VII

TABLE DES MATIÈRES IX

LISTE DES TABLEAUX XIV

LISTE DES FIGURES XVII

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XXII

LISTE DES ANNEXES XXIII

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

1.1 Contexte général 1

1.2 Contexte de réalisation 2

1.3 Objectifs 3

1.4 Organisation du mémoire 3

CHAPITRE 2 REVUE DE LA DOCUMENTATION 5

2.1 Les BFUP 5

2.1.1 Composantes constituant un BFUP 5

2.1.2 Principes théoriques de formulation 12

2.1.3 Hydratation et microstructure 17

2.1.4 Propriétés mécaniques 18

2.1.5 Durabilité 19

2.1.6 Synthèse 22

2.2 Modèles de compacité des particules granulaires 22

2.2.1 Modèles discrets 23

2.2.2 Modèles continus 34

2.2.3 Modèles de modélisation d'éléments discrets 37

2.2.4 Modèles d'inclusion des fibres 41

2.2.5 Sélection des modèles pour le projet 45

2.3 Méthodes d'essais de compacité granulaire 46

2.3.1 Méthodes de mesure directes de la compacité 46

2.3.2 Méthodes de mesure indirectes de la compacité 50

2.3.3 Sélection des essais pour le projet 55

2.4 Effets de la température sur le BFUP 56

2.4.1 Effets de la température de production sur les propriétés du béton 56

2.4.2 Effets de la température de cure sur l'hydratation 57

2.4.3 Effets de la température de cure sur la microstructure du béton 60

2.4.4 Effets de la température de cure sur la résistance à la compression 64

2.4.5 Effets de la température de cure sur les résistances à la flexion et à la traction 68

2.4.6 Synthèse 71

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE 73

3.1 Composantes 73

3.2 Essais de compacité résiduelle pour les composantes du BFUP 75

3.2.1 Compacité résiduelle par voie sèche 75

3.2.2 Compacité résiduelle par voie humide 76

3.2.3 Détermination de la compacité résiduelle de la composante 77

3.3 Essais pour mesurer les propriétés aux états frais et durci du BFUP 79

3.3.1 Essai de calorimétrie 79

3.3.2 Essais de résistance à la compression 81

3.3.3 Essais de résistance à la flexion 82

3.4 Essai de mesure de l'orientation et de la densité des fibres 83

3.4.1 Préparation des spécimens 83

3.4.2 Outil de détection des fibres.....85

CHAPITRE 4 MÉTHODOLOGIE NUMÉRIQUE 86

4.1 Rappel des modèles d'optimisation granulaire sélectionnés.....86

4.2 Choix du langage de programmation 86

4.3 Programme développé.....87

4.3.1 Algorigrammes et description des fonctions.....88

4.3.2 Modèle d'Empilement Compressible (CPM).....91

4.3.3 Modèle d'Andreasen et Andersen (A&A) modifié 96

4.4 Validation des modèles programmés 99

4.4.1 Validation du modèle CPM.....99

4.4.2 Validation du modèle d'A&A modifié.....100

4.5 Études paramétriques avec les modèles d'optimisation granulaire.....106

4.5.1 Compacités résiduelles des composantes 106

4.5.2 Effet de la distribution granulométrique des composantes sur les résultats du modèle CPM avec $\boldsymbol{\beta i}$ fixés 107

4.5.3 Effet de l'indice de serrage $\boldsymbol{K}$ sur les résultats du modèle CPM avec $\boldsymbol{\beta i}$ fixés 109

4.5.4 Effet de l'indice de serrage $\boldsymbol{K}$ sur les résultats du modèle CPM avec $\boldsymbol{\beta i}$ réelles....111

4.5.5 Effet des compacités résiduelles $\boldsymbol{\beta i}$ des composantes sur les résultats du modèle CPM 112

4.5.6 Effet de la distribution granulométrique des composantes sur les résultats du modèle d'A&A modifié avec $\boldsymbol{q}$ fixé 116

4.5.7 Effet du module de distribution $\boldsymbol{q}$ sur les résultats du modèle d'A&A modifié 117

4.5.8 Synthèse 119

4.6 Proposition pour l'intégration des fibres dans l'optimisation granulaire 120

4.6.1 Principes de modélisation.....120

4.6.2 Distributions granulométriques proposées 122

4.6.3 Optimisations numériques.....124

4.7 Détermination du rapport eau/ciment minimal 126

CHAPITRE 5 OPTIMISATION DE BÉTONS FIBRÉS À ULTRA-HAUTES PERFORMANCES 129

5.1 Données initiales servant à l'optimisation 129

5.2 Optimisation granulaire avec le modèle CPM 129

5.3 Optimisation granulaire avec le modèle d'A&A modifié 130

5.4 Formulations optimales 131

5.5 Propriétés à l'état frais.....132

5.6 Propriétés à l'état durci 133

5.7 Synthèse des résultats.....135

CHAPITRE 6 CARACTÉRISATION D'UN BÉTON FIBRÉ À ULTRA-HAUTES PERFORMANCES À DIFFÉRENTES TEMPÉRATURES DE PRODUCTION ET DE CURE... 137

6.1 BFUP sélectionné.....137

6.2 Programme expérimental 137

6.2.1 Conditions d'essais.....138

6.2.2 Méthode de production.....139

6.2.3 Méthode de cure 139

6.3 Propriétés à l'état frais.....142

6.3.1 Propriétés des bétons à l'état frais 142

6.3.2 Hydratation et exothermie en cours de prise 143

6.3.3 Synthèse des résultats sur les propriétés à l'état frais 148

6.4 Propriétés à l'état durci 148

6.4.1 Résistance à la compression 150

6.4.2 Module d'élasticité et coefficient de Poisson 163

6.4.3 Résistance à la flexion 165

6.4.4 Synthèse des résultats sur les propriétés à l'état durci 176

6.5 Perspectives 178

CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS 179

7.1 Rappel des objectifs 179

7.2 Conclusion du projet de recherche 179

7.3 Recommandations 182

7.4 Poursuite de la recherche 183

BIBLIOGRAPHIE 185

ANNEXES 199

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Indicateurs de durabilité pour les bétons considérés à l'état non fissuré (Charron & Desmettre, 2013) 20

Tableau 2.2: Ouverture de fissure maximale et coefficient de perméabilité à l'eau à différents niveaux de contrainte dans l'armature de tirants, (Charron & Desmettre, 2013) adapté de (Desmettre, 2011) 21

Tableau 2.3: Valeurs de K pour différents procédés de remplissage 34

Tableau 2.4: Exemples de BUHP et de BFUP développés avec le modèle CPM 34

Tableau 2.5: Exemples de BUHP et de BFUP développés avec le modèle d'A&A modifié 36

Tableau 3.1: Détermination du diamètre équivalent 74

Tableau 3.2: Détail des essais réalisés 79

Tableau 4.1: Exemple de données d'entrée de propriétés des composantes (extrait programme OOC) 89

Tableau 4.2: Pourcentages à combiner pour 4 composantes (extrait du programme) 93

Tableau 4.3: Exemple de fonctionnement de « Composition » avec « Changement de base » (extrait du programme) 93

Tableau 4.4: Exemple de tableau des coefficients aij (extrait du programme) 95

Tableau 4.5: Exemple de tableau des coefficients bji (extrait du programme) 95

Tableau 4.6: Compacités des mélanges C8C05 100

Tableau 4.7: Comparaison des mélanges obtenus selon le modèle d'A&A modifié 101

Tableau 4.8: Comparaison des mélanges obtenus avec filler calcaire selon le modèle d'A&A modifié 102

Tableau 4.9: Comparaison des mélanges obtenus avec poudre de quartz selon le modèle d'A&A modifié 102

Tableau 4.10: Comparaison des mélanges obtenus selon le modèle d'A&A modifié 104

Tableau 4.11: Récapitulatif des compacités résiduelles βi déterminées 106

Tableau 4.12: Formulation optimale proposée par le modèle CPM, avec $K = 10\ 000$ et $\beta i = 0.6$ 107

Tableau 4.13: Impact de K sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM à βi fixées 109

Tableau 4.14: Compacités résiduelles βi réelles.....111

Tableau 4.15: Impact de K sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM à βi réelles 111

Tableau 4.16: Impact de βi égales pour toutes les composantes sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM.....113

Tableau 4.17: Impact de variations isolées de βi sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM.....114

Tableau 4.18: Formulation optimale proposée par le modèle d'A&A modifié avec $q = 0.23$...116

Tableau 4.19: Impact du module de distribution q sur les formulations optimales proposées par le modèle d'A&A modifié 118

Tableau 4.20: Dimensions des grains équivalents 123

Tableau 4.21: Compositions optimales calculées selon le modèle CPM.....124

Tableau 4.22: Compositions optimales calculées selon le modèle d'A&A modifié.....125

Tableau 5.1: Mélange granulaire de référence et optimisé par le modèle CPM 130

Tableau 5.2: Mélange granulaire de référence et optimisé par le modèle d'A&A modifié 130

Tableau 5.3: Formulations des BFUP étudiés.....131

Tableau 5.4: Maniabilité des BFUP étudiés.....132

Tableau 5.5: Résistances en compression des BFUP étudiés.....133

Tableau 5.6: Mélanges granulaires de référence et proposé par les deux modèles.....135

Tableau 5.7: Récapitulatif des avantages et inconvénients des deux modèles utilisés 136

Tableau 6.1: Conditions de températures de production et de cure sélectionnées.....139

Tableau 6.2: Compositions utilisées pour atteindre les différentes températures de production.139

Tableau 6.3: Organisation des productions de BFUP 140

Tableau 6.4: Propriétés à l'état frais des BFUP étudiés 142

Tableau 6.5: Autres paramètres.....143

Tableau 6.6: Résistances en compression des cylindres de 75 mm de diamètre comparativement à la résistance en compression pour la condition P22C23 à 28 jours 150

Tableau 6.7: Résistances en compression des cylindres de 100 mm de diamètre comparativement à la résistance en compression pour la condition P22C23 à 28 jours 151

Tableau 6.8: Résistances en compression des spécimens comparativement à la résistance en compression pour la vitesse de chargement des cylindres à 0.25 MPa/s à 28 jours 162

Tableau 6.9: Modules d'élasticité et coefficients de Poisson à 28 jours.....164

Tableau 6.10: Modules de rupture moyens et énergies de rupture en flexion 165

Tableau 6.11: Résultats des analyses d'orientation des fibres 168

Tableau 6.12: Coefficients de pondération appliqués aux courbes de flexion moyennes.....169

Tableau A.1: Protocole expérimental de malaxage et de mesure de masse d'un échantillon d'une composante pour la détermination de la compacité résiduelle par voie sèche.....201

Tableau B.1: Protocole expérimental de malaxage et de mesure de masse d'une composante pour la détermination de la compacité résiduelle par voie humide 203

Tableau D.1: Calcul de la compacité des échantillons de sable.....209

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1: Évolution de la maniabilité de BUHP réalisés avec différents superplastifiants (Hirschi & Wombacher, 2008) 10

Figure 2.2: Évolution de la résistance en compression de BUHP réalisés avec différents superplastifiants (Hirschi & Wombacher, 2008) 11

Figure 2.3: Patron de fissuration en fonction des fibres utilisées (Charron & Desmettre, 2013) .. 12

Figure 2.4: Densité relative d'un mélange granulaire de BPR vs rapport E/L (Richard & Cheyrezy, 1995) 14

Figure 2.5: Gel de C-S-H et cristaux de portlandite observés au microscope (Prati & Gandolfi, 2015) 15

Figure 2.6: Comportement en traction de différents bétons (Charron & Desmettre, 2013) 16

Figure 2.7: Développement de contacts entre particules solides par hydratation du ciment (Ye, 2003) 17

Figure 2.8: Mélanges binaires sans interactions (de Larrard, 2000) 25

Figure 2.9: Représentation de l'effet de calage pour un mélange binaire (Kwan et al., 2013) 28

Figure 2.10: Variation de K en fonction de $\emptyset$ (de Larrard, 2000) 33

Figure 2.11: Mélange d'objets en 2D et mesure de la compacité en fonction de la hauteur ou de la largeur dans le récipient (Jia & Williams, 2001) 38

Figure 2.12: Exemple d'objets complexes en forme de vaches compactés (Byholm et al., 2009) 39

Figure 2.13: Processus de compaction d'un mélange Gaussien de sphères de diamètres variant de 5 mm à 15 mm de diamètre (Jia et al., 2012) 39

Figure 2.14: Dispositif de compaction de fines 47

Figure 2.15: Montage de l'essai de compacité des fractions granulaires à la table à secousses (Lédée et al., 2004) 49

Figure 2.16: Pâte de ciment durant l'essai de demande en eau (de Larrard, 2000) 50

Figure 2.17: Montage de l'essai à la sonde de Vicat (ASTM C187-16, 2016) 53

Figure 2.18: Influence de la température de cure sur la vitesse de pulsation ultrasonique (Kazemi-Kamyab et al., 2010) 59

Figure 2.19: Micrographies d'une pâte de ciment CEM I 42.5R mûrie à différentes températures (Elkhadiri et al., 2009) 61

Figure 2.20: Effet de la température de cure durant les 28 premiers jours sur la résistance en compression (Klieger, 1958) 65

Figure 2.21: Résistances en flexion pour des BFUP avec différents types de granulats (Yang et al., 2009) 69

Figure 2.22: Zoom x300 sur la surface de fibres métalliques arrachées du béton pour différentes concentrations en fumée de silice (Chan & Chu, 2004) 70

Figure 2.23: Essai d'arrachement sur une fibre et dimensions du spécimen de test (Banthia, 1990) 71

Figure 3.1: Courbes granulométriques des composantes utilisées 74

Figure 3.2: Modèle de Ben-Aïm pour calculer la compacité moyenne dans un volume soumis à un effet de paroi (extrait de de Larrard (2000)) 78

Figure 3.3: Essai de calorimétrie 81

Figure 3.4: Montage d'essai de compression 82

Figure 3.5: Montage d'essai de flexion 83

Figure 3.6: Exemples de sections d'analyse prélevées sur un prisme de flexion 84

Figure 4.1: Algorigramme de l'ensemble du programme 88

Figure 4.2: Algorigramme du modèle CPM programmé 92

Figure 4.3: Algorigramme du modèle d'A&A modifié programmé 97

Figure 4.4: Principe de calcul des aires pour la programmation du modèle d'A&A modifié (courbe granulométrique d'un ciment, extraite de de Larrard (2000)) 98

Figure 4.5: Représentation de la différence d'aire entre la courbe de Fuller et la courbe granulométrique volumique d'un mélange 99

Figure 4.6: Granulométries des matériaux utilisés (Yu et al., 2014) 101

Figure 4.7: Granulométries des matériaux utilisés avec mise en évidence de la fumée de silice négligée par le choix du Dmin de la courbe idéalisée de Fuller (adapté de Yu et al. (2014)) 103

Figure 4.8: Granulométries des matériaux utilisés (Wang et al., 2017).....104

Figure 4.9: Effets des granulométries des composantes utilisées sur l'optimum proposé par le modèle CPM.....108

Figure 4.10: Impact de K sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle CPM à βi fixées 110

Figure 4.11: Impact de K sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle CPM à βi réelles 112

Figure 4.12: Impact de βi égales pour toutes les composantes sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle CPM 113

Figure 4.13: Impact de variations isolées de βi sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM.....115

Figure 4.14: Effets des distributions granulométriques des composantes utilisées sur les mélanges optimums proposés par le modèle d'A&A modifié 116

Figure 4.15: Impact du module de distribution q sur les courbes de Fuller.....117

Figure 4.16: Impact du module de distribution q sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle d'A&A modifié 118

Figure 4.17: Représentation de l'ellipse formé par une fibre sur le plan de coupe.....121

Figure 4.18: Distributions angulaires extraites de Delsol (2012).....122

Figure 4.19: Distributions granulométriques équivalentes des fibres proposées pour différentes orientations des fibres dans le BFUP 124

Figure 5.1: Résistances en compression des BFUP étudiés.....134

Figure 6.1: Boitier isolé relié au système de contrôle de la température 140

Figure 6.2: Essai de calorimétrie pour une production à 9°C 144

Figure 6.3: Essai de calorimétrie pour une production à 22°C 145

Figure 6.4: Essai de calorimétrie pour une production à 30°C 146

Figure 6.5: Courbes adiabatiques obtenues pour toutes les températures de production.....147

Figure 6.6: Comparaison entre valeurs extrêmes et écarts types pour une cure à 10°C 149

Figure 6.7: Évolution des résistances en compression pour une production à 10°C 152

Figure 6.8: Évolution des résistances en compression pour une production à 22°C et une cure à 23°C (conditions 4a et 4b).....153

Figure 6.9: Évolution des résistances en compression pour une production à 22°C 153

Figure 6.10: Évolution des résistances en compression pour une production à 30°C 154

Figure 6.11: Évolution des résistances en compression pour une cure à 10°C.....156

Figure 6.12: Évolution des résistances en compression pour une cure à 23°C.....157

Figure 6.13: Évolution des résistances en compression pour une cure à 35°C.....158

Figure 6.14: Impact de la dimension des cylindres sur les résistances en compression à 28 jours 160

Figure 6.15: Impact de la dimension des cylindres sur la résistance en compression à 56 jours.160

Figure 6.16: Évolution des résistances en compression en fonction de différentes vitesses de chargement à 28 jours 162

Figure 6.17: Évolution des résistances en compression en fonction de différentes vitesses de chargement à 120 jours 163

Figure 6.18: Courbes typiques contrainte vs flèche moyenne des prismes en flexion.....166

Figure 6.19: Résistance moyenne en flexion, conditions 4a et 4b 167

Figure 6.20: Résistance moyenne en flexion pour une cure à 10°C 170

Figure 6.21: Résistance moyenne en flexion pour une cure à 23°C 171

Figure 6.22: Résistance moyenne en flexion pour une cure à 35°C 172

Figure 6.23: Résistances moyennes en flexion pour une production à 9°C 173

Figure 6.24: Résistance moyenne en flexion pour une production à 22°C 174

Figure 6.25: Résistance moyenne en flexion pour une production à 30°C 175

Figure A.1: Moule, table d'étalement et système complet pour la méthode par voie sèche.....200

Figure D.1: Compacité du ciment avec superplastifiant à saturation.....210

Figure D.2: Photos de deux pâtes de ciment 211

Figure D.3: Compacité du ciment avec superplastifiant à saturation, mélanges complémentaires 212

Figure D.4: Compacité de la fumée de silice avec superplastifiant à saturation.....213

Figure D.5: Compacité de la fumée de silice sans superplastifiant 213

Figure D.6: Mélanges de fumée de silice et d'eau avec un rapport E/FS=1.0 pour différents dosages en superplastifiant 214

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

A&A	Andreasen et Andersen
APEG-PCE	Polycarboxylates à base d'allyl-éthers
BFHP	Béton Fibré à Hautes Performances
BFUP	Béton Fibré à Ultra-hautes Performances
BHP	Béton à Hautes Performances
BO	Béton Ordinaire
BUHP	Béton à Ultra-Hautes Performances
C_2S	Silicate bicalcique (belite)
C_3A	Aluminate tricalcique (aluminate)
C_3S	Silicate tricalcique (alite)
C_4AF	Aluminoferrite tetracalcique (ferrite)
CH	Portlandite
CPM	Modèle d'Empilement Compressible (Compressive Packing Model)
C-S-H	Silicate de calcium hydraté
GRS	Groupe de Recherche en génie des Structures
IFSTTAR	Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux
LCPC	Laboratoire Central des Ponts et Chaussées
LPDM	Modèle Linéaire de Compacité des Mélanges granulaires (Linear Packing Density Model)
MKC	Matériaux King et Compagnie
MPEG-PCE	Polycarboxylates à base d'éthers méthacryliques
OOC	Outil d'Optimisation Combiné
SSM	Modèle de Suspensions Solides (Solid Suspension Model)

LISTE DES ANNEXES

Annexe A - Mesure de la compacité par voie sèche 199

Annexe B - Mesure de la compacité par voie humide 203

Annexe C - Méthode d'analyse des résultats de l'essai de calorimétrie 206

Annexe D – Détermination de la compacité résiduelle des composantes de BFUP 209

Annexe E – Détermination des coefficients de pondération 216

Annexe F – Fiche technique du BFUP UP-F3 Poly© 218

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte général

La communauté des chercheurs et des industriels en génie civil travaille depuis des décennies au développement de matériaux cimentaires à hautes performances (Richard & Cheyrezy, 1995). De nombreuses années d'essais, de programmes expérimentaux et de nombreuses formulations ont permis la mise au point de Bétons à Ultra-Hautes Performances (BUHP) et de Bétons Fibrés à Ultra-hautes Performances (BFUP). Les BFUP sont ainsi de plus en plus présents et utilisés de façon industrielle, notamment en raison des propriétés mécaniques et rhéologiques exceptionnelles dont ils font preuve (Shi, Wu, et al., 2015; Wang et al., 2015). Depuis plusieurs années, l'équipe du Groupe de Recherche en génie des Structures de l'École Polytechnique de Montréal (GRS) développe tout un éventail de BFUP ayant différentes performances mécaniques, rhéologiques, déformationnelles et à empreintes environnementales réduites. Une de ces gammes de BFUP est commercialisée depuis 2015 par l'entreprise Matériaux King et Compagnie (MKC). Pour maintenir ces produits à la fine pointe de la technologie, les matériaux développés sont continuellement améliorés.

Le développement de nouveaux bétons est un processus très exigeant en termes de temps investi. Développer un BFUP est à la fois coûteux en ressources humaines, en temps de mise au point en laboratoire et en utilisation de composantes. L'utilisation d'outils numériques permettant d'identifier des formulations se rapprochant de formulations optimales mises au point en laboratoire devient alors très intéressante. Cet avis est depuis longtemps partagé par l'ensemble de la communauté de chercheurs dans le domaine du béton avec la multiplication des modèles d'optimisation granulaire (Mangulkar & Jamkar, 2013) et des modèles de prédiction des propriétés rhéologiques (Ghafari, Costa, & Júlio, 2014) et mécaniques (Wuest & Brühwiler, 2008). Le développement des BFUP et l'amélioration de leurs propriétés mécaniques s'appuient en grande partie sur une structure granulaire d'une compacité optimale (de Larrard & Sedran, 1994; Richard & Cheyrezy, 1995). Cependant, bien que le nombre de modèles d'optimisation de compacité granulaire soit non négligeable et que leur utilisation soit répandue, les modèles proposant d'intégrer les fibres au sein d'un mélange granulaire et d'en optimiser la compacité sont en nombre très restreint (de Larrard, 2000; Ferrara et al., 2008; Martinie, 2010; Yu, Spiesz, & Brouwers, 2012; Yu, Zou, & Standish, 1992). C'est dans ce contexte

que s'inscrit une partie de ce projet concernant le développement d'un outil cherchant à optimiser le squelette granulaire d'un BFUP.

Le développement d'un BFUP s'accompagne d'un besoin de caractériser ses propriétés rhéologiques et mécaniques pour définir la carte d'identité du produit et améliorer sa compétitivité dans un monde industriel en constante évolution. Ainsi, dans le cadre d'une production et d'une cure contrôlée en laboratoire, les propriétés aux états frais et durci des BFUP développés sont parfaitement connues et prévisibles. La réalité de l'industrie impose cependant parfois de devoir produire ces bétons dans des conditions climatiques sortant de ce cadre, en particulier au Québec où la plage de températures est très variée en fonction des saisons. Un nombre important d'études sur les effets de températures de cure élevées (supérieures à 60°C) telles que des cures à la vapeur ou sous autoclave utilisées en préfabrication sont disponibles (Ahlborn, Misson, Peuse, & Gilbertson, 2008; Yang, Millard, Soutsos, Barnett, & Le, 2009; Yazıcı, Yardımcı, Aydın, & Karabulut, 2009; Yazıcı, Yiğiter, Karabulut, & Baradan, 2008). Cependant, l'influence des températures de production ou des températures de cure habituellement rencontrées en conditions de chantier (entre 10 et 40 °C) ont jusqu'à présent été peu étudiées pour des BFUP. Les seules études recensées concernent principalement des bétons ordinaires (Gallucci, Zhang, & Scrivener, 2006; Neville, 2000) ou des bétons ayant subi des cures sortant des plages de températures autorisées en chantier (Tableau 14 de la norme CSA A23.1), telles que des cures à la vapeur ou sous autoclave mentionnées précédemment. Une meilleure connaissance des propriétés d'un BFUP pour des températures de production et de cure autorisées en chantier par les normes en vigueur permettrait de mieux contrôler l'utilisation dudit BFUP en conditions industrielles et le rendre plus compétitif, notamment aux yeux du monde industriel au Québec. C'est dans cette optique de développement et de caractérisation que s'inscrit l'étude de la variation des températures de production et de cure sur les propriétés d'un BFUP.

1.2 Contexte de réalisation

Cette maîtrise recherche a été effectuée dans le cadre d'une subvention MITACS Accélération en partenariat avec l'entreprise Matériaux King et Compagnie (MKC). MITACS est un organisme à but non lucratif promouvant les liens entre les universités et le monde industriel en permettant des collaborations à travers des projets de recherche. Ces projets ont pour but d'appuyer l'innovation et l'insertion des étudiants dans le monde de l'entreprise en concentrant la recherche sur les besoins concrets du monde industriel.

1.3 Objectifs

Le projet de recherche a consisté à développer un outil numérique d'optimisation de BFUP et à déterminer les propriétés d'un BFUP produit et mûri à différentes températures se rapprochant des réalités industrielles.

Les objectifs spécifiques du projet suivent ainsi deux axes principaux résumés ci-dessous.

1) Optimisation de Bétons Fibrés à Ultra-hautes Performances ;
    a. Développer un outil numérique d'optimisation de formulation de bétons ;
    b. Calibrer les paramètres pour que l'outil de formulation soit adapté au BFUP ;
    c. Valider l'outil au moyen d'un programme d'essais ;
2) Caractériser les propriétés d'un BFUP en contexte industriel ;
    a. Modifier la composition d'un BFUP pour que ses propriétés à l'état frais soient adéquates à différentes températures de production ;
    b. Caractériser les propriétés aux états frais et durci d'un BFUP soumis à différentes températures de production et à différentes températures de cure ;
    c. Formuler des recommandations quant à la production de BFUP dans un contexte industriel.

1.4 Organisation du mémoire

Ce mémoire est composé de 7 chapitres. Le Chapitre 1 introduit le contexte et les objectifs du projet de recherche. Le Chapitre 2 présente une revue de la documentation concernant les BFUP, les modèles de compacité et les effets de la température sur le BFUP. Le Chapitre 3 détaille les protocoles utilisés pour la caractérisation des matières premières et des BFUP, ainsi que la méthodologie de la recherche réalisée. Le Chapitre 4 décrit la méthodologie de programmation utilisée pour le développement de l'outil numérique d'optimisation de formulations de bétons, sa validation, ainsi que certaines études paramétriques. Le Chapitre 5 présente les résultats obtenus au terme du programme d'essais en laboratoire destiné à valider l'outil numérique développé. Le Chapitre 6 présente et analyse les résultats obtenus aux états frais et durci en fonction des différentes conditions de températures considérées. Le Chapitre 7 résume les conclusions du projet de recherche et émet quelques recommandations.

Il est à noter qu'en raison de la subvention accordée par MITACS, deux rapports d'avancement ont été précédemment produits (Deaux, Androuët, & Charron, 2017; Deaux, Androuët, & Charron, 2018). Le présent mémoire s'inspire en grande partie de ces rapports.

CHAPITRE 2 REVUE DE LA DOCUMENTATION

Cette revue de la documentation couvre l'ensemble des sujets qui vont être discutés au sein de ce mémoire pour permettre une bonne compréhension des travaux réalisés dans ce projet de recherche. Le premier sujet porte sur les BFUP de manière générale et notamment leurs formulations et leurs propriétés. Le second sujet concerne les modèles de compacité granulaires, les modèles d'inclusion des fibres et les essais de mesure de compacité. Enfin, les effets de la température de production et de cure sur le BFUP seront abordés au sein de la dernière partie de la revue.

Pour l'ensemble de la revue de documentation, et pour la suite du rapport également, le terme « ciment » sera toujours employé pour désigner un ciment Portland (sauf précisions contraires), et ce à des fins d'allègement du texte.

2.1 Les BFUP

2.1.1 Composantes constituant un BFUP

Les composantes utilisées dans la formulation d'un BFUP incluent de manière générale un ou plusieurs ciments, un ou plusieurs sables fins, un ou plusieurs ajouts cimentaires fins servant de filler et/ou de réactif pouzzolanique, un ou plusieurs adjuvants tels que des superplastifiants, des fibres et de l'eau. Les sables sont généralement composés de grains dont la dimension varie de 150 à 1000 µm, ce qui constitue les plus gros grains au sein du mélange. Au sein de BFUP utilisés d'un point de vue structural, les fibres sont généralement des fibres métalliques droites de 13 mm de longueur pour un diamètre de 0.2 mm (Shi, Wu, et al., 2015). Des fibres de différentes dimensions et de différentes natures peuvent néanmoins être utilisées pour des applications spécifiques (Ahmad, Foret, & Le Roy, 2011). Par exemple, des fibres synthétiques de taille similaire à celle mentionnée pour les fibres métalliques sont utilisées dans les parements architecturaux. Les ciments et ajouts cimentaires sont des composantes critiques des BFUP, car ils représentent plus de la moitié de sa masse totale. De plus, ils ont un impact important sur le prix d'un BFUP, sur sa température d'hydratation et sur ses propriétés aux états frais et durci. Les composantes communément utilisées dans la composition de BFUP sont présentées ci-après.

2.1.1.1 Ciment

Le ciment se compose principalement de quatre phases minéralogiques, que sont l'alite ou silicate tricalcique (formulé $3CaO.SiO_2$ ou C_3S), la belite ou silicate bicalcique (formulé $2CaO.SiO_2$ ou C_2S), l'aluminate tricalcique (formulé $(CaO)_3(Al_2O_3)$ ou C_3A) et la ferrite ou aluminoferrite tetracalcique (formulé $(CaO)_4(Al_2O_3)(Fe_2O_3)$ ou C_4AF).

Le C_3S et le C_2S représentent environ 73 à 80 % du ciment, tandis que le C_3A et le C_4AF correspondent à 13 à 19 % du ciment, le reste étant composé d'éléments en faibles quantités (calcaire, chaux libre, périclase, etc.). Chacune de ces phases minéralogiques principales a des impacts bien spécifiques sur la phase d'hydratation du ciment et sur son comportement à long terme.

Le C_3S et le C_2S en présence d'eau produisent des silicates de calcium hydratés (C-S-H) et de la portlandite (CH) tel que décrits dans les équations d'hydratation 2.1 et 2.2 (Bentz, 1997).

$$C_3S + 4.3H \rightarrow \cdots \rightarrow \cdots \rightarrow C_{1.7}SH_3 + 1.3CH \tag{2.1}$$

$$C_2S + 3.3H \rightarrow \cdots \rightarrow \cdots \rightarrow C_{1.7}SH_3 + 0.3CH \tag{2.2}$$

Le C_3S augmente les résistances au jeune âge et à long terme du béton, alors que le C_2S augmente la résistance à long terme uniquement. Le C_3A augmente la résistance au jeune âge du béton mais diminue celle à long terme, il retarde le temps de prise et augmente la demande en eau. Lors de l'hydratation, le C_3A réagit pour se transformer en ettringite primaire qui se transforme par la suite en monosulfoaluminates avec le C_3A restant tel que décrits dans les équations 2.3 et 2.4 (Bentz, 1997).

$$C_3A + 3C\check{S}H_2 + 26H \rightarrow \cdots \rightarrow \cdots \rightarrow C_3A(C\check{S})_3H_{32} \tag{2.3}$$

$$C_3A(C\check{S})_3H_{32} + 2C_3A + 4H \rightarrow \cdots \rightarrow \cdots \rightarrow 3C_3AC\check{S}H_{12} \tag{2.4}$$

Les réactions d'hydratation du C_4AF sont similaires à celles du C_3A, mais sa cinétique de réaction et son exothermie sont nettement plus faibles. De plus, l'ettringite primaire et les monosulfoaluminates qui découlent de l'hydratation du C_4AF par les réactions décrites aux équations 2.5 et 2.6 (Bentz, 1997) contiennent du fer à la place de certains ions aluminium.

$$C_4AF + 3C\check{S}H_2 + 30H \rightarrow \cdots \rightarrow \cdots \rightarrow C_3A\left(C\check{S}\right)_3H_{32} + CH + FH_3 \quad (2.5)$$

$$C_3A(C\check{S})_3H_{32} + 2C_4AF + 12H \rightarrow \cdots \rightarrow \cdots \rightarrow 3C_3AC\check{S}H_{12} + 2CH + 2FH_3 \quad (2.6)$$

Le dosage en eau d'un BFUP est très faible (section 2.1.2). Afin de garantir une maniabilité adéquate au mélange, il faut éviter une surconsommation en eau par certaines des phases minéralogiques en début d'hydratation. Les réactions d'hydratation des C_3A et C_4AF étant grandes consommatrices d'eau par la formation d'ettringite, il est préférable que le ciment considéré pour le développement d'un BFUP contienne peu de C_3A et de C_4AF et de grandes quantités de C_3S et C_2S.

En ce sens, des ciments de type HS, et dans une moindre mesure de type MS, sont les plus recommandés pour la formulation de BFUP.

Étant donné le très faible dosage en eau d'un BFUP, tous les grains de ciment ne peuvent pas être hydratés, une bonne partie ne servant que de filler. Il peut alors être intéressant de choisir un ciment en fonction de sa granulométrie comme l'ont suggéré Strunge et Deuse (2008) de manière à optimiser la granulométrie du mélange de composantes considérées.

2.1.1.2 Fumée de silice

La fumée de silice est un des ajouts cimentaires les plus populaires au sein des BFUP. C'est un résidu de l'industrie du silicium.

La fumée de silice est constituée de particules de forme sphérique, dont le diamètre moyen se situe aux alentours de 0.2 µm (Shi, Wu, et al., 2015). Cela en fait un filler parfait pour remplir les vides compris entre les grains de ciment. De plus, sa petite taille et sa forme sphérique en font un site de nucléation des C-S-H idéal, accélérant le processus d'hydratation du BFUP et la précipitation des C-S-H.

Par ailleurs, la fumée de silice est un ajout cimentaire pouzzolanique qui réagit avec la portlandite (C-H) pour la transformer en C-S-H. Cette réaction permet donc de maximiser la création de C-S-H liant les différentes phases du béton tout en limitant la présence de portlandite.

Richard et Cheyrezy (1995) recommandent une composition comprenant un dosage massique en fumée de silice égal à 25 % de la masse de ciment. Chan et Chu (2004) indiquent qu'une quantité

optimale de fumée de silice doit être comprise entre 20 et 30 % de la masse de ciment pour que l'ancrage des fibres soit optimal.

2.1.1.3 Autres ajouts cimentaires

Une revue de littérature de grande ampleur pourrait être réalisée relativement à l'utilisation de nombreux ajouts cimentaires, en supplément à la fumée de silice, dans des formulations de BFUP. La présente section ne constitue qu'un aperçu de l'éventail des possibilités.

Il est possible d'utiliser dans les BFUP un grand nombre d'ajouts cimentaires différents tels que des laitiers de hauts fourneaux, des cendres volantes, du quartz broyé, des métakaolins, des fillers calcaires, des cendres de cosses de riz, des nanoparticules, etc.

Le but de ces ajouts est de remplacer une partie du ciment et/ou de la fumée de silice à la fois pour valoriser les déchets d'autres industries, pour diminuer les coûts de production et pour améliorer les propriétés des BFUP aux états frais et durci.

Il est possible de mélanger dans un même BFUP plusieurs ajouts cimentaires et de les combiner pour trouver une formulation répondant aux besoins des chercheurs et des industriels. Des remplacements de ciment par des laitiers de hauts fourneaux (de 10 à 40 %) et par un mélange de laitiers de hauts fourneaux et de cendres volantes (respectivement des remplacements de 10 à 40 % et 10 à 30 %) ont été réalisés (Yazıcı et al., 2009; Yazıcı et al., 2008). Les résistances en compression obtenues ont toutes été supérieures à 200 MPa pour un béton mûri en chambre humide. Un maximum de 250 MPa a été obtenu pour la combinaison de laitiers de hauts fourneaux et de cendres volantes lorsque soumis à une cure sous autoclave.

Les fillers calcaires, en tant qu'ajout non pouzzolanique, améliorent la maniabilité (Shi, Matsui, & Feng, 2002), la microstructure des bétons (Nehdi, Mindess, & Aïtcin, 1996) et leur empreinte CO_2 (Habert, Denarié, Šajna, & Rossi, 2013). Ce type de fillers a été utilisé avec succès pour le développement de Bétons à Ultra Hautes Performances (BUHP) (Wang, Yang, Liu, Wan, & Pu, 2012) avec des dosages de l'ordre de 40 % en remplacement du ciment et pour un total de 70 % de remplacement du ciment en cumulant également les autres ajouts (fumée de silice et laitiers de hauts fourneaux). Un BFUP avec des dosages de l'ordre de 50 % en remplacement du ciment avec du filler calcaire seulement a également été produit (Habert et al., 2013).

Les cendres de cosses de riz font l'objet d'une forte recherche en Asie (Gill & Siddique, 2017; He, Li, & Du, 2017; Huang, Gao, Wang, & Ye, 2017; Kannan, 2018; Van, Rößler, Bui, & Ludwig, 2014; Van Tuan, Ye, van Breugel, Fraaij, & Bui, 2011). Lorsque couplées à d'autres ajouts cimentaires, elles permettent d'améliorer à la fois la maniabilité et la résistance en compression de BUHP (Le Thanh Ham & Ludwig, 2012). Van et Ludwig (2012) ont formulé un BUHP dont la résistance en compression a atteint 165 MPa en remplaçant totalement la fumée de silice par des cendres de cosses de riz et des laitiers de hauts fourneaux, pour un remplacement du ciment total pouvant atteindre 53 %.

2.1.1.4 Granulats

Les granulats grossiers (graviers) ou fins (sables) sont les constituants utilisés en plus grande quantité dans les bétons ordinaires, principalement en raison de leurs prix nettement inférieurs à ceux des ciments et ajouts cimentaires (Shi, Wu, et al., 2015). Cependant, les granulats utilisés dans la production de BFUP échappent à cette règle car ils sont utilisés pour leurs excellentes propriétés mécaniques (Shi, Wu, et al., 2015). Des sables de quartz sont généralement utilisés, même si d'autres types de granulats peuvent parfois se retrouver au sein de BFUP, tels que le verre recyclé (Soliman & Tagnit-Hamou, 2016), le basalte broyé (Collepardi, Coppola, Troli, & Collepardi, 1997) ou même les minerais de fer (Zhao, Fan, & Sun, 2014). Tout type de granulat peut être utilisé tant qu'il ne réagit pas au sein du béton de façon néfaste et ne diminue pas la résistance globale du béton.

2.1.1.5 Superplastifiants

Bien qu'une grande variété d'adjuvants peut être utilisé au sein d'un BFUP, la formulation, le développement et l'industrialisation de ce matériau n'est rendue possible que par l'utilisation et l'amélioration des superplastifiants. Ainsi seuls les superplastifiants seront présentés au sein de cette revue.

Les rapports Eau/Liant (E/L) des BFUP sont très faibles, variant généralement autour de 0.14 à 0.25. L'utilisation de superplastifiants est indispensable pour permettre la mise en place du mélange. Schröfl, Gruber et Plank (2012) ont montré que les superplastifiants à base de polycarboxylates sont les plus susceptibles de correspondre aux besoins des BFUP. Hirschi et Wombacher (2008) ont testé huit 8 superplastifiants à base de polycarboxylates. Ces

superplastifiants étaient composés respectivement de polymères à base d'acide méthacryliques, d'acides acryliques et d'acide méthacryliques avec amines modifiés, avec des différences dans les longueurs des chaines secondaires. Selon le type de superplastifiant utilisé, la maniabilité (Figure 2.1) et les résistances en compression au jeune âge (Figure 2.2) ont été très différentes. Ainsi les superplastifiants P1 et P3 sont composés de molécules de formes similaires (polymères à base d'acide poly-méthacrylique avec chaînes secondaires de tailles moyennes), mais présentent des maniabilités et des évolutions de la maniabilité dans le temps différentes (Figure 2.1). Les superplastifiants P11 et P5, bien que composés également de molécules de formes similaires (polymères à base d'acide poly-acrylique avec chaînes secondaires longues), présentent des différences dans le développement des résistances en compression mesurées à 1, 7 et 28 jours (Figure 2.2). Dans tous les cas, des essais en laboratoire sont nécessaires, en particulier afin d'identifier des éventuelles incompatibilités entre le ciment et le superplastifiant utilisés dans le BFUP.

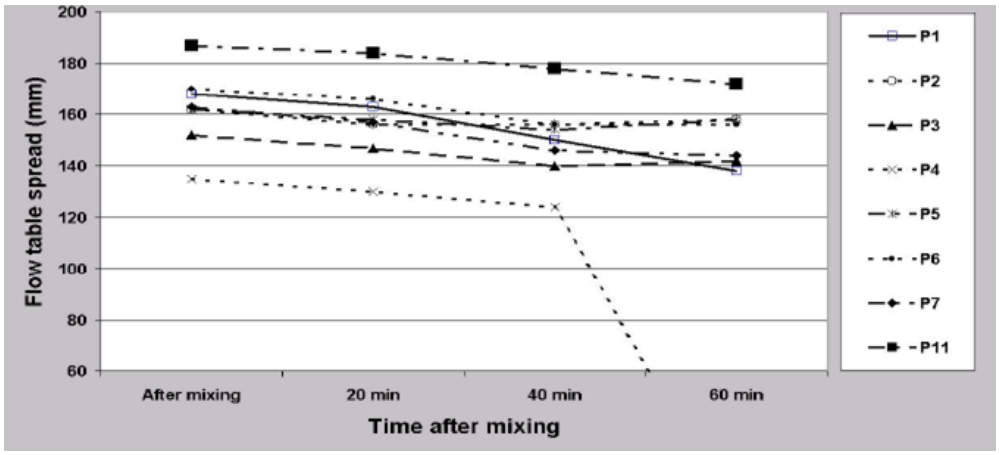


Figure 2.1: Évolution de la maniabilité de BUHP réalisés avec différents superplastifiants (Hirschi & Wombacher, 2008)

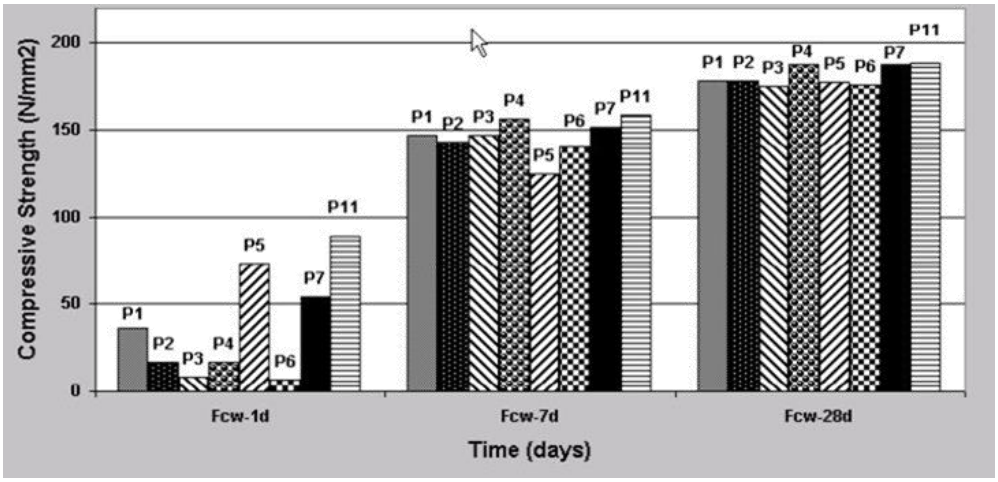
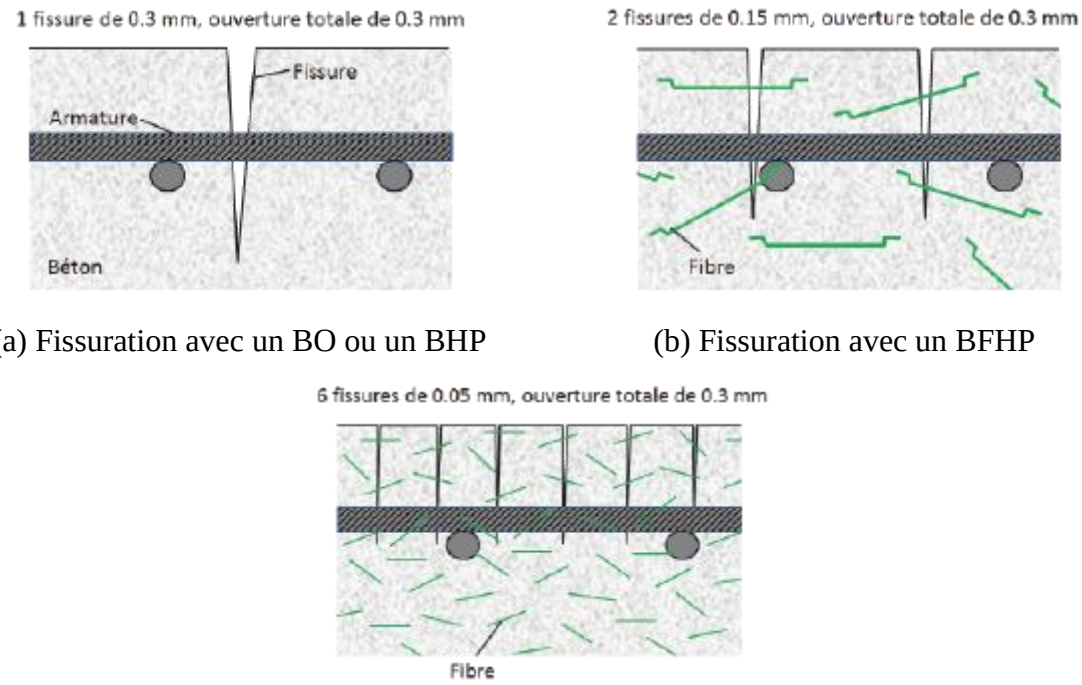


Figure 2.2: Évolution de la résistance en compression de BUHP réalisés avec différents superplastifiants (Hirschi & Wombacher, 2008)

Plank, Schroefl, Gruber, Lesti et Sieber (2009) et Schröfl et al. (2012) ont mentionné que les superplastifiants à base d'éthers méthacryliques (MPEG-PCE) seraient plus efficaces pour assurer la dispersion des grains de ciment que de fumée de silice, alors que les superplastifiants à base d'allyl-éthers (APEG-PCE) seraient plus efficaces pour assurer la dispersion des grains de fumée de silice que de ciment. Plank et al. (2009) et Schröfl et al. (2012) mentionnent également que la combinaison de ces deux types de superplastifiants est recommandée pour le développement de BFUP, ces derniers étant généralement composés en grande partie de ciment et de fumée de silice.

2.1.1.6 Fibres

Des fibres de différentes tailles, formes et compositions sont disponibles commercialement. Cependant, pour garantir une bonne ductilité et une énergie de rupture élevée, les fibres ne doivent pas se rompre en service. Différentes fibres peuvent être utilisées en fonction des besoins et des propriétés de la matrice cimentaire. De longues fibres utilisées en faible dosage ont tendance à coudre les macrofissures et à retarder la rupture de l'élément (Figure 2.3b) alors que des fibres plus courtes et en dosage plus élevé permettent de coudre les microfissures et de retarder l'apparition des macrofissures (Figure 2.3c). Il est à noter qu'en absence de fissures, les fibres ne sont d'aucune utilité au sein d'un béton.



(a) Fissuration avec un BO ou un BHP (b) Fissuration avec un BFHP

(c) Fissuration avec un BFUP

Figure 2.3: Patron de fissuration en fonction des fibres utilisées (Charron & Desmettre, 2013)

Un mélange optimum de différentes fibres peut également être utilisé (Park, Kim, Ryu, & Koh, 2012). Des formes de fibres autres que droites peuvent permettre d'obtenir des résistances en traction plus élevées. Cependant, ces formes peuvent nuire grandement à la maniabilité du mélange et créer des agglomérats de fibres mal réparties au sein de la matrice. Cela peut rendre la production de tels bétons plus difficile en contexte industriel et potentiellement réduire la qualité du BFUP.

2.1.2 Principes théoriques de formulation

Les chercheurs de Larrard et Sedran (1994) ainsi que Richard et Cheyrezy (1995) ont été parmi les premiers à travailler sur les BFUP. Ils ont énoncé certains principes régissant la formulation d'un BFUP. Ces principes consistent en la réduction de la taille des plus gros granulats, l'augmentation de la quantité de pâte liante, l'optimisation de la distribution granulométrique de l'ensemble des grains constitutifs du mélange, la réduction du rapport E/L et l'ajout de fibres.

L'ensemble de ces principes a pour effet de réduire la porosité du béton, d'améliorer sa microstructure et son homogénéité tout en apportant une certaine ductilité en traction au matériau.

Ces principes ont depuis été corroborés à de nombreuses reprises comme en atteste la revue de Shi, Wu, et al. (2015) dont cette section est inspirée.

2.1.2.1 Réduction de la porosité

La réduction de la porosité au sein d'un béton se fait en optimisant la distribution granulométrique et en réduisant le rapport E/L.

Une réduction de la teneur en eau d'un béton permet de réduire sa porosité et d'augmenter sa résistance à la compression. Richard et Cheyrezy (1995) ont cherché à déterminer le rapport E/L optimal d'un béton de poudres réactives (BPR). Le béton le plus compact a été obtenu pour une valeur de E/L optimale (Figure 2.4). Le béton est considéré comme étant le plus compact quand la quantité d'eau ajoutée aux composantes permet uniquement de combler les vides compris entre les grains. Il faut rappeler que les valeurs présentées par Richard et Cheyrezy (1995) sont issues d'essais menés sur leurs matériaux et ne peuvent pas être généralisées, même si la théorie utilisée est valide quelles que soient les composantes utilisées.

Le lien entre la porosité d'un béton et sa résistance en compression est connu depuis des décennies (Manning & Hope, 1971; Odler & Rößler, 1985; Röβler & Odler, 1985) et a été corroboré a de multiples reprises depuis lors (Chen, Wu, & Zhou, 2013; Kumar & Bhattacharjee, 2003; Lian, Zhuge, & Beecham, 2011). Il a par exemple été montré qu'une augmentation de la porosité de 20 % à 35 % entrainait une chute de la résistance en compression de 75 % avec des résistances en compression variant de 40 MPa pour une porosité de 20 % à seulement 10 MPa pour une porosité de 35 % au sein d'un béton (Lian et al., 2011).

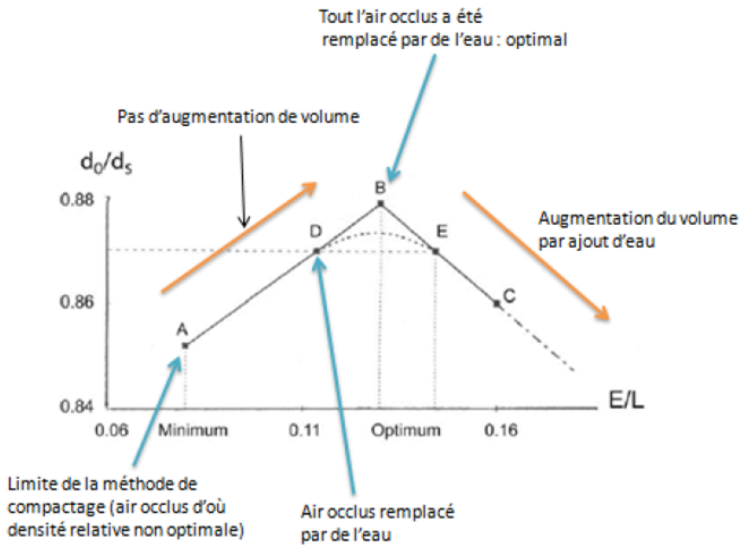


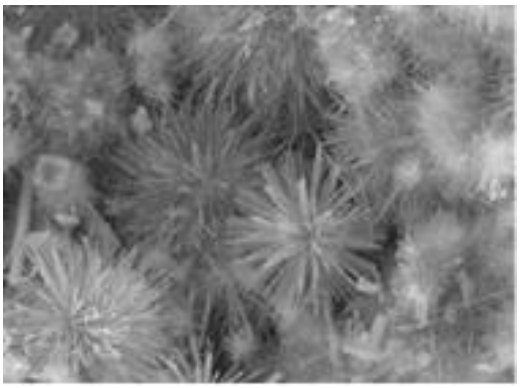
Figure 2.4: Densité relative d'un mélange granulaire de BPR vs rapport E/L (Richard & Cheyrezy, 1995)

De nombreux modèles d'optimisation de la compacité du squelette granulaire de l'ensemble des particules (des ajouts minéraux en passant par le ciment et le sable) sont disponibles. Ils seront présentés en détails à la section 2.2, ils ne sont donc pas introduits ici. Les différents modèles ont tous comme objectif commun la recherche d'une compacité maximale, c'est-à-dire la réduction des espaces interparticulaires par empilement. La diminution de ces espaces permet ainsi d'optimiser l'épaisseur de pâte de ciment entre les particules de manière à obtenir un ensemble très compact de particules. Avec la formation des produits d'hydratation, les particules seront rapidement liées les unes aux autres et ceci favorisera l'obtention d'une résistance à la compression élevée.

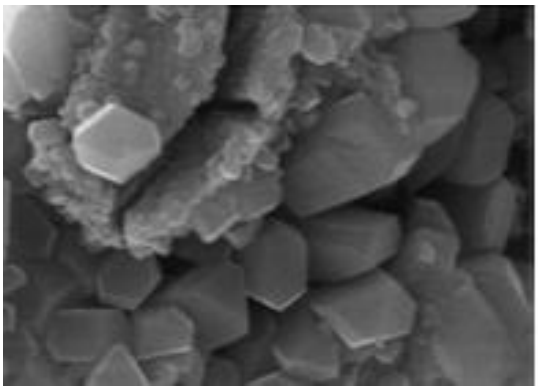
2.1.2.2 Amélioration de la microstructure

La microstructure d'un BFUP est très compacte, notamment grâce à l'optimisation de son squelette granulaire et à la réduction du rapport E/L mentionnées précédemment. De plus, les ajouts minéraux réactifs utilisés en grandes quantités dans le BFUP, tels que la fumée de silice, le laitier de hauts fourneaux, la cendre volante, le métakaolin et le quartz broyé, engendrent des réactions pouzzolaniques consommant la majeure partie de la portlandite disponible (Figure 2.5b) pour créer des C-S-H (Figure 2.5a). La réduction de la portlandite au profit des C-S-H améliore significativement la résistance de la matrice, les propriétés liantes de ces derniers étant nettement supérieures. De même le remplacement de la portlandite par les C-S-H réduit et renforce les zones d'interfaces (Hou, Struble, & Kirkpatrick, 2004). Le volume de pâte élevé des BFUP couplé au

faible rapport E/L laissent une quantité élevée de grains de ciment non hydratés qui peuvent réagir lors d'un contact ultérieur avec l'eau par l'entremise d'une fissure. Cela permet au matériau de s'autocicatriser, c'est-à-dire de combler partiellement ou totalement les microfissures pouvant se développer au sein du matériau par la création de produits d'hydratation (Figure 2.5a) (Desmettre, 2011; Escoffres, 2017; Sangadji, 2017).



a) C-S-H



b) Portlandite

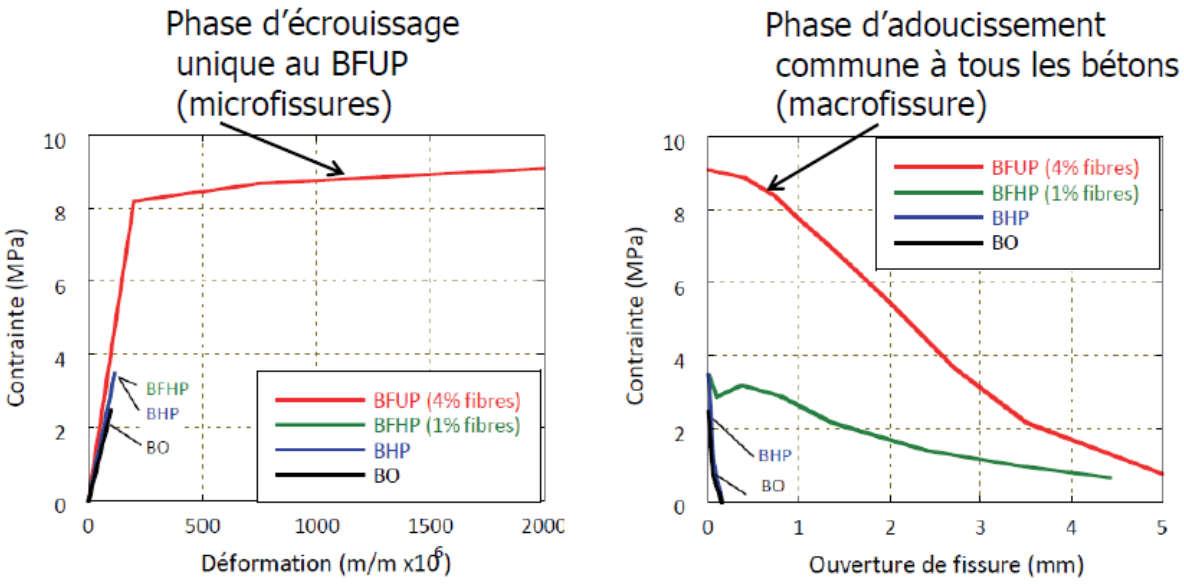
Figure 2.5: Gel de C-S-H et cristaux de portlandite observés au microscope (Prati & Gandolfi, 2015)

2.1.2.3 Amélioration de l'homogénéité

La réduction de la taille des grains au sein du BFUP permet d'améliorer son homogénéité. Dans un béton ordinaire, les granulats grossiers et le sable font office de particules de tailles supérieures et la pâte de ciment hydraté permet de maintenir la cohésion de l'ensemble. Cependant, les granulats grossiers, le sable et la matrice cimentaire n'ont pas les mêmes propriétés thermiques et mécaniques ce qui peut engendrer des dilatations différentielles, des concentrations de contraintes et de la fissuration au niveau des zones d'interfaces lors de l'application de divers chargements (Aure & Ioannides, 2015; Cruz & Gillen, 1980). La taille de ces fissures est directement liée à la taille des granulats, des granulats plus petits engendrant des fissures plus fines (Wong, Zobel, Buenfeld, & Zimmerman, 2009).

2.1.2.4 Ductilité en traction du matériau

La ductilité en traction du matériau est apportée par l'utilisation de fibres dans la formulation des BFUP. Ces dernières sont noyées dans la matrice et servent à « coudre » les microfissures qui apparaissent. Elles sont ancrées dans le BFUP et utilisent leur adhérence avec la matrice pour contrôler l'ouverture des fissures du béton. En quantité importante elles permettent ainsi au BFUP de développer une phase d'écrouissage suivie d'une phase d'adoucissement particulièrement importantes (Figure 2.6) ce qui en fait un matériau non fragile qui possède une résistance à la traction accrue par rapport aux bétons traditionnels.

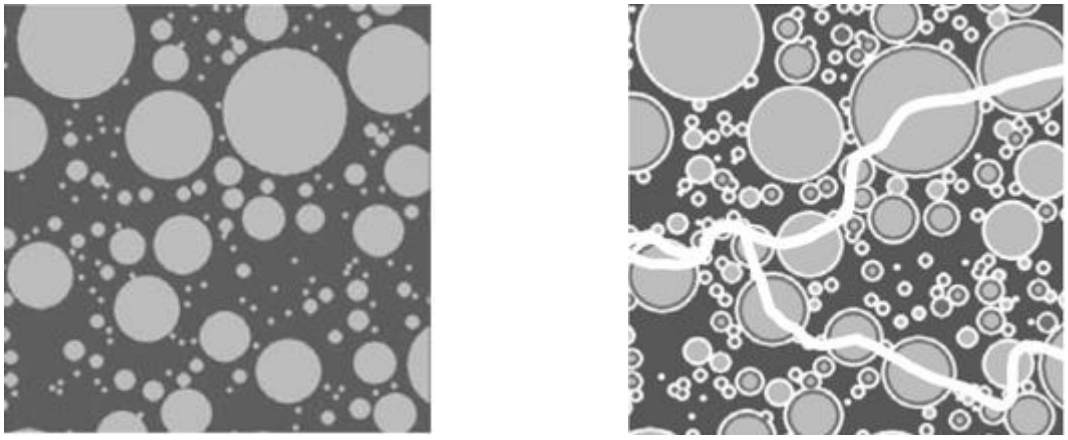


a) Comportement pré-pic b) Comportement post-pic

Figure 2.6: Comportement en traction de différents bétons (Charron & Desmettre, 2013)

2.1.3 Hydratation et microstructure

Un béton est un mélange de grains de différentes tailles en contact les uns avec les autres ou surnageant au sein d'une solution constituée de pâte de ciment dans laquelle les grains de ciment réagissent avec l'eau. Cela mène à la création d'un squelette de grains rigides au sein duquel les contraintes peuvent transiter (Figure 2.7).



a) Degré d'hydratation : 0 % b) Degré d'hydratation : 2.7 %

Figure 2.7: Développement de contacts entre particules solides par hydratation du ciment (Ye, 2003)

Les processus d'hydratation des matériaux cimentaires au sein d'un BFUP et d'un béton ordinaire sont similaires. Les phases minéralogiques C_3S, C_2S, C_3A et C_4AF mentionnées à la section 2.1.1.1 se dissolvent dans la solution aqueuse à différentes vitesses. La phase de C_3A se dissout rapidement de manière très exothermique et précipite pour former de l'ettringite primaire qui se transforme par la suite en monosulfoaluminates par application des équations 2.3 et 2.4 présentées à la section 2.1.1.1. La phase de C_3S se dissout à son tour de manière exothermique pour former du gel de C-S-H et de la portlandite par application de l'équation 2.1 présentée à la section 2.1.1.1. Les phases de C_2S et C_4AF se dissolvent enfin et produisent respectivement du gel de C-S-H ainsi que de la portlandite (équation 2.2 présentée à la section 2.1.1.1), et de l'ettringite primaire ainsi que des monosulfoaluminates par application des équations 2.5 et 2.6 présentées à la section 2.1.1.1.

L'utilisation d'ajouts cimentaires pouzzolaniques tels que la fumée de silice permet de transformer la portlandite en gel de C-S-H en plus d'avoir un effet filler et de constituer des sites de nucléations

pour amorcer la précipitation des C-S-H. L'utilisation de tels ajouts cimentaires pour la formulation de BFUP permet d'obtenir des propriétés mécaniques exceptionnelles et une porosité particulièrement faible (Shi, Wang, Wu, & Wu, 2015).

2.1.4 Propriétés mécaniques

2.1.4.1 Résistance en compression

Les BFUP sont des bétons dont la plage de résistance en compression varie généralement entre 120 MPa et 180 MPa (Charron & Desmettre, 2013; Droll, 2004; Scheffler & Schmidt, 2012; Sujivorakul, 2012; Young, Boparai, Perry, Archibald, & Salib, 2012). La borne supérieure est un indicatif généralisant la résistance en compression maximale qu'atteignent les BFUP sans utilisation d'une cure particulière.

De très nombreuses études présentant des résultats de résistance en compression pour des BFUP et des BUHP ont été publiées. Des résistances pouvant aller jusqu'à 200 MPa sans utilisation de cure particulière ont été obtenus (Hegger, Tuchlinski, & Kommer, 2004). Des résistances en compression de 180 MPa à 260 MPa ont été obtenues pour des BUHP mûris avec des cures à la vapeur et de 360 MPa avec une cure à 250°C de 24 heures (Hegger et al., 2004).

Des cures à la vapeur ou à l'autoclave permettent d'atteindre des résistances en compression bien supérieures à 180 MPa (Richard & Cheyrezy, 1995). Richard et Cheyrezy (1995) ont ainsi obtenu des bétons atteignant une résistance en compression de 810 MPa suite à une cure sous autoclave. Ce résultat reste néanmoins exceptionnel et n'est réalisable qu'en conditions de laboratoire.

2.1.4.2 Résistance en traction

Tel que mentionné à la section 2.1.2.4, les BFUP bénéficient d'un comportement ductile et présentent de fortes résistances en traction en comparaison à des bétons ordinaires. Les résistances en traction maximales peuvent en effet osciller entre 7 et 15 MPa (Charron & Desmettre, 2013; Graybeal, Baby, Marchand, & Toutlemonde, 2012).

Wille, El-Tawil et Naaman (2014) ont effectué des essais de traction sur des BFUP contenant des fibres droites, à crochets et torsadées avec des dosages volumiques variant de 1.5 à 3 %. Ils ont déterminé que l'augmentation du dosage en fibres permettait d'augmenter la résistance en traction maximale des BFUP étudiés de 15 à 17.8 MPa pour des fibres droites avec des dosages allant

de 2 à 3 %, de 12.4 à 19.3 MPa pour des fibres à crochets avec des dosages allant de 1.5 à 3 %, et de 11.1 à 19.6 MPa pour des fibres torsadées avec des dosages allant de 1.5 à 3 %.

Outre la quantité de fibres, leur orientation joue un rôle prépondérant dans la résistance en traction que peut développer un BFUP. Delsol (2012) a ainsi noté qu'une orientation des fibres passant d'un angle de 35° (orientation favorable) à un angle de 54° (orientation défavorable) par rapport à la direction de la contrainte principale en traction entraine une réduction de plus de 50 % de la résistance maximale en traction que peut développer un BFUP.

2.1.4.3 Résistance en flexion

Les résistances en traction élevées conduisent nécessairement à des résistances en flexion élevées. Ainsi, les BFUP atteignent des résistances en flexion supérieures à 15 MPa et dépassent régulièrement les 25 MPa (Barnett, Lataste, Parry, Millard, & Soutsos, 2010; Deaux et al., 2017; Kreiger, Ahlborn, Harris, & Silva, 2012) avec quelques BFUP atteignant même des résistance en flexion supérieures à 50 MPa (Hegger et al., 2004).

Kang, Lee, Park et Kim (2010) ont montré que la résistance en flexion maximale d'un BFUP est dépendante du dosage en fibres utilisé. En utilisant des fibres métalliques de 13 mm de longueur et de 0.2 mm de diamètre, avec des dosages volumiques de fibres variant de 0 à 5 %, la résistance en flexion maximale développée par le BFUP augmente proportionnellement avec l'augmentation du dosage en fibres.

2.1.5 Durabilité

Du fait de leur microstructure très compacte entrainant une porosité particulièrement faible et la présence en grande quantité de grains de ciment non hydratés, les BFUP sont des bétons excessivement durables.

Certaines propriétés d'un béton tels que la perméabilité à l'air, la perméabilité à l'eau ou la vitesse de corrosion permettent d'obtenir des indications sur la durabilité du béton (Charron & Desmettre, 2013). À l'état non fissuré, un BFUP présente une perméabilité à l'eau cent fois plus faible et une perméabilité à l'air cinq mille fois plus faible qu'un béton ordinaire (BO) tel qu'indiqué au Tableau 2.1. À titre comparatif, les indicateurs de durabilité sont également présentés au

Tableau 2.1 pour des bétons à hautes performances (BHP) et des bétons fibrés à hautes performances (BFHP).

Tableau 2.1: Indicateurs de durabilité pour les bétons considérés à l'état non fissuré (Charron & Desmettre, 2013)

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

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

À l'état fissuré, la perméabilité à l'eau d'un BFUP devient mille fois plus faible que celle d'un BO (Tableau 2.1). Ceci est principalement relié au fait que le BFUP présente des ouvertures de fissures cinq fois plus fines que celles apparaissant sur un BO. L'excellent contrôle de la fissuration par les fibres présentes au sein d'un BFUP a pour conséquence d'accroître significativement le niveau de contrainte pouvant être appliqué dans le BFUP en service tout en conservant une durabilité prolongée par rapport au BO, notamment le niveau de contrainte pouvant être appliquée dans les armatures (Tableau 2.2).

Les indices de durabilité du BFUP étant notablement plus faibles que ceux des bétons courants (BO et BHP), les BFUP permettent d'obtenir un meilleur comportement en service face à la majorité des mécanismes de détérioration.

Tableau 2.2: Ouverture de fissure maximale et coefficient de perméabilité à l'eau à différents niveaux de contrainte dans l'armature de tirants, (Charron & Desmettre, 2013) adapté de (Desmettre, 2011)

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

* : À l'état fissuré le BHP a une perméabilité similaire au BO au droit des fissures

Les BFUP démontrent une très bonne résistance à l'exposition aux sels marins même en présence de cycles de gel-dégel. Pour une période d'exposition similaire, la pénétration des ions chlorures au sein d'un BFUP n'atteint approximativement que le tiers de la profondeur usuellement atteinte pour un BHP (Thomas et al., 2012).

Selon Piérard, Dooms et Cauberg (2012), la résistance des BFUP aux attaques extérieures telles que la carbonatation, la pénétration des ions sulfates, la pénétration des ions chlorures et les cycles de gel-dégel est incomparablement plus élevée que pour des bétons ordinaires ou des BHP. La porosité particulièrement faible des BFUP en fait un matériau à privilégier dans les milieux agressifs, tels que les eaux marines, les zones froides et les bâtiments de traitement des déchets.

Franke, Deckelmann et Schmidt (2008) ont comparé un mortier standard à un BUHP soumis à des attaques par des produits chimiques tels que l'acide sulfurique, l'acide lactique, le nitrate d'ammonium et une solution au sodium. Ils ont ainsi constaté que le BFUP présente de meilleures résistances à ces attaques extérieures avec une pénétration des agents agressifs moindre que pour le mortier.

2.1.6 Synthèse

Les BFUP sont des matériaux présentant des propriétés mécaniques exceptionnelles et une durabilité exemplaire. Leur démocratisation permet d'élargir l'éventail des solutions envisageables pour la construction neuve et la réhabilitation d'ouvrages existants.

Ces performances sont possibles grâce à une microstructure améliorée limitant la porosité et donc l'impact des attaques par des agents agressifs extérieurs, mais aussi grâce à la présence de fibres en faisant un matériau ductile et plus résistant en traction. Cela limite ainsi le développement des fissures au sein du matériau, fissures connues pour être des milieux propices aux attaques extérieures.

2.2 Modèles de compacité des particules granulaires

Les modèles de compacité granulaire peuvent être divisés en plusieurs catégories : les modèles discrets, les modèles continus et les modèles de modélisation d'éléments discrets.

De manière générale, le but de ces modèles est d'optimiser la compacité $\emptyset$ d'un mélange granulaire, soit par le développement d'outils mathématiques représentatifs du comportement physique des éléments (maximisation de l'empilement des particules par exemple), soit par la mise au point d'outils mathématiques issus de l'application de méthodes graphiques (obtention d'une courbe de distribution granulaire idéalisée jugée optimale par exemple).

La compacité $\emptyset$ d'un mélange granulaire correspond au rapport du volume de particules solides V_P au sein d'un volume défini V. Il en découle l'équation 2.7.

$$\emptyset = \frac{V_P}{V} \tag{2.7}$$

La porosité ε correspond au ratio du volume de vides V_v sur le volume total V. La porosité est directement liée à la compacité et se calcule par application de l'équation 2.8.

$$\varepsilon = \frac{V_v}{V} = 1 - \emptyset \tag{2.8}$$

Pour faciliter la lecture et la compréhension du document, les paramètres présentés ici seront repris sous la même appellation dans les différents modèles présentés.

2.2.1 Modèles discrets

Les modèles discrets discrétisent l'ensemble de la granulométrie du mélange de composantes considéré en plusieurs classes qui correspondent à différents diamètres de grains.

2.2.1.1 Modèles de Furnas

Le modèle de Furnas le plus connu est un modèle binaire (Furnas, 1928). Il est à la base de beaucoup de modèles discrets de compacité granulaire. Créé dans le cadre d'une étude d'écoulement de gaz, ce modèle est valide pour des mélanges comprenant deux classes granulaires n'interagissant pas entre elles. Cela implique que les grains ont des tailles suffisamment différentes pour que les effets d'une classe n'influencent que de manière marginale l'autre classe. Les diamètres moyens des deux classes doivent être tels que $d_1 \gg d_2$ où :

- d_1 est le diamètre moyen de la classe granulaire avec le diamètre le plus élevé ;
- d_2 est le diamètre moyen de la classe granulaire avec le diamètre le plus fin.

Chacune de ces classes d_i occupe une fraction de volume φ_i au sein du volume total. Le rapport d'occupation r_i de la classe i par rapport au volume total occupé est défini aux équations 2.9 et 2.10.

$$r_i = \frac{\varphi_i}{\sum_{i=1}^{n} \varphi_i} \tag{2.9}$$

$$\sum_{i=1}^{n} r_i = 1 \tag{2.10}$$

Ainsi, dans le cas d'un mélange granulaire ne possédant qu'une seule classe, la classe 1 occupe l'ensemble du volume solide ($r_1 = 1$). La fraction volumique de la classe 1 correspond alors à la compacité du mélange et est égale à sa compacité intrinsèque β_1 ($\varphi_1 = \emptyset = \beta_1$). Deux cas sont à considérer.

Dans le cas où la fraction volumique des grains grossiers est plus importante que la fraction volumique des grains fins ($r_1 \gg r_2$) (Figure 2.8a), les grains grossiers remplissent le volume

disponible jusqu'à ce que la compacité atteigne le ratio d'occupation de la classe 1. Des grains fins (de diamètre d_2) peuvent alors être ajoutés pour combler les vides compris entre les grains grossiers (de diamètre d_1). Ainsi, le volume de vides est comblé partiellement par le volume de solides des grains fins ce qui augmente la compacité $\emptyset$ du mélange granulaire tel que présenté à l'équation 2.11.

$$\emptyset = \varphi_1 + \varphi_2 \tag{2.11}$$

La compacité $\emptyset$ du mélange granulaire peut alors s'exprimer sous la forme des équations 2.12 et 2.13.

$$\emptyset = \beta_1 + \varphi_2 \tag{2.12}$$

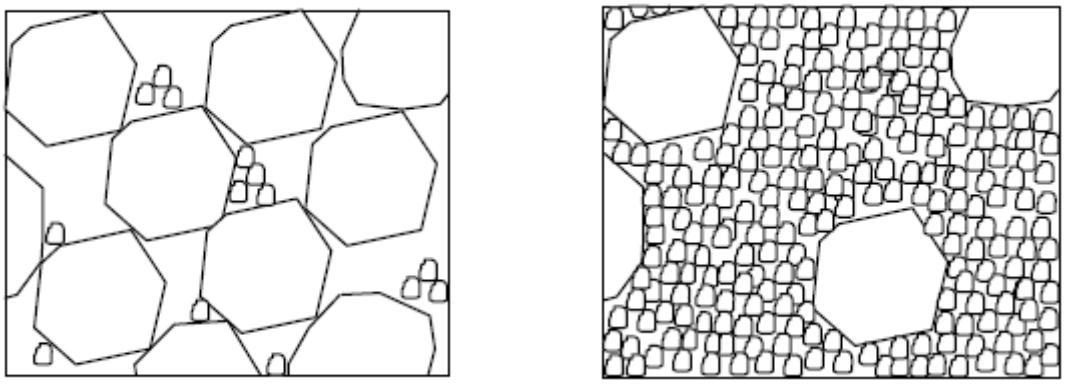
$$\emptyset = \frac{\beta_1}{1 - r_2} = \frac{\beta_1}{r_1} \tag{2.13}$$

Dans le cas où la fraction volumique des grains fins est plus importante que la fraction volumique des grains grossiers ($r_2 \gg r_1$) (Figure 2.8b), il est possible d'ajouter des grains grossiers à la matrice de grains fins. La contribution des gros grains à la compacité totale est égale à leur fraction volumique φ_1, et les grains fins occupent le reste du volume $1 - \varphi_1$ à hauteur de leur compacité intrinsèque β_2. La compacité du mélange peut donc être calculée par application des équations 2.14, 2.15 et 2.16.

$$\emptyset = \varphi_1 + \varphi_2 \tag{2.14}$$

$$\emptyset = \varphi_1 + \beta_2(1 - \varphi_1) \tag{2.15}$$

$$\emptyset = \frac{1}{r_1 + (r_2/\beta_2)} \tag{2.16}$$



a) Grains grossiers dominants b) Grains fins dominants

Figure 2.8: Mélanges binaires sans interactions (de Larrard, 2000)

Furnas (1928) est également le premier à introduire l'effet de paroi dans ses recherches. Il considère que les parois d'un contenant cylindrique perturbent l'ensemble granulaire d'un mélange de grains d'une seule classe et entrainent une augmentation des vides près des parois. Il calcule ainsi l'aire affectée par l'effet de paroi comme indiqué à l'équation 2.17 et détermine les vides à considérer dans cette zone comme indiqué à l'équation 2.18.

$$A = \frac{\pi d D}{\frac{\pi D^2}{4}} = \frac{4d}{D} \tag{2.17}$$

Où :

- A est l'aire perturbée par l'effet de paroi ;
- d est le diamètre des grains considérés ;
- D est le diamètre du contenant.

$$V_w = V_1 + k(100 - V_1) \tag{2.18}$$

Où :

- V_w est le pourcentage de vides dans la zone de perturbation des parois ;
- V_1 est le pourcentage de vides dans la zone non perturbée par l'effet de paroi ;
- k est un coefficient à déterminer empiriquement.

Furnas (1931) a développé un deuxième modèle de compacité granulaire qui considère que pour avoir une compacité optimale dans un mélange binaire, la classe de grains dont la taille est la plus élevée doit occuper l'ensemble de l'espace disponible jusqu'à saturation. Les vides doivent ensuite être remplis avec la classe de grains fins jusqu'à saturation. Dans le cas d'un mélange ternaire, les grains grossiers doivent être insérés jusqu'à saturation en premier, les grains de tailles intermédiaires doivent saturer les vides compris entre les grains grossiers et les grains fins doivent saturer les vides restants. Ce modèle peut s'étendre à un mélange de n classes de grains et peut s'exprimer sous la forme de l'équation 2.19.

$$\frac{CPFT}{100\%} = \frac{r^{logD} - r^{\log D_s}}{r^{\log D_L} - r^{\log D_s}} \tag{2.19}$$

Où :

- $CPFT$ est le pourcentage de passants cumulé ;
- D est la taille de grains actuellement considérée ;
- D_s est la taille de grains la plus petite ;
- D_L est la taille de grains la plus grande ;
- r est le rapport de la quantité de particules d'une classe divisée par la quantité de particules de la classe strictement inférieure.

Ce modèle a longtemps été délaissé par la communauté des chercheurs, car ils considéraient les concepts mathématiques à la base de ce modèle comme n'étant pas fiables. Cependant, les suites géométriques et les fractales (à la base du modèle) sont désormais considérées comme des outils mathématiques reconnus et fiables (Falconer, 2004).

2.2.1.2 Modèle de Toufar

Le modèle de Toufar, Born et Klose (1976) présenté par Anson-Cartwright (2011) est un modèle binaire qui calcule la compacité d'un mélange granulaire pour lequel le ratio des diamètres des grains considérés respecte l'intervalle $0.22 < d_2/d_1 < 1.0$, où d_2 désigne le diamètre des grains les plus fins. Le principe de ce modèle réside dans le fait que pour un mélange de grains dont le rapport des diamètres est supérieur à 0.22, les grains fins sont trop larges pour parfaitement combler les vides entre les grains grossiers, ce qui revient à considérer l'effet de desserrement entre les grains de dimensions différentes. La compacité dépend ainsi de la valeur du facteur k_d défini par

l'équation 2.21, facteur qui ne dépend que des tailles de grains. De plus, le modèle considère qu'un grain fin se place entre quatre grains grossiers. Cette hypothèse est prise en compte par le facteur statistique k_s défini par les équations 2.22 et 2.23 avec la variable x prenant en compte les compacités des différentes classes et leurs quantités au sein du mélange. Le calcul de la compacité se fait alors par application de l'équation 2.20.

$$\emptyset = \frac{1}{\left[\frac{r_1}{\beta_1} + \frac{r_2}{\beta_2} - r_1\left(\frac{1}{\beta_1} - 1\right) k_d k_s\right]} \tag{2.20}$$

Avec :

$$k_d = \left(\frac{d_1 - d_2}{d_1 + d_2}\right) \tag{2.21}$$

$$k_s = 1 - \frac{1 + 4x}{(1 + x)^4} \tag{2.22}$$

$$x = \frac{r_2}{r_1}\frac{\beta_1}{\beta_2(1 - \beta_1)} \tag{2.23}$$

Le modèle de Toufar émet trois hypothèses très simplificatrices concernant le calcul de la compacité granulaire. D'abord, les granulats sont considérés comme étant parfaitement sphériques. De plus, chaque composante ne peut posséder qu'une seule et unique taille de grains. Enfin, les tailles des grains grossiers et des grains fins ne peuvent se recouper.

2.2.1.3 Modèle de Kwan et al. (2013)

Un modèle discret binaire à 3 paramètres a été développé par Kwan, Chan et Wong (2013). Ce modèle prend en compte les effets de paroi et de desserrement ainsi qu'un effet de « calage » (Wedging effect) prenant en compte la différence observable entre la théorie et la pratique quand des mesures de compacité pour des mélanges binaires sont effectuées (Figure 2.9).

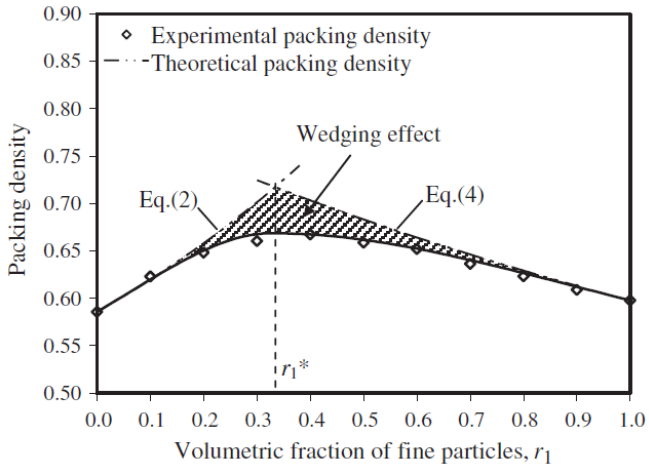


Figure 2.9: Représentation de l'effet de calage pour un mélange binaire (Kwan et al., 2013)

La compacité du mélange en considérant que les grains grossiers sont dominants ($\emptyset_2$) ou que les grains fins sont dominants ($\emptyset_1$) est calculée respectivement par application des équations 2.24 et 2.25.

$$\frac{1}{\emptyset_2} = \left(\frac{r_1}{\beta_1} + \frac{r_2}{\beta_2}\right) - (1-a)\frac{r_1}{\beta_1}\left[1 - c\left(\frac{r_1}{r_1^*}\right)^2\right] \tag{2.24}$$

$$\frac{1}{\emptyset_1} = \left(\frac{r_1}{\beta_1} + \frac{r_2}{\beta_2}\right) - (1-b)(1-\beta_2)\frac{r_2}{\beta_2}\left[1 - c\left(\frac{r_2}{r_2^*}\right)^2\right] \tag{2.25}$$

Où :

- $\emptyset_i$ est la compacité du mélange binaire en considérant que les grains correspondant à la taille i sont dominants ;
- a est le coefficient représentant l'effet de desserrement ;
- c est le coefficient représentant l'effet de calage ;
- b est le coefficient représentant l'effet de paroi.

La valeur finale de la compacité du mélange est donnée par la valeur minimale des compacités $\emptyset_1$ et $\emptyset_2$. Les coefficients a, b et c sont calculés respectivement par application des équations 2.26, 2.27 et 2.28.

$$a = 1 - (1 - s)^{3.3} - 2.6s(1 - s)^{3.6} \tag{2.26}$$

$$b = 1 - (1 - s)^{1.9} - 2s(1 - s)^{6} \tag{2.27}$$

$$c = 0.322 \tanh(11.9s) \tag{2.28}$$

Où :

- s est le ratio de la taille des grains fins sur la taille des grains grossiers.

2.2.1.4 Modèle de Goltermann et al. (1997)

Le modèle de Goltermann, Johansen et Palbøl (1997) est basé sur le modèle de Toufar et al. (1976) auquel des modifications ont été apportées. Ce modèle ternaire a été utilisé pour des combinaisons de 2 ou 3 types de granulats différents ainsi que pour des bétons. Le modèle de Goltermann et al. (1997) calcule d'abord deux paramètres. D'une part, le modèle détermine le diamètre caractéristique, considéré égal au diamètre correspondant à un pourcentage de passant cumulé égal à 36.8 %. D'autre part, le modèle évalue pour chaque composante le degré de compaction défini à l'équation 2.29.

$$\alpha_i = \frac{\rho_i}{\gamma_i \rho_w} \tag{2.29}$$

Où :

- α_i est le degré de compaction de la composante i ;
- ρ_i est la densité apparente de la composante i ;
- γ_i est la densité relative de la composante i ;
- ρ_w est la densité de l'eau à 4°C.

L'équation 2.30, adaptée de l'équation utilisée par le modèle de Toufar, est utilisée pour calculer la compacité.

$$\emptyset = \frac{1}{\left[\frac{r_1}{\alpha_1} + \frac{r_2}{\alpha_2} - r_1\left(\frac{1}{\alpha_1} - 1\right) k_d k_s\right]} \tag{2.30}$$

La différence principale entre le modèle de Toufar et le modèle de Goltermann et al. (1997) est liée à la prise en compte de l'impossibilité statistique du placement idéal des grains fins entre quatre grains grossiers. Une correction a été apportée en modifiant le facteur k_s tel que présenté aux équations 2.31 et 2.32.

$$k_s = \frac{0.3881x}{0.4753} \qquad \text{Pour } x < 0.4753 \qquad (2.31)$$

$$k_s = 1 - \frac{1 + 4x}{(1 + x)^4} \qquad \text{Pour } x \geq 0.4753 \qquad (2.32)$$

Pour les mélanges ternaires, le calcul se sépare en deux phases en considérant les composantes à combiner deux à deux. Deux composantes sont d'abord considérées et combinées pour ne former qu'un seul mélange. Ce mélange est alors combiné à la troisième composante pour la finalisation du calcul.

Le modèle de Goltermann et al. (1997) permet de compenser partiellement les problèmes liés à deux des hypothèses simplificatrices considérées par le modèle de Toufar. En effet, la prise en compte d'un diamètre caractéristique basé sur la courbe de distribution granulométrique d'une part, et le calcul du degré de compaction de chacune des composantes d'autre part, compense en partie l'imprécision liée à la sphéricité des grains et à l'unicité de leur taille.

Cependant, le modèle de Goltermann et al. (1997) considère toujours une seule taille de grains par composante, même si le calcul de cette taille est réalisé sur la base de la distribution granulométrique de Rosin-Raimmler-Sperling-Bennet. Le choix de ne considérer qu'une seule taille de grains pour représenter une composante est très discutable (Fennis, 2011; Moini, 2015). Bien que le modèle ait donné des résultats applicables à un mélange binaire ou ternaire, il n'est pas représentatif de la réalité de l'empilement granulaire étendu retrouvé dans les bétons.

2.2.1.5 Modèle de de Larrard et al. (2000)

De Larrard a développé au fil des années trois générations de modèles de compacité avec différents collaborateurs. Ces modèles sont le Modèle Linéaire de Compacité des Mélanges granulaires (Linear Packing Density Model LPDM), le Modèle de Suspension Solide (Solid Suspension Model SSM) et le Modèle d'Empilement Compressible (Compressible Packing Model CPM). Chaque modèle présente des ajouts et des améliorations par rapport au modèle précédent. Néanmoins,

même si les références et les influences vont être précisées, seul le modèle CPM correspondant à l'aboutissement des modèles développés par de Larrard va être présenté dans son intégralité.

Le LPDM proposé par de Larrard (1987) est un modèle dérivé des travaux de Mooney (1951) portant sur la viscosité de particules en suspension. Le LPDM comprend également sous forme de fonctions les effets de paroi et de desserrement introduits par Furnas (1928).

L'innovation du SSM (Sedran, de Larrard, & Angot, 1994) par rapport au LPDM consiste en la différenciation de la compacité du mélange $\emptyset$ et des compacités résiduelles β_i caractéristiques de chaque composante. L'implémentation des compacités résiduelles permet d'obtenir un modèle se rapprochant plus de la réalité, notamment relativement à la disparité des composantes, en particulier en ce qui concerne leur morphologie.

Le modèle CPM est né d'une fusion entre le SSM et un modèle de compacité linéaire développé par Lee (1970) indépendant des modèles développés par de Larrard. Le modèle CPM introduit le concept d'indice de serrage K permettant de calculer la compacité réelle d'un mélange à partir des compacités résiduelles et de la méthodologie de mise en place du mélange.

Le modèle CPM s'appuie sur l'hypothèse que la compacité d'un mélange de composantes granulaires dépend principalement de trois paramètres, que sont les granulométries des composantes, les compacités résiduelles β_i de chacune des composantes et l'indice de serrage K.

Ce modèle considère successivement chacune des classes de grains comme étant dominante, c'est-à-dire présente en plus grande proportion que les autres classes de grains, et calcule la compacité γ_i du mélange lorsque la classe de grains i est dominante par application de l'équation 2.33. La compacité théorique du mélange γ est égale à la valeur minimale des compacités γ_i calculées (équation 2.34).

$$\gamma_i = \frac{\beta_i}{1 - \sum_{j=1}^{i-1}\left[1 - \beta_i + b_{ji}\beta_i\left(1 - \frac{1}{\beta_j}\right)\right]y_j - \sum_{j=i+1}^{n}\left[1 - a_{ij}\frac{\beta_i}{\beta_j}\right]y_j} \tag{2.33}$$

$$\gamma = inf\,\gamma_i \qquad \text{avec } 1 \leq i \leq n \tag{2.34}$$

Où :

- γ est la compacité théorique du mélange granulaire ;
- γ_i est la compacité virtuelle calculée pour la classe i ;
- β_i est la compacité résiduelle de la classe i ;
- a_{ij} est un coefficient représentant l'effet de desserrement qu'ont les grains de la classe j sur la classe i (classe i > classe j) ;
- b_{ji} est un coefficient représentant l'effet de paroi qu'ont les grains de la classe i sur la classe j (classe i > classe j) ;
- y_j est le pourcentage volumique de la classe j.

La compacité virtuelle γ_i représente la compacité théorique dans le cas où la classe i est la classe dominante au sein du mélange granulaire, alors que la compacité résiduelle β_i correspond à la compacité de la classe de grains i lorsqu'elle est seule au sein du volume considéré.

Les coefficients a_{ij} et b_{ji} ont été déterminés expérimentalement via une large campagne d'essais menée par de Larrard (2000), faisant appel à de nombreux mélanges de différentes classes granulaires. Les équations ainsi proposées respectivement pour l'effet de desserrement et l'effet de paroi sont les équations 2.35 et 2.36, pour lesquelles les éléments ont été définis précédemment.

$$a_{ij} = \sqrt{1 - \left(1 - d_j/d_i\right)^{1.02}} \tag{2.35}$$

$$b_{ji} = 1 - \left(1 - d_i/d_j\right)^{1.50} \tag{2.36}$$

Une fois les compacités virtuelles, résiduelles et théoriques déterminées, le concept d'indice de serrage K défini à l'équation 2.37 est utilisé pour calculer la compacité réelle $\emptyset$.

$$K = \sum_{i=1}^{n} K_i = \sum_{i=1}^{n} \frac{y_i/\beta_i}{\frac{1}{\emptyset} - \frac{1}{\gamma_i}} \tag{2.37}$$

Où :

- K est l'indice de serrage appliqué au mélange ;
- K_i est la fraction de l'indice K pour la classe i ;
- y_i est le pourcentage volumique de la classe i au sein du mélange granulaire ;
- β_i est la compacité résiduelle de la classe i ;
- $\emptyset$ est la compacité réelle du mélange ;
- γ_i est la compacité virtuelle calculée pour la classe i.

La compacité réelle $\emptyset$ est définie implicitement par cette relation au sein de laquelle la seule inconnue est la compacité réelle. Le terme K, résultant de la sommation de plusieurs fonctions, est une fonction strictement croissante de $\emptyset$ (Figure 2.10). Ainsi, chaque valeur de K positive n'est satisfaite que pour une valeur unique de $\emptyset$. Des valeurs de K déterminées par de Larrard (2000) sur la base de données expérimentales sont présentées au Tableau 2.3.

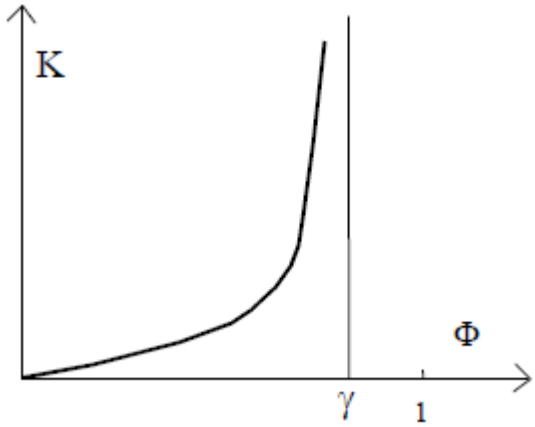


Figure 2.10: Variation de K en fonction de $\emptyset$ (de Larrard, 2000)

Tableau 2.3: Valeurs de K pour différents procédés de remplissage

Procédé de remplissage	**Remplissage à sec**				**Remplissage en présence d'eau**	
	Déversement (Cintré, 1988)	Piquage avec une tige (Rao & Krishnamoothy, 1993)	Vibration (Joisel, 1952)	Vibration + pression 10kPa (Sedran et al., 1994)	Pâte lisse	Béton autoplaçant superplastifié
K	4.1	4.5	4.75	9	6.7	7

Ce modèle a été utilisé pour le développement d'un certain nombre de BUHP et de BFUP dont une liste non-exhaustive est donnée au Tableau 2.4. Basés sur ce modèle, la gamme des logiciels BétonlabPro (1, 2 et 3) a été développée au sein du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (LCPC) à présent devenu l'IFSTTAR.

Tableau 2.4: Exemples de BUHP et de BFUP développés avec le modèle CPM

Auteurs (année)	**f'c à 28j (MPa)**
Lowke, Stengel, Schießl et Gehlen (2012)	210
Toledo Filho, Koenders, Formagini et Fairbairn (2012)	160
Sbia, Peyvandi, Soroushian, Balachandra et Sobolev (2015)	150
Soliman et Tagnit-Hamou (2016)	135-225
Huang, Kazemi-Kamyab, Sun et Scrivener (2017)	110-170
Van Der Putten, Dils, Minne, Boel et De Schutter (2017)	140

2.2.2 Modèles continus

Les modèles continus considèrent que les mélanges de composantes sont composés d'une infinité de classes. Ainsi, les courbes granulométriques des mélanges de composantes sont des courbes continues car composées théoriquement d'une infinité de points. Le principe d'optimisation des modèles continus est de définir l'existence d'une courbe granulométrique supposée idéale, et de combiner les matières premières disponibles de manière à ce que la courbe granulométrique du mélange tende vers la courbe granulométrique théorique précédemment définie. Une hypothèse fondamentale à la base de ces modèles est que la courbe granulométrique théorique permet d'obtenir une compacité optimale au sein du mélange.

2.2.2.1 Modèle de Fuller et Thompson (1907)

Le modèle de Fuller et Thompson (1907) présenté par Pepe (2015) propose une courbe de distribution granulométrique volumique idéalisée, déterminée selon l'équation 2.38.

$$\frac{CPFT}{100\%} = \sqrt{\frac{d}{d_{max}}} \tag{2.38}$$

Où :

- $CPFT$ est le pourcentage de passants cumulés ;
- d est le diamètre moyen des grains considérés ;
- d_{max} est le diamètre des plus gros grains au sein du mélange.

2.2.2.2 Modèle d'Andreasen et Andersen (1930)

Le modèle d'Andreasen et Andersen (1930) présenté par Fennis et Walraven (2012) est basé sur le modèle de Fuller et Thompson auquel des modifications ont été apportées. La courbe idéalisée est déterminée selon l'équation 2.39.

$$\frac{CPFT}{100\%} = \left(\frac{d}{d_{max}}\right)^{q} \tag{2.39}$$

Où :

- $CPFT$ est le pourcentage de passants cumulés ;
- d est le diamètre moyen des grains considérés ;
- d_{max} est le diamètre des plus gros grains au sein du mélange ;
- q est un module de distribution variant selon le type de béton.

2.2.2.3 Modèle d'Andreasen et Andersen modifié (1994)

En se basant sur les travaux d'Andreasen et Andersen (1930) et les travaux de Furnas (1931), Funk et Dinger (1994) proposent de combiner les équations 2.19 et 2.39 pour déterminer la courbe idéalisée, soit l'utilisation de l'équation 2.40. Par abus de langage, la communauté scientifique identifie cette équation comme étant la courbe de Fuller. Ce sera également le cas pour la suite de ce document.

$$\frac{CPFT}{100\%} = \frac{\left(D^q - D_s^q\right)}{\left(D_L^q - D_s^q\right)} \tag{2.40}$$

Où :

- $CPFT$ est le pourcentage de passants cumulés ;
- D est le diamètre des grains considérés ;
- D_L est le diamètre des plus gros grains au sein du mélange ;
- D_s est le diamètre des plus petits grains au sein du mélange ;
- q est un module de distribution variant selon le type de béton.

Le modèle d'Andreasen et Andersen (A&A) modifié a été utilisé pour le développement d'un certain nombre de BUHP et de BFUP ces dernières années. Une liste non-exhaustive est présentée au Tableau 2.5.

Tableau 2.5: Exemples de BUHP et de BFUP développés avec le modèle d'A&A modifié

Auteurs (année)	**Valeur de q**	**f'c à 28j (MPa)**
Justs, Bajare, Shakhmenko et Korjakins (2011)	0.25	100
Zdeb (2013)	0.37	190
Yu, Spiesz et Brouwers (2014)	0.23	80-150
Yu, Spiesz et Brouwers (2015)	0.23	90-140
Gao, Yu, Yu et Brouwers (2016)	0.23	80-95
Yu, Spiesz et Brouwers (2016)	0.23	95-135
Meng, Valipour et Khayat (2017)	0.23	120-125
Pyo, Kim et Lee (2017)	0.23	130-160
Ragalwar, Nguyen, Ranade, Heard et Williams (2017)	0.20-0.35	100-135
Wang, Yu, Shui, Song et Zhang (2017)	0.23	120-125

Les valeurs du module de distribution q utilisées pour le développement des BUHP/BFUP cités au Tableau 2.5 sont principalement comprises entre 0.23 et 0.25. Ce choix n'est pas anodin et s'explique par le fait que des valeurs du module de distribution allant de 0 à 0.28 donneraient les optimisations granulaires optimales (Brouwers, 2006; Brouwers & Radix, 2005). L'obtention de résistances à la compression de 190 MPa par Zdeb (2013) ne saurait être expliquée ici, aucun détail quant à l'utilisation du modèle d'A&A modifié n'étant précisé. Pour le développement de bétons autoplaçants il a été recommandé de réduire la plage du module de distribution entre 0.22 et 0.25 (Hunger, 2010). Ce choix a par ailleurs été validé à la suite d'une étude faisant varier la valeur du

module de distribution à des valeurs de 0.2, 0.23, 0.275, 0.32 et 0.35 (Ragalwar et al., 2017). Des bétons avec des résistances à la compression variant entre 100 et 135 MPa ont été produits avec un optimum de résistance à la compression estimé pour des valeurs du module de distribution entre 0.23 et 0.275.

Basés sur ce modèle, deux programmes ont été créés : LISA et EMMA (Elkem Materials). Ces logiciels ne permettent que de comparer visuellement la courbe granulométrique d'un mélange granulaire donné à une courbe idéalisée de Fuller dont il faut préciser les variables. Ces logiciels ne permettent donc pas de réaliser une optimisation automatisée objective et spécifique.

2.2.3 Modèles de modélisation d'éléments discrets

Avec l'amélioration des performances des outils informatiques, de nombreux modèles modélisant des éléments discrets déterminant la compacité de différents types de mélanges sont apparus.

Jia et Williams (2001) ont développé un modèle qui permet de digitaliser des objets de différentes formes et de calculer la compacité qu'un ensemble de ces objets occupe. Les collisions et superpositions des objets sont prises en compte et ces derniers peuvent bouger par phases pour optimiser la compacité du mélange formé. Ce modèle peut mesurer la compacité des objets modélisés quelle que soit la dimension désirée (Figure 2.11).

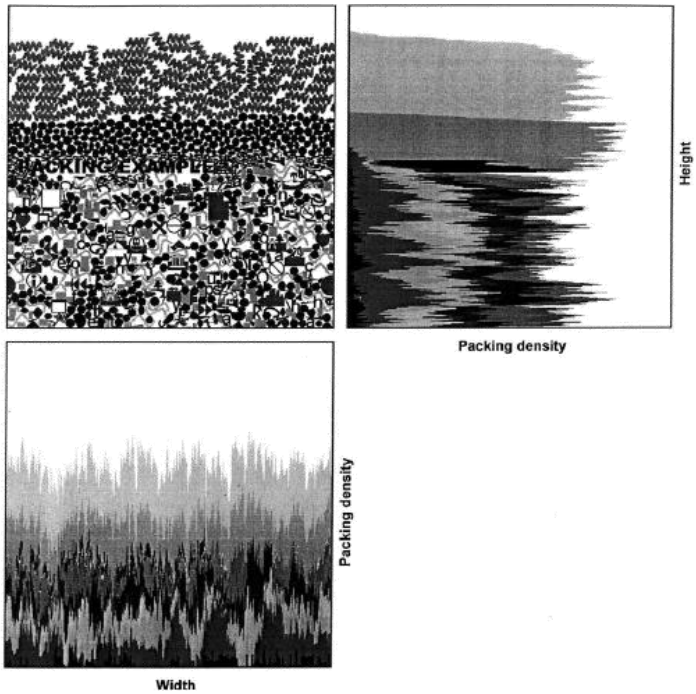


Figure 2.11: Mélange d'objets en 2D et mesure de la compacité en fonction de la hauteur ou de la largeur dans le récipient (Jia & Williams, 2001)

Dans le même ordre d'idées, Byholm, Toivakka et Westerholm (2009) ont développé un modèle qui permet de « voxeliser » (digitaliser l'objet sous forme pixélisée en 3D) des objets et d'optimiser la compaction d'un mélange en procédant par étapes. Ce modèle crée des objets, les déplace et les pivote tout en contrôlant la détection des collisions. Les objets peuvent être immobilisés pour permettre l'optimisation du positionnement des objets voisins, jusqu'à ce que le remplissage du volume prédéfini soit maximisé. Ainsi, un mélange d'objets aux formes très complexes peut voir sa compacité optimisée (Figure 2.12).

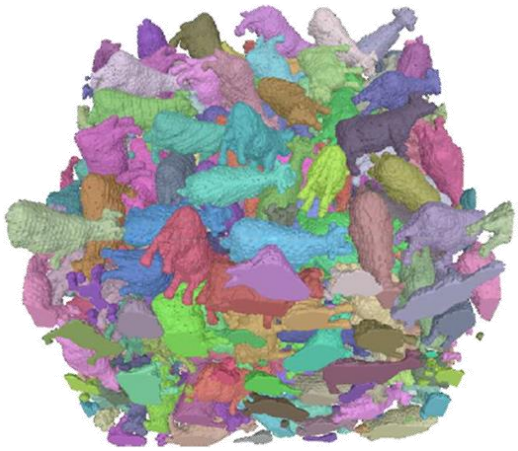
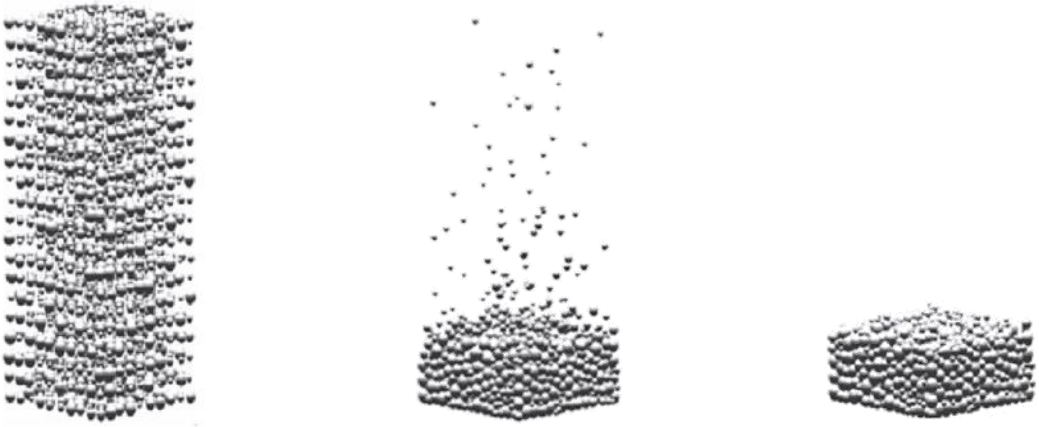


Figure 2.12: Exemple d'objets complexes en forme de vaches compactés (Byholm et al., 2009)

Jia, Zhang et Chen (2012) ont une approche différente dans leur modélisation. Leur modèle génère des sphères écartées les unes des autres sur une hauteur donnée avant de simuler l'attraction gravitationnelle et de faire tomber et s'écouler l'ensemble des sphères (Figure 2.13). Les paramètres des matériaux tels que le module d'élasticité, la densité, les coefficients de friction et un coefficient d'amortissement sont pris en compte pour simuler le placement aléatoire et naturel d'un mélange de sphères. Bien que ce modèle ne permette pas d'optimiser la compacité d'un mélange granulaire, il peut simuler de manière satisfaisante le positionnement des sphères selon un versement aléatoire au sein d'un volume défini.



a) À t = 0 s b) À t = 0.7 s c) À t = 1.5 s

Figure 2.13: Processus de compaction d'un mélange Gaussien de sphères de diamètres variant de 5 mm à 15 mm de diamètre (Jia et al., 2012)

Les modèles de modélisation d'éléments discrets, bien que propices au calcul et à l'optimisation de la compacité pour des objets complexes, ne se prêtent pas bien à la modélisation de mélanges granulaires avec des tailles de grains dont les diamètres peuvent différer d'un facteur 10^4. En effet, l'espace à modéliser est alors très important en termes de quantités d'éléments pour représenter fidèlement les mélanges, ce qui se traduit inévitablement par un temps de calcul considérable. Ils ne seront donc pas utilisés pour le développement de l'outil d'optimisation de compacité granulaire de ce projet.

2.2.4 Modèles d'inclusion des fibres

Un nombre important de modèles comprenant des fibres existe, cependant une grande majorité de ces modèles ne concerne que la prédiction des propriétés des matériaux composites (Goh, 2017; Manalo & Aravinthan, 2012; Savino, Lanzoni, Tarantino, & Viviani, 2018; Yengejeh, Kazemi, & Öchsner, 2017) ou le mélange d'un seul type de particules (Baule & Makse, 2014; Langston, Kennedy, & Constantin, 2015; Nan, Wang, Ge, & Wang, 2014; Pena, Garcia-Rojo, & Herrmann, 2007; Williams & Philipse, 2003). Seul un nombre restreint de modèle d'inclusion des fibres concerne la compacité des mélanges. Parmi ces modèles se trouvent des modèles appliquant un facteur de correction à la compacité du mélange sans fibres (de Larrard, 2000; Martinie, 2010) et des modèles qui considèrent les fibres comme des granulats sphériques possédant un diamètre équivalent calculé (Ferrara, Park, & Shah, 2007; Nardin, Papirer, & Schultz, 1985; Yu et al., 2012; Yu et al., 1992). Dans ce dernier cas, les fibres sont considérées dans la granulométrie du mélange avec une seule classe granulaire.

2.2.4.1 Modèles de correction de compacité

2.2.4.1.1 Modèle de De Larrard (2000)

Une des méthodes d'inclusion de fibres recensées a été présentée par de Larrard (2000). Ce dernier considère que les fibres perturbent un volume V_P dans leur voisinage. Ce volume dépend des dimensions des fibres et des grains qui les entourent. Son modèle s'applique pour des fibres droites comprises dans un mélange contenant une seule classe granulaire comme indiqué à l'équation 2.41.

$$\emptyset_{moy} = \left(1 - V_f - N_F V_P\right)\emptyset \tag{2.41}$$

Où :

- $\emptyset_{moy}$ est la compacité réelle moyenne pour un empilement de grains de même taille ;
- V_f est le pourcentage volumique de fibres ;
- N_F est le nombre de fibres par unité de volume ;
- V_P est le volume perturbé par une fibre ;
- $\emptyset$ est la compacité réelle pour une classe de grains.

2.2.4.1.2 Modèle de Martinie (2010)

Martinie (2010) s'appuie sur la théorie du modèle CPM de de Larrard (2000). Martinie (2010) considère également que les fibres perturbent l'arrangement granulaire du mélange et en diminuent la compacité. La perturbation est quantifiée par un coefficient perturbateur k_f déterminé empiriquement. La compacité réelle est calculée par application de l'équation 2.42.

$$\emptyset^{corr} = \left(1 - \emptyset_f \left(1 + \left(1 + k_f\right)^2\right)\right) \emptyset \tag{2.42}$$

Où :

- $\emptyset^{corr}$ est la compacité réelle du mélange considérant la présence de fibres ;
- $\emptyset_f$ est la fraction volumique de fibres dans le mélange ;
- k_f est le coefficient de perturbation de la compacité en raison de la présence de fibres ;
- $\emptyset$ est la compacité réelle du mélange sans prise en compte des fibres.

2.2.4.2 Modèles de diamètre équivalent

2.2.4.2.1 Modèle de Nardin al. (1984)

Basé sur les résultats des travaux de Milewski (1973, 1978), Nardin et al. (1985) ont proposé un modèle de diamètre équivalent permettant aux fibres d'être modélisées sous forme de sphères dont le diamètre est calculé selon l'équation 2.43.

$$\emptyset_f = (0.555 \pm 0.005)(l^2 d)^{1/3} \tag{2.43}$$

Où :

- $\emptyset_f$ est le diamètre équivalent ;
- l est la longueur des fibres ;
- d est le diamètre des fibres.

2.2.4.2.2 Modèle de Yu et al. (1992)

Yu et al. (1992) ont proposé un modèle de diamètre équivalent pour les fibres, assumant comme hypothèse que les fibres cylindriques sont modélisées sous forme de sphères par application des équations 2.44, 2.45 et 2.46.

$$d_p = \left(3.1787 - 3.6821 \times \frac{1}{\varphi} + 1.5040 \times \frac{1}{\varphi^2}\right) \times d_v \tag{2.44}$$

Avec :

$$d_v = 1.145 \times \sqrt[3]{L_f/d_f} \tag{2.45}$$

$$\varphi = 2.624 \times \frac{\left(\sqrt[3]{L_f/d_f}\right)^2}{1 + 2 \times (\frac{L_f}{d_f})} \tag{2.46}$$

Où :

- d_p est le diamètre équivalent affilié aux fibres ;
- φ est la « sphéricité » (ratio de la surface d'une sphère ayant le même volume que la fibre sur la surface réelle d'une fibre) ;
- d_v est le diamètre volumique (diamètre d'une sphère ayant le volume d'une fibre) ;
- L_f est la longueur d'une fibre ;
- d_f est le diamètre d'une fibre.

2.2.4.2.3 Modèle de Ferrara et al. (2007)

Ferrara et al. (2007) ont proposé de modéliser les fibres au sein d'un mélange granulaire sous forme de sphères ayant un diamètre équivalent déterminé par l'équation 2.47. L'équation proposée permet de définir des sphères ayant la même surface spécifique que les fibres considérées.

$$d_{eq-fibers} = \frac{3L_f}{1 + 2\frac{L_f}{d_f}} \cdot \frac{\gamma_{fiber}}{\gamma_{aggregate}} \tag{2.47}$$

Où :

- $d_{eq-fibers}$ est le diamètre équivalent des fibres considérées sphériques ;
- L_f est la longueur des fibres ;
- d_f est le diamètre des fibres ;
- γ_{fiber} est le poids spécifique des fibres ;
- $\gamma_{aggregate}$ est le poids spécifique moyen des autres composantes dans le mélange.

2.2.4.2.4 Modèle de Yu et al. (2012)

Yu et al. (2012) ont par la suite développé un modèle représentant les fibres sous forme de sphères avec un diamètre équivalent s'appuyant sur l'espacement entre les grains au sein d'un mélange. Le modèle se présente sous la forme des équations 2.48, 2.49 et 2.50.

$$D_{ss} = D_{av} \times \left(\sqrt[3]{1 + \frac{V_p - V_{void}}{V_c - V_p}} - 1 \right) \tag{2.48}$$

$$D_{av} = \frac{\sum d_i \times m_i}{\sum m_i} \tag{2.49}$$

$$D_{av-SCFRC} = \frac{\sum d_i m_i + d_{eq-fiber} \times m_{fiber}}{\sum m_i + m_{fiber}} \tag{2.50}$$

Où :

- D_{ss} est l'espacement moyen entre les surfaces des grains au sein d'un mélange ;
- D_{av} est le diamètre moyen des grains au sein du mélange ;
- V_p est le volume de pâte ;
- V_{void} est le volume de vide au sein d'un volume de grains compacts ;
- V_c est le volume total du béton ;
- d_i est le diamètre moyen de la classe i ;
- m_i est le pourcentage massique de grains de la classe i ;
- $D_{av-SCFRC}$ est le diamètre moyen des grains au sein d'un béton renforcé de fibres ;
- $d_{eq-fiber}$ est le diamètre équivalent des fibres ;
- m_{fiber} est la masse de fibres.

En prenant pour hypothèse que le remplacement des fibres par des granulats ne perturbe pas les propriétés du béton tout en conservant un D_{ss} identique, l'équation 2.51 a été formulée.

$$d_{eq-fiber} = \frac{\left[\frac{\sum d_i m_i}{\sum m_i} \times \left(\sqrt[3]{1 + \frac{V'_p - V'_{void}}{V'_c - V'_p}} - 1 \right) \Big/ \left(\sqrt[3]{1 + \frac{V_p - V_{void}}{V_c - V_p}} - 1 \right) \right] \times \left(\sum m_i + m_{fiber} \right) - \sum d_i m_i}{m_{fiber}} \tag{2.51}$$

Où d_i, m_i, V_p, V_{void} et V_c sont obtenus pour un béton renforcé de fibres autoplaçant et d'_i, m'_i, V'_p, V'_{void} et V'_c sont obtenus pour un béton non fibré autoplaçant dont les propriétés sont celles qui se rapprochent le plus fidèlement de celles du béton renforcé de fibres autoplaçant.

2.2.5 Sélection des modèles pour le projet

Deux modèles d'optimisation granulaires se démarquent des autres modèles en termes d'aboutissement et d'utilisation pertinente au sein de la communauté scientifique. Ces modèles sont le modèle discret CPM et le modèle continu d'A&A modifié. Le modèle CPM considère dans son approche des considérations physiques pertinentes tels que les effets de parois, de desserrement, l'indice de serrage et la compacité résiduelle des matériaux pour évaluer la compacité granulaire d'un mélange. Le modèle d'A&A modifié, bien qu'ayant fait ses preuves pour formuler des BFUP, ne prend pas en compte ces considérations physiques et optimise la composition en fonction d'une courbe granulaire idéalisée. De manière à comparer les mélanges de matériaux proposés par l'un ou l'autre des modèles, le modèle CPM et le modèle d'A&A modifié ont été retenus. Cependant, ceux-ci ne considèrent pas les fibres dans le processus d'optimisation.

Un modèle existant d'inclusion des fibres au sein des modèles a aussi été choisi parmi ceux présentés à la section 2.2.4 pour optimiser les formulations de béton étudiées. Les modèles de correction de compacité ont rapidement été écartés, les coefficients utilisés ayant été obtenus empiriquement sur des composantes dont les dimensions sont très différentes de celles utilisées dans le BFUP ici développé, ou utilisant des paramètres nécessitant une longue campagne d'essais pour les valider. Parmi les deux modèles proposés restants, le modèle de Yu et al. (2012) est beaucoup plus dépendant des proportions des autres composantes en présence au sein de la composition granulaire. La modification de la composition du mélange entraine une variation non négligeable du diamètre équivalent calculé selon le modèle de Yu et al. (2012). Le modèle de Ferrara et al. (2007) subit en ce sens des différences beaucoup moins importantes au cours d'une recherche de formulation optimale, car la masse volumique globale des matériaux au sein des mélanges peut être approximée et reste relativement stable. De plus, ce modèle permet de représenter les fibres sous formes de sphères équivalentes possédant la même surface spécifique que les fibres, et donc jusqu'à un certain point, possédant une quantité de grains en contact avec

leur surface similaire. C'est pourquoi ce modèle a été considéré pour l'inclusion des fibres dans les formulations proposées dans la suite de ce mémoire.

2.3 Méthodes d'essais de compacité granulaire

Il existe deux types de méthodes de détermination de la compacité d'un mélange granulaire, la mesure directe de la compacité ou sa détermination indirecte. Cette section est en partie inspirée des travaux de Fennis (2008).

2.3.1 Méthodes de mesure directes de la compacité

2.3.1.1 Méthode de mesure de compacité selon la norme britannique BS 812 : Part 2

Cette méthode de mesure de la compacité de fines présentée par Fennis (2008) se fait par mesure du volume occupé par une masse mesurée de composante après compaction sous impacts. Cette méthode nécessite le dispositif présenté à la Figure 2.14 utilisé par la norme britannique BS 812-2 (1995) ou un dispositif équivalent (les mesures sont en millimètres). Ce dispositif comprend un cylindre clos au niveau de la base de diamètre intérieur de 25 mm ± 1 mm et de hauteur 63.5 mm, un piston de 350 g ± 2 g creux en son axe pour permettre à l'air de passer, un mécanisme pour lever et relâcher le piston verticalement d'une hauteur de 100 mm ± 0.25 mm depuis la base et une masse lâchée totale pesant entre 850 et 900 g en comptant la composante à tester.

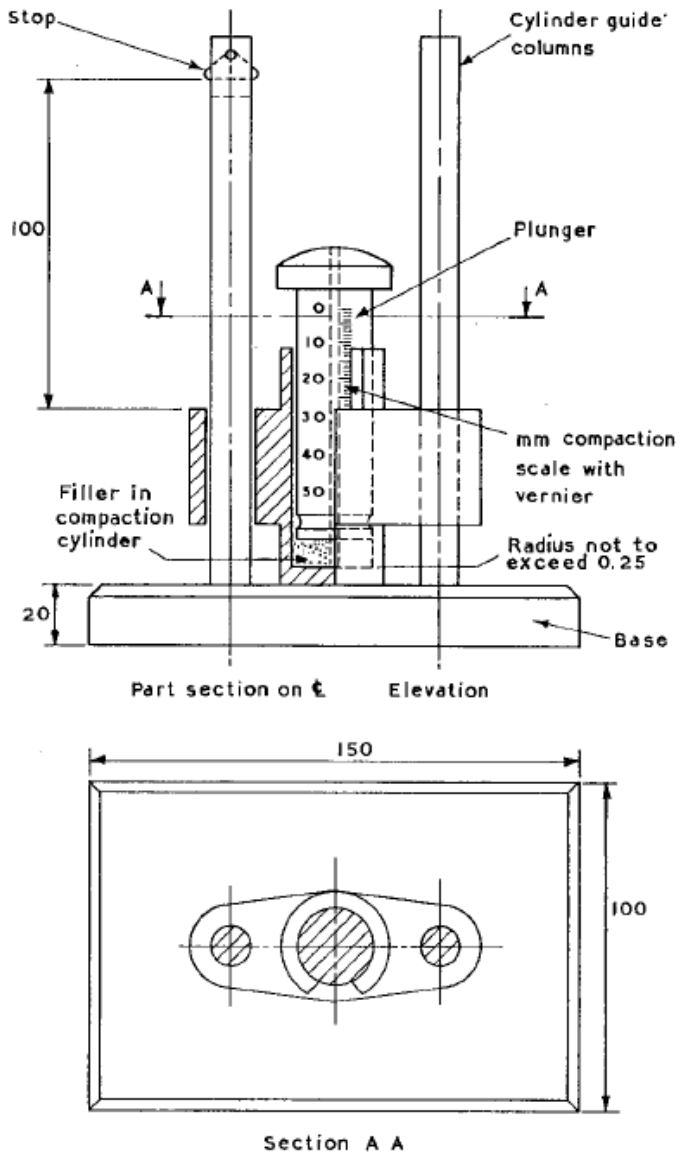


Figure 2.14: Dispositif de compaction de fines

Avant de procéder à l'essai il est nécessaire de sécher la composante à tester dans un four à 105°C ± 5°C pendant quatre heures et de la faire refroidir à température ambiante dans un dessiccateur. Dix grammes de la composante sèche sont insérés au sein du dispositif de compaction et répartis équitablement. Le piston est mis en position en maintenant le trou bouché pour éviter une évacuation de la composante et une petite pression est appliquée pour compacter légèrement la composante. Le piston est ensuite délicatement enlevé, nettoyé de l'excès de fines et réinséré de la même manière. Cent percussions sont effectuées avec le piston depuis une hauteur de 100 mm ± 0.25 mm. La hauteur occupée par la composante compactée est alors relevée. Le

dispositif est démonté sans endommager la composante compactée et est nettoyé de toute fine non compactée. La masse de composante compactée est enfin pesée avec une précision de 0.01 gramme.

La compacité de la composante est calculée par application de l'équation 2.52.

$$\emptyset = \frac{1000M}{A \times d \times d_f} \tag{2.52}$$

Où :

- $\emptyset$ est la compacité ;
- M est la masse de composante compactée ;
- A est l'aire de la base du cylindre ;
- d est la hauteur de composante compactée ;
- d_f est la densité de la composante.

2.3.1.2 Méthode d'essai n°61 : l'essai de compacité des fractions granulaires à la table à secousses

Cette méthode de détermination de compacité (Lédée, de Larrard, Sedran, & Brochu, 2004) ne s'applique qu'aux composantes ne pouvant pas former de pâte en présence d'eau et dont la dimension des plus gros granulats n'excède pas 31.5 mm. Cette méthode consiste à compacter une composante avec des impacts et à comparer la masse volumique apparente à la masse volumique en condition saturée superficiellement séchée (SSS) de la composante.

Une masse prédéfinie de composante est insérée en trois itérations avec application de 20 secousses après chaque insertion au sein du montage présenté à la Figure 2.15. Une masse appliquant une pression de 10 kPa est ensuite déposée sur la composante. Une série de 40 secousses est appliquée à la composante à une vitesse de 2 secousses/seconde. La mesure de la hauteur occupée par la composante dans un volume connu pour une masse connue permet de calculer la masse volumique apparente de la composante.

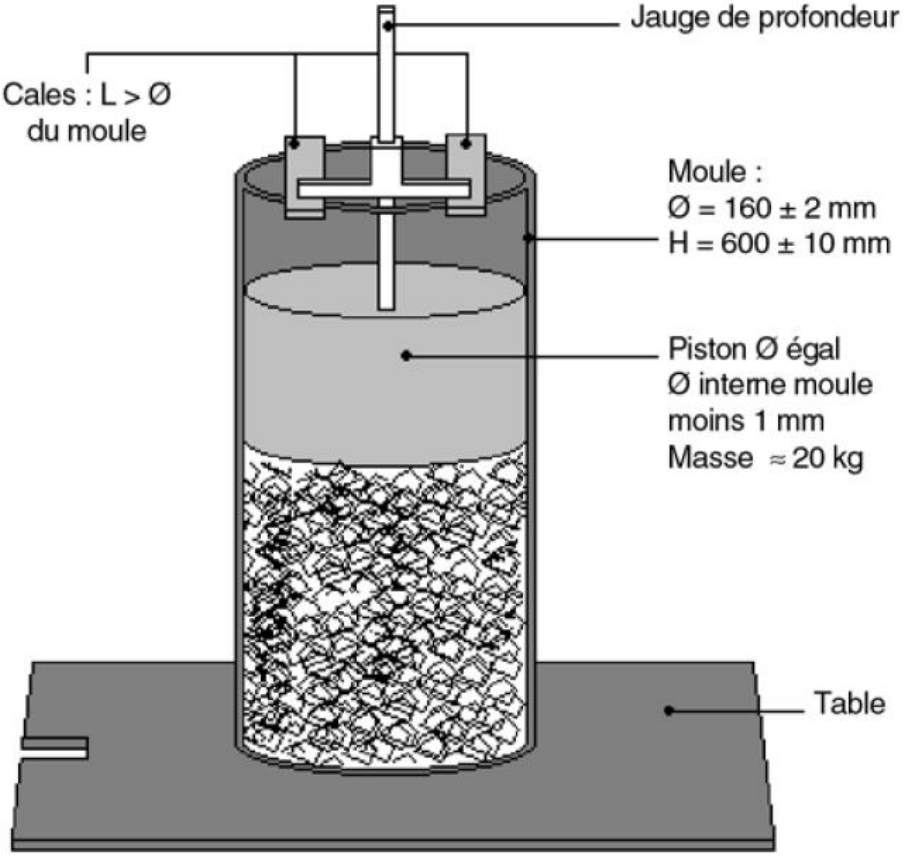


Figure 2.15: Montage de l'essai de compacité des fractions granulaires à la table à secousses (Lédée et al., 2004)

La compacité est calculée par application de l'équation 2.53.

$$\emptyset = \frac{\rho_a}{\rho} \tag{2.53}$$

Où :

- $\emptyset$ est la compacité de la composante ;
- ρ_a est la masse volumique apparente de la composante ;
- ρ est la masse volumique de la composante en conditions SSS.

2.3.2 Méthodes de mesure indirectes de la compacité

2.3.2.1 Méthode de mesure de la demande en eau

Cette méthode est une méthode visuelle proposée par Sedran (1999) et de Larrard (2000) qui consiste à évaluer l'apport en eau nécessaire pour qu'une composante constituée de grains fins se transforme en une pâte lisse et épaisse. Selon cette méthode, le passage de l'état de « boulettes » (Figure 2.16a) de la composante à l'état de pâte lisse homogène (Figure 2.16b), aussi appelé apport en eau critique, indique que la compacité obtenue correspond à la compacité théorique calculée selon le modèle CPM pour un indice de serrage $K = 6.7$. Cet essai nécessite l'utilisation d'un malaxeur à mortier normalisé et d'une balance d'une précision atteignant 0.1 gramme.

a) Etat de « boulettes » b) Etat de pâte lisse

Figure 2.16: Pâte de ciment durant l'essai de demande en eau (de Larrard, 2000)

Pour procéder à l'essai, une masse de 350 g de composante est pesée et de l'eau provenant du réseau d'eau potable à une température de 20 ± 2°C est utilisée. Avant le mélange, la cuve et les pâles sont humidifiées avec une éponge humide. L'eau est insérée dans le malaxeur en premier avec l'adjuvant si nécessaire et le ciment est ajouté par la suite. Un malaxage d'une minute par le malaxeur à vitesse lente, un malaxage manuel d'environ 15 secondes pour racler les rebords et un malaxage par le malaxeur à vitesse rapide pendant une minute sont effectués.

Un essai préliminaire pour déterminer une valeur approchée de la quantité d'eau minimale nécessaire pour passer d'un état de « boulettes » à un état de pâte lisse peut être effectué. Cette première approche consiste à incorporer l'eau après le ciment par itérations toutes les minutes durant un malaxage à vitesse rapide. Une fois la consistance de pâte lisse obtenue il est possible de procéder à l'essai présenté précédemment avec un dosage en eau légèrement plus faible.

La compacité du mélange est calculée suivant l'équation 2.54.

$$\emptyset = \frac{1}{1 + \rho_c(E/C)} \tag{2.54}$$

Où :

- $\emptyset$ est la compacité de la composante ;
- ρ_c est la densité du ciment ;
- E est la masse d'eau incorporée ;
- C est la masse de composante utilisée.

2.3.2.2 Méthode de mesure de la demande en eau via la mesure de l'énergie de malaxage

Cette méthode présentée par Marquardt (2002) s'appuie sur l'hypothèse que les forces de cisaillement intergranulaires sont les plus importantes à la limite de saturation des vides avec de l'eau. En effet, lorsque le dosage en eau est inférieur au volume de vides, la force de cohésion des agglomérats augmente avec l'augmentation de la quantité d'eau et l'augmentation de la tension de surface. Lorsque le dosage en eau est supérieur au volume de vides, cette force diminue au fur et à mesure que la quantité d'eau au sein du mélange est augmentée.

Marquardt (2002) a proposé un protocole pour mesurer la demande en eau d'une composante fine. Pour cela il faut procéder au malaxage de 200 cm^3 d'une composante dans un malaxeur à mortier avec un ajout constant d'eau de 1.5 ml/seconde durant toute la durée de malaxage avec une vitesse de malaxage de 140 rotations/minute. Les mesures de la tension électrique du malaxeur et de la consommation électrique permettent de déterminer le pic d'énergie nécessaire et par suite de la demande en eau de la composante mélangée.

2.3.2.3 Mesure de compacité via l'essai Proctor

Le but de cet essai présenté par Fennis (2008) est de tracer une courbe de la densité sèche compactée d'une composante à partir de mélanges contenant différentes quantités d'eau. Pour cela, le principe de l'essai Proctor (ASTM D698, 2012) est utilisé. Il faut mélanger une composante fine avec une quantité d'eau connue et placer le mélange dans un moule cylindrique de diamètre 100 mm et de hauteur 120 mm en trois couches. Après chaque couche le moule est compacté vingt-cinq fois avec une masse de 2.5 kg lâchée d'une hauteur de 305 mm de manière uniforme sur la surface du mélange. Une fois les trois couches ajoutées et compactées, le surplus de mélange est délicatement enlevé. Des pesées à l'état humide et après séchage permettent de déterminer la quantité d'eau contenue dans le mélange compacté. L'application de l'équation 2.55 permet de calculer la densité du mélange à l'état sec pour chaque mélange compacté.

$$\rho_s = \frac{100\rho}{100 + w} \tag{2.55}$$

Où :

- ρ_s est la densité sèche ;
- ρ est la densité de l'éprouvette après compaction ;
- w est le dosage en eau.

2.3.2.4 Méthode de consolidation par centrifugation

Cette méthode présentée par (Fennis, 2008) a pour but de consolider un mélange dont les proportions sont connues et de mesurer la quantité d'eau en surplus évacuée par l'échantillon ayant subi la consolidation afin de déterminer la quantité d'eau critique du mélange.

La composante et l'eau sont malaxés pendant 2 minutes entrecoupées d'une minute d'arrêt avant d'être insérées dans des tubes à essai d'une hauteur de 90 mm et d'un diamètre interne de 22 mm. Une centrifugation pendant dix minutes à 4000 rotations/minute au sein d'une centrifugeuse de type Dumee Jouan E82N permet ainsi à la pâte de se consolider et à l'eau en surplus de faire surface. Cette eau en surplus est extraite au moyen d'une pipette et est pesée afin de déterminer la masse d'eau correspondant à la demande en eau.

2.3.2.5 Méthode de mesure de compacité par l'aiguille de Vicat

L'aiguille de Vicat (Figure 2.17) est un outil utilisé pour déterminer le temps de prise de matériaux cimentaires. Lecomte, Meching et Diliberto (2006) ont mis en place un essai de détermination de la compacité de pâtes cimentaires en utilisant l'aiguille de Vicat, l'appareil devant être muni d'une sonde de consistance de 10 mm de diamètre. Cette méthode est par ailleurs préconisée, au même titre que la méthode de mesure de la demande en eau (section 2.3.2.1), par la gamme de logiciels BétonLabPro (Sedran, de Larrard, & Le Guen, 2007). Sedran et al. (2007) considèrent en effet que les résultats obtenus selon cette méthode sont cohérents avec ceux obtenus selon la méthode de mesure de la demande en eau (section 2.3.2.1) tout en permettant une meilleure répétabilité et une meilleure objectivité.

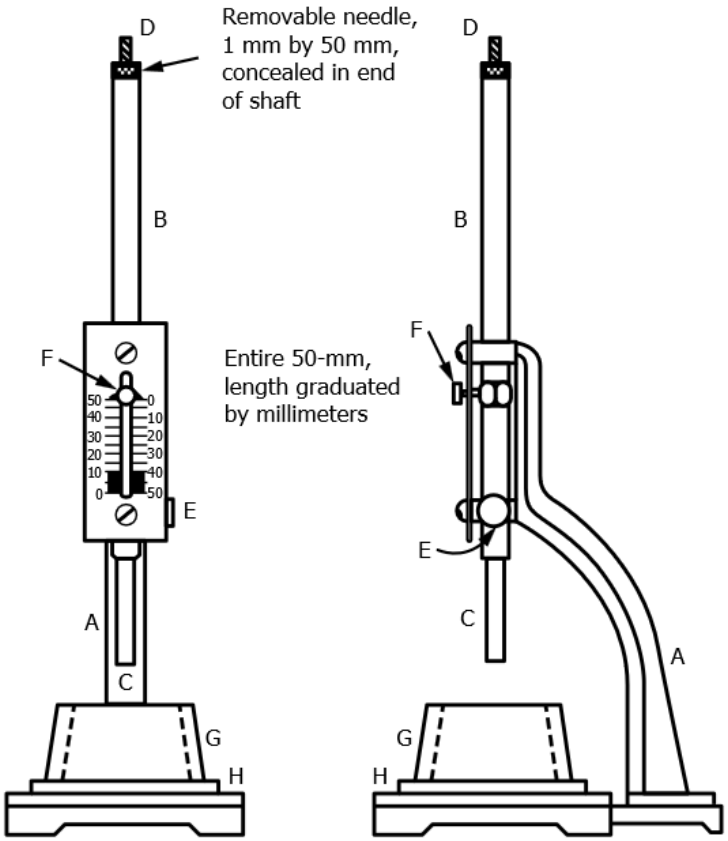


Figure 2.17: Montage de l'essai à la sonde de Vicat (ASTM C187-16, 2016)

Le dosage en eau optimal pour lequel la compacité doit être mesurée selon la méthode de mesure de la demande en eau est obtenu pour un enfoncement d'aiguille jusqu'à 6 mm du fond du moule

contenant la pâte. Des essais sur des mélanges binaires de ciment et d'additions minérales ont permis de déterminer que l'indice de serrage à utiliser pour cet essai était de 4.8 en utilisant le modèle CPM.

2.3.2.6 Méthode rhéologique de Krieger and Dougherty

La méthode proposée par Weerdt (2007) consiste à déterminer la compacité maximale en faisant correspondre la viscosité mesurée d'un mélange à la viscosité évaluée par l'équation 2.56 de Krieger-Dougherty.

$$\eta_r = \frac{\eta}{\eta_c} = \left(1 - \frac{\emptyset_s}{\emptyset_M}\right)^{-[\eta]\emptyset_M} \tag{2.56}$$

Où :

- η_r est la viscosité relative ;
- η est la viscosité de cisaillement apparente de la pâte de ciment ;
- η_c est la viscosité apparente de la phase liquide ou viscosité de l'eau à 20°C, 0.001 Pa.s ;
- $\emptyset_s$ est la fraction volumique de solides ;
- $\emptyset_M$ est la compacité maximale des grains de ciment ;
- $[\eta]$ est la viscosité intrinsèque des particules.

Un mélange connu est malaxé pendant 2 minutes à vitesse lente entrecoupées d'une minute d'arrêt. La viscosité apparente du mélange est ensuite mesurée au moyen d'un viscosimètre cylindrique coaxial de type PAAR Physica MC1. Les mesures sont effectuées cinq minutes après le début de la séquence de malaxage.

2.3.2.7 Méthode de détermination de compacité par voie humide

La méthode de détermination de la compacité d'une composante par voie humide (Fung, Kwan, & Wong, 2009) se fait par itérations successives avec différents ratios volumiques E/S, où E est le volume d'eau dans le mélange et S est le volume de composante sèche. Le ratio volumique E/S est considéré initialement comme étant égal à l'unité et est ensuite diminué progressivement. La théorie à la base de cette méthode est basée sur le principe que la compacité résiduelle de la composante est obtenue pour la densité maximale du mélange. Le principe est donc que la densité du mélange est maximale quand les grains de la composante sont agencés de manière optimale,

tous les grains étant en contact les uns avec les autres et l'eau ne faisant que remplir les vides sans desserrement de la structure granulaire.

Le malaxage de la composante avec l'eau (et le superplastifiant le cas échéant) se fait en plusieurs étapes pour assurer une homogénéisation optimale même en présence d'une quantité limitée d'eau. Pour cela, seule la moitié de la composante est d'abord malaxée avec la totalité de l'eau et la moitié du superplastifiant pendant trois minutes. Le reste de la composante et du superplastifiant sont ajoutés en quatre itérations avec trois minutes de malaxage séparant chaque ajout. La masse d'un volume connu du mélange obtenu est ensuite pesée. Connaissant ainsi la masse volumique expérimentale du mélange et la masse volumique théorique il est possible de déterminer le volume de matière solide au sein d'un volume fixé et donc de déterminer la compacité du mélange pour une certaine quantité d'eau.

La réalisation des essais sur une certaine plage de ratios volumiques E/S permet d'identifier la compacité maximale pour une composante, obtenue pour un dosage en eau optimal.

2.3.3 Sélection des essais pour le projet

La compacité de chacune des composantes de BFUP qui seront utilisées dans ce projet devra être mesurée. Une sélection doit donc être faite parmi l'ensemble des techniques de mesure de la compacité décrites précédemment. Voici la synthèse ayant mené à la sélection des essais.

La méthode de mesure de compacité selon la norme britannique BS 812 : Part 2 nécessite un outillage non disponible au laboratoire, de même que pour la méthode de consolidation par centrifugation, la méthode rhéologique de Krieger et Dougherty et la méthode de mesure de compacité par l'aiguille de Vicat. La méthode de mesure de la demande en eau est très subjective et présente des risques de faible reproductibilité des résultats (Sedran et al., 2007). La méthode de mesure de la demande en eau via la mesure de l'énergie de malaxage nécessiterait l'installation d'un montage électrique difficilement adaptable au malaxeur utilisé sans l'appui du secteur santé et sécurité, ceci pouvant retarder considérablement les essais. La méthode de détermination de compacité par voie humide et la mesure de compacité via l'essai Proctor ont des philosophies semblables, sont objectives et permettent d'obtenir des paramètres quantifiables. Cependant, la réalisation de l'essai Proctor aurait nécessité d'utiliser du matériel n'appartenant pas au laboratoire. La méthode de détermination de compacité par voie humide (Fung et al., 2009) pour les

composantes fines a donc été choisie. Les composantes grossières ont vu leur compacité mesurée via la méthode d'essai n°61 (section 2.3.1.2) (Lédée et al., 2004) dont le système a pu être reproduit en laboratoire.

2.4 Effets de la température sur le BFUP

2.4.1 Effets de la température de production sur les propriétés du béton

Neville (2000) a établi que la température du béton à l'état frais avait un impact sur la maniabilité. Pour une même maniabilité mesurée par des essais d'étalement ou d'affaissement au cône d'Abrams (Canadian Standard Association, 2014c, 2014e), plus la température du béton augmente, plus la quantité d'eau introduite dans le béton lors de la production augmente. Ainsi le rapport Eau/Ciment (E/C) doit être plus élevé. Cette assertion a été validée pour des bétons avec des granulats de deux tailles différentes : 38 et 152 mm sur une plage de températures allant de 7 à 37°C (U.S Bureau of Reclamation, 1975). Ainsi une température du béton à l'état frais plus basse permettrait d'augmenter la maniabilité sans influer sur le rapport E/C et sans ajouter d'adjuvants superplastifiants. Concernant les BFUP, bétons qui présentent un potentiel exothermique élevé en raison des très forts dosages en matériaux cimentaires (Russell & Graybeal, 2013), il est fréquent de remplacer une partie de l'eau de gâchage par de la glace, en particulier en période estivale, afin de permettre de diminuer la température maximale atteinte par le matériau, limitant ainsi les problèmes de fissuration de retrait thermique notamment (Bierwagen, 2009; Russell & Graybeal, 2013). L'impact de l'introduction de la glace sur les propriétés des BFUP aux états frais et durci est peu documentée, ce projet apportera donc des résultats très utiles à ce point de vue.

Burg (1996) a travaillé sur l'impact de la température de production sur les propriétés des bétons ordinaires. Deux bétons comprenant des ciments de type I et II ont été testés pour des températures de production de 10, 23 et 32°C et des températures de cure de 10, 23 et 32°C respectivement, exception faite de la production à 23°C qui a également été soumise à une cure de 10°C. Il en est ressorti que le gain de maniabilité présente une augmentation proportionnelle avec la baisse de la température entre 32 et 10°C. Le béton réalisé avec le ciment de type I, produit et mûri à 10°C, offre des résistances à la compression supérieures à toutes les autres conditions dès une échéance de 7 jours. Cependant, une cure à 10°C pour une production à 23°C ne montre pas une telle

augmentation des résistances à la compression. La température de production semblerait donc avoir un effet non négligeable sur la résistance à la compression pour des productions et cures comprises entre 10 et 32°C.

Une hausse de la température du béton à l'état frais permet également de diminuer la période d'induction, ce qui accélère le développement de l'hydratation initiale du béton et augmente la résistance en compression au très jeune âge (Neville, 2000).

2.4.2 Effets de la température de cure sur l'hydratation

La cinétique d'hydratation du ciment d'un béton est thermo-dépendante (Elkhadiri, Palacios, & Puertas, 2009; Kazemi-Kamyab, Denarié, & Brühwiler, 2010; Termkhajornkit & Barbarulo, 2012), ce qui signifie qu'une augmentation de la température au jeune âge accélère la vitesse d'hydratation et les réactions avec les pouzzolanes. La revue sur les BUHP de Wang et al. (2015) indique que l'accroissement de la température de cure accélère la vitesse d'hydratation du ciment et favorise la réaction de la portlandite avec les ajouts cimentaires. Pour modéliser numériquement la cinétique d'hydratation du ciment (et plus particulièrement la vitesse de dissolution du ciment), beaucoup d'études (Baron & Olivier, 1996; Habel, Viviani, Denarié, & Brühwiler, 2006; Kamen, Denarié, Sadouki, & Brühwiler, 2009; RILEM, 1997; Termkhajornkit & Barbarulo, 2012) utilisent une fonction de maturation se basant sur l'équation d'Arrhenius 2.57, selon laquelle la température absolue d'une solution de réactifs ainsi que des facteurs propres au matériau permettent d'indiquer le taux de réaction en fonction du temps (Schwaab & Pinto, 2007).

$$M(t) = \int_0^t e^{\frac{Q}{R}\left(\frac{1}{273+T_{ref}} - \frac{1}{273+T(t)}\right)} dt \tag{2.57}$$

Où :

- $M(t)$ est la maturité ;
- Q est l'énergie d'activation ;
- R est la constante des gaz parfaits = 8.314 $J.mol^{-1}.K^{-1}$;
- $T_{réf}$ est la température de référence ;
- T est la température du béton.

L'équation d'Arrhenius permet de donner une bonne approximation de la quasi-totalité des réactions dans le domaine de la chimie. Cette relation indique que plus la température ambiante est importante, plus la vitesse de réaction augmente (Schwaab & Pinto, 2007). Certaines réactions

particulières telles que les réactions de combustion à très hautes températures font exception à la règle (Schwaab & Pinto, 2007), ce qui ne semble pas être le cas des bétons ordinaires, des BHP ou des BFUP (Baron & Olivier, 1996; Kamen et al., 2009; RILEM, 1997; Termkhajornkit & Barbarulo, 2012).

Les résultats présentés par Termkhajornkit et Barbarulo (2012) se basent sur l'équation d'Arrhenius et l'hypothèse selon laquelle l'épaisseur de dissolution des grains de ciment est homogène quelle que soit la taille initiale des grains. Sur une plage de températures variant de 20°C à 60°C pour des pâtes de ciment avec des rapports E/C de 0.5 et 0.6, la réaction d'hydratation du ciment s'accélérait avec l'accroissement de la température de cure. Leur étude tend d'ailleurs à montrer que l'intégralité des surfaces de grains de ciment au sein de la matrice se dissout à la même vitesse. Ceci explique pourquoi un béton produit avec un ciment d'une granulométrie fine s'hydrate théoriquement plus rapidement qu'un béton produit avec un ciment d'une granulométrie plus grossière.

En mesurant la perte de masse relative à l'évaporation de l'eau liée par la réaction d'hydratation sur un BFUP chauffé à 100°C pendant une heure, Kamen et al. (2009) ont déterminé le degré d'hydratation d'un BFUP ayant subi des températures de cure de 20, 30 et 40°C sans apport d'eau du milieu extérieur. Pour un BFUP avec un rapport E/C de 0.165, 96 % de l'hydratation à 28 jours était obtenue dès 48 heures après le contact eau-ciment lorsque maintenu à 40°C. À 4 jours, le BFUP mûri à 20°C a présenté un degré d'hydratation inférieur à celui obtenu pour le BFUP muri à 30°C, lui-même inférieur à celui déterminé pour le BFUP ayant subi une cure à 40°C. Sur la base de ces résultats, il apparait que l'augmentation de la température de cure permet donc d'accélérer la cinétique d'hydratation du ciment, et ainsi de s'approcher plus vite du degré d'hydratation maximal que peut atteindre le matériau.

Des travaux sur des BFUP avec un E/L de 0.131 mûris à 5, 10 et 20°C ont été effectués par Kazemi-Kamyab et al. (2010). Au cours de cette étude, le temps de prise du béton a été mesuré à la fois selon l'essai normalisé à l'aiguille de Vicat (ASTM C191, 2014) et selon une technique de transmission d'ultrasons (Grosse, Reinhardt, Krüger, & Beutel, 2006). Il s'avère que le passage d'une température de cure de 20°C à 10°C a retardé les temps de prise initiale et finale respectivement de 4.5 et 5.1 heures, pour des temps de prise initiale et finale respectivement de 22.3 et 24 heures pour le BFUP conservé à 20°C. Le maintien à 5°C au lieu de 10°C a retardé les

temps de prise initiale et finale de 6.7 et 7.0 heures supplémentaires. Ainsi, entre 20°C et 5°C, le temps de prise a augmenté de 50 %, que ce soit pour le temps de prise initiale ou le temps de prise finale du BFUP. L'essai de transmission des ultrasons mesurés (Figure 2.18) révèle deux éléments : jusqu'au point B (soit 36 heures après le contact eau-ciment), la température de cure ne semble pas affecter la vitesse de transmission des ultrasons dans le BFUP étudié. L'accroissement jusqu'au point B correspond à la formation progressive de plus en plus d'hydrates. L'augmentation de la vitesse des ultrasons après le point B est due à la multiplication des liaisons créées entre les hydrates, ce qui permet aux ondes de traverser plus de matières solides. Il est intéressant de noter que le temps de prise finale mesuré à l'aiguille de Vicat correspond au début de la montée en température du béton sous l'effet de la réaction d'hydratation.

La cinétique d'hydratation du ciment au jeune âge est donc accélérée par une température de cure élevée et est ralentie lorsque la température de cure est moins élevée.

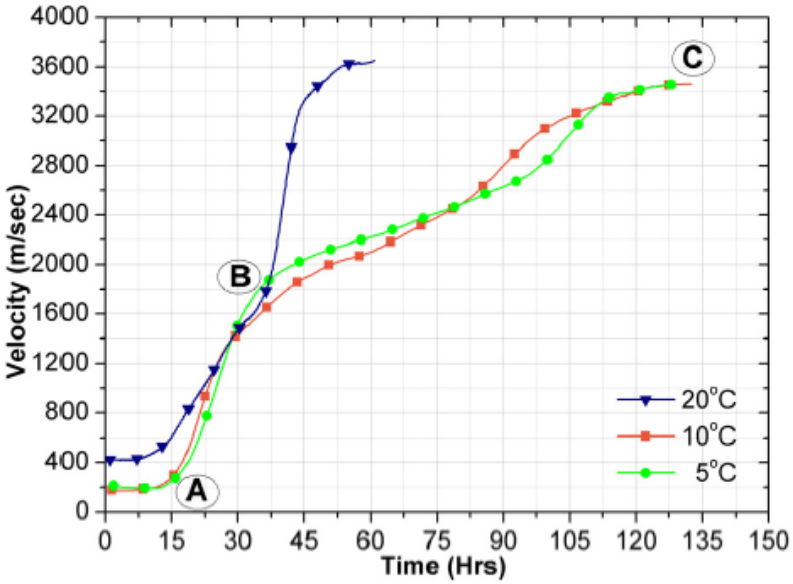


Figure 2.18: Influence de la température de cure sur la vitesse de pulsation ultrasonique (Kazemi-Kamyab et al., 2010)

2.4.3 Effets de la température de cure sur la microstructure du béton

Avant que les BHP et BFUP ne soient étudiés, de nombreux auteurs (Kjellsen, Detwiler, & Gjørv, 1991; Mouret, Bascoul, & Escadeillas, 1999; Patel, Bland, & Poole, 1995) ont mené des travaux pour étudier les transformations qui s'opèrent au sein de la microstructure du béton lorsqu'il est soumis à différentes températures de cure.

Elkhadiri et al. (2009) ont réalisé des analyses sur deux pâtes de ciment (CEM I 42.5R et CEM II/A-V 42.5R avec un rapport E/C de 0.3) qu'ils ont soumis à des températures de cure de 4, 22, 40 et 85°C jusqu'à réalisation des analyses. Les analyses ont été menées par différentes méthodes : diffractométrie aux rayons X (XRD), spectroscopie infrarouge à transformée de Fourier (FTIR), imagerie en électrons rétrodiffusés (BSE) et résonnance magnétique nucléaire (MAS NMR). Ils ont ainsi observé que de plus grandes quantités d'ettringite étaient présentes pour des cures à 4 et 22°C. À 40°C, la présence de cette phase était réduite et à 85°C, elle était indétectable. Cela s'expliquerait par le fait que l'ettringite n'est pas stable pour des températures excédant 70°C. Néanmoins, la variation de la quantité d'ettringite n'expliquerait pas à elle seule les différences de résistances en compression des pâtes de ciment subissant des cures à différentes températures. En effet, les propriétés mécaniques sont étroitement liées aux types d'hydrates qui précipitent, à leur répartition au sein de la matrice cimentaire et à la distribution de la porosité. Or, la porosité au jeune âge des pâtes de ciment mûries à hautes températures est inférieure à celle des pâtes de ciment maintenues à plus basses températures. Cette tendance s'inverse avec le temps, notamment en raison du moins bon raffinement de la porosité (donc de la présence de pores plus grossiers) pour des cures à hautes températures. A 28 jours, la matrice des pâtes de ciment maintenues à 4°C est plus sombre que la matrice des pâtes de ciment maintenues à 85°C (Figure 2.19). Plus la couleur de la pâte est foncée, plus la densité et la répartition des C-S-H dans la pâte est élevée (Elkhadiri et al., 2009). Les couches faites de C-S-H autour des grains de ciment à 28 jours étaient épaisses de 25 µm pour les pâtes de ciment maintenues à 85°C, alors qu'elles n'étaient que de 5 µm pour les pâtes de ciment ayant subi une cure à 20°C. Cela dénote une plus grande hétérogénéité du matériau et des discontinuités entre les grains et la pâte en raison de l'hydratation accélérée par la cure à des températures élevées. L'épaisseur plus importante des couches de C-S-H montre que les hydrates se sont formés rapidement après dissolution, ce qui ne leur a pas laissé le temps de se diffuser dans la pâte de ciment. En plus des macropores trouvés en plus grandes quantités pour la pâte de ciment maintenue à 85°C, le ratio Ca/Si dans les C-S-H était également plus élevé. Ce ratio

étant représentatif de l'état de dissolution et de précipitation des phases minérales au sein de la pâte de ciment (Elkhadiri et al., 2009), ces résultats tendent donc également à démontrer l'accélération de l'hydratation causée par des températures de cure plus élevées.

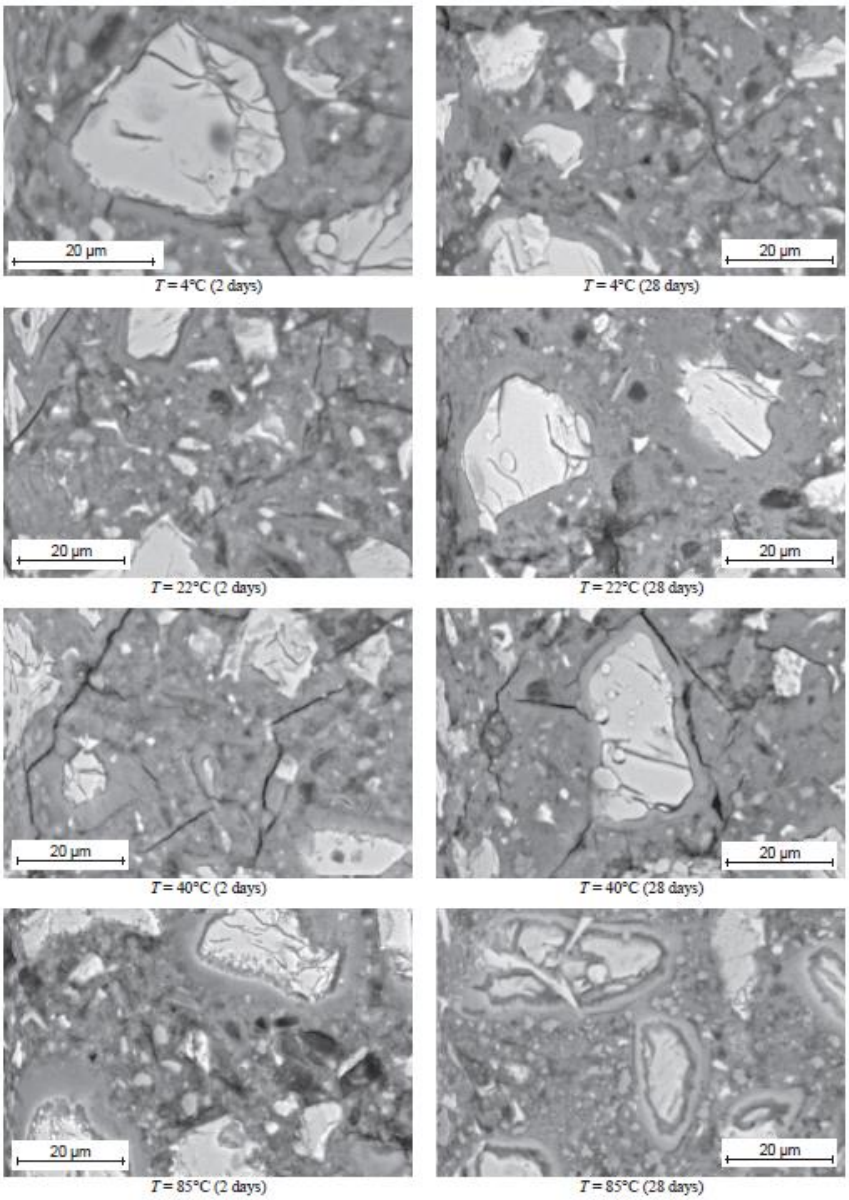


Figure 2.19: Micrographies d'une pâte de ciment CEM I 42.5R mûrie à différentes températures (Elkhadiri et al., 2009)

Ces résultats sont corroborés par Gallucci et al. (2006) qui présentent des résultats similaires pour un béton réalisé avec un ciment CEM I 42.5 mûri à des températures variant de 5 à 60°C. Ils observent également une matrice plus sombre pour de basses températures de cure et une hétérogénéité des phases du matériau croissante avec les températures de cure plus élevées. Ils ont

également déterminé qu'au jeune âge, la matrice était plus poreuse pour des cures à basses températures, mais que l'effet s'inversait à plus long terme. De plus, ils ont observé une présence de pores plus gros à long terme pour des températures de cure plus élevées. Par ailleurs, des mesures de la quantité d'ettringite formée au cours de l'hydratation par XRD-Riedvelt (Scrivener, Füllmann, Gallucci, Walenta, & Bermejo, 2004) ont montré que l'ettringite se développait et était dégradée plus rapidement lorsque le béton était conditionné à des températures de cure élevées que lorsque les températures de cure sont plus faibles, où l'ettringite se maintient alors de façon plus durable. Enfin, pour un degré d'hydratation identique, les résistances en compression dépendent de l'agencement microstructural du béton, la microstructure dépendant elle-même de la température de cure.

Les couches protectrices formées de produits hydratés autour des grains de ciment mentionnées plus tôt ont également été observées par Kjellsen et son équipe (Kjellsen & Detwiler, 1992; Kjellsen, Detwiler, & Gjørv, 1990; Kjellsen et al., 1991). Leur étude concernait des bétons conservés à des températures de cure variant de 5 à 50°C. Ces couches de C-S-H n'apparaissant pas du tout pour les bétons mûris à 5°C, la formation de ces couches pourrait être causée par l'accélération des réactions d'hydratation lorsque la température de cure est plus élevée, les hydrates se formant plus rapidement après la dissolution des ions en solution. Ils ont également dénoté une relation entre la taille, la répartition des pores et la température de cure : plus la température de cure est élevée, plus la dimension et la quantité de pores augmentent.

L'absence de formation d'ettringite primaire, ou sa déstabilisation, pour des températures supérieures à 70°C (Taylor, Famy, & Scrivener, 2001) n'est pas préjudiciable au matériau, même si elle participe à la résistance lorsque formée au jeune âge. Néanmoins, la mise en solution d'ions sulfates permet la formation d'ettringite différée une fois que la température du béton devient inférieure à 70°C (Collepardi, M., 2003). La formation d'ettringite différée dans une matrice relativement dense peut causer des contraintes et des gonflements locaux dans le béton pouvant mener à une fissuration prématurée (Taylor et al., 2001).

Les études présentées précédemment étaient relatives à des bétons ordinaires. Les bétons qui nous concernent sont des BFUP. En considérant les ajouts cimentaires, il est probable que l'effet de différentes cures thermiques n'affecte pas leur microstructure de la même manière que pour les bétons ordinaires.

Cheyrezy, Maret et Frouin (1995) ont effectué des analyses par diffractométrie aux rayons X (XRD) sur un BUHP ayant un rapport E/L de 0.12 (0.15 pour les bétons fibrés ou contenant du quartz broyé) exposé à des températures de cures de 20, 90, 200, 250 et 400°C. Certains BUHP étaient soumis à une contrainte de compression pendant la cure, soit à 31.4 MPa pour les matériaux mûris à 20°C, soit à 63.3 MPa pour les autres. Ils ont ainsi déterminé que plus la température de cure augmente, plus le pourcentage d'eau totale liée devient important (100 % pour une cure à 400°C) et plus le taux de réaction pouzzolanique augmente. De plus, à partir de 250°C, de la xonotlite se forme également. La porosité des bétons étudiés et le diamètre des pores sont réduits lorsque la température de cure augmente, pour atteindre un optimum à 150°C où aucun pore de dimension moyenne supérieure à 3.75 nm n'est détecté. Au-delà de cette température (150°C), la porosité recommence à augmenter indépendamment de la contrainte de compression imposée au BUHP pendant la cure.

En conclusion, des températures de cure élevées pour des bétons ordinaires ont de nombreux impacts sur leur microstructure. La précipitation accélérée des C-S-H, plus particulièrement autour des grains de ciment, permet de développer des résistances au jeune âge plus importantes. Néanmoins, cette accélération tend à augmenter l'hétérogénéité du béton et à diminuer la formation d'ettringite primaire jusqu'à une température de 70°C, au-delà de laquelle l'ettringite est déstabilisée. Cela peut augmenter la formation d'ettringite différée, causant ou pouvant participer à la porosité plus importante également observée à long terme pour des bétons ayant subi des températures de cure élevées. Cependant la très faible porosité des BFUP/BUHP et leur faible teneur initiale en eau permettent de grandement diminuer, voir faire disparaitre les risques de formation d'ettringite différée qui ne peut avoir lieu qu'en présence d'eau dans le réseau de pores.

Ces effets défavorables à température de cure élevée n'ont ainsi pas été observés sur des BUHP. Pour un BUHP, une température de cure élevée entraine une accélération des réactions pouzzolaniques, ce qui favorise la formation de C-S-H de manière plus uniforme dans la matrice en consommant la portlandite. De plus, la porosité diminue jusqu'à l'atteinte d'une valeur optimale pour une température de cure de 150°C dans le cas des travaux présentés par Cheyrezy et al. (1995).

2.4.4 Effets de la température de cure sur la résistance à la compression

L'influence de la température de cure sur les bétons est un sujet qui a été largement étudié. Les études réalisées tendent à montrer que, quel que soit le type de béton (bétons ordinaires, BHP et BFUP), plus un béton subit une cure à de hautes températures, plus sa résistance à la compression au jeune âge se développe rapidement, mais plus elle plafonne rapidement également (Kamen, Denarie, & Brühwiler, 2007; Neville, 2000; Park, Kim, Cho, & Jeon, 2015).

Neville (2000) a compilé les résultats des effets de la température de cure sur des bétons ordinaires. Il en ressort qu'une température élevée lors de la mise en place réduit la durée de la période dormante de l'hydratation du ciment, augmente les résistances au jeune âge, mais peut avoir l'effet inverse dès le 7^{è} jour suivant le contact eau-ciment. Ainsi, sur une plage de températures allant de 4 à 46°C durant les 2 premières heures après la mise en place du béton, les bétons ayant été exposés aux températures les plus basses finissent par avoir les meilleures résistances à la compression après 7 jours (Price, 1951). D'autres essais (Petscharnig, 1987) se sont basés sur les températures extérieures moyennes par mois en Autriche tout au long de l'année. Ils ont maintenu la température de cure du béton aux températures ainsi déterminées, et ce pendant les 4 premières heures suivant le contact eau-ciment. Il s'avère que les résistances à la compression à 28 jours varient en fonction des mois de l'année, avec des résistances en compression supérieures pour les bétons dont les températures de cure correspondent aux mois d'hiver (les températures les plus faibles). Enfin, des bétons avec un rapport E/C de 0.41 maintenus dans des bassins remplis d'eau avec des températures allant de -4 à 49°C pendant les 18 premiers jours suivant le contact eau-ciment ont été testés en compression à 28 jours (Klieger, 1958) (Figure 2.20). Un optimum de 13°C a été déterminé pour obtenir la meilleure résistance en compression à 28 jours.

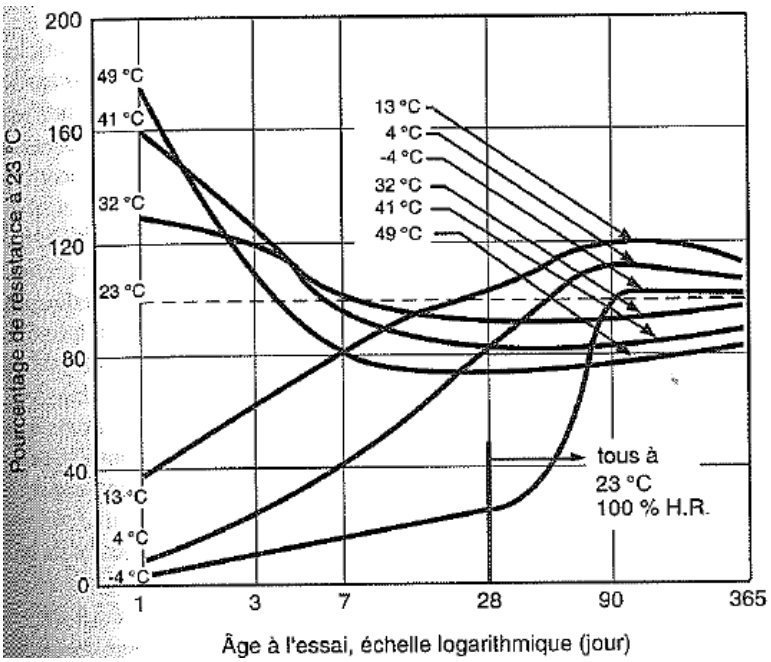


Figure 2.20: Effet de la température de cure durant les 28 premiers jours sur la résistance en compression (Klieger, 1958)

Gallucci et al. (2006) ont étudié l'effet de températures de cure de 5, 20, 40 et 60°C avec une humidité relative de 100 % sur la résistance en compression d'un béton constitué d'un ciment CEM I 42.5. Jusqu'au 3e jour (après le contact eau-ciment), le béton maintenu à 5°C présente une résistance à la compression inférieure à celle des bétons maintenus à 40 et 60°C. Après 3 jours, la résistance à la compression est plus importante pour une température de cure de 20°C. À un an, la résistance à la compression du béton ayant subi une cure à 5°C est égale à celle du béton ayant subi une cure à 20°C. Le béton soumis à une température de cure de 60°C présente une résistance en compression à un an inférieure de 25 % à celle des bétons soumis à des températures de cure de 5 et 20°C.

Une étude similaire a été effectuée par Kim, Han et Song (2002) sur un béton composé d'un ciment de type CEM I, avec un rapport E/C de 0.4 pour des températures de cure de 10, 23, 35 et 50°C. La même tendance en ressort avec des résistances à la compression au jeune âge plus élevées pour des températures de cure plus élevées et un inversement de la situation à 28 jours.

Pour des bétons ordinaires, les températures basses dès la mise en place et durant la cure semblent favoriser les résistances en compression à long terme. Les températures de cure élevées nuisent

aux résistances en compression à long terme, mais permettent de développer la résistance en compression au jeune âge plus rapidement.

Des travaux ont été réalisés relativement aux effets de la température de cure sur les BFUP (Kamen et al., 2007; Kazemi-Kamyab et al., 2010; Prem, Bharatkumar, & Iyer, 2013). Un certain nombre de ces travaux ne traite que des cures à très hautes températures (90°C avec vapeur d'eau) ou de l'usage d'autoclave (Ahlborn et al., 2008; Cheyrezy et al., 1995; Yang et al., 2009). Ces températures très élevées entrainent un mûrissement accéléré des BHP et des BFUP. Ces recherches s'intéressent majoritairement à déterminer les durées de cure ainsi que le délai optimal avant le démarrage de la cure thermique de manière à favoriser l'atteinte des résistances en compression les plus élevées.

Richard et Cheyrezy (1995) ont effectué des essais sur un BFUP étuvé à des températures de 20, 90, 200, 250, 300 et 400°C. Dans ces conditions, plus la température augmente, plus la résistance en compression des bétons augmente, allant de 170 à plus de 500 MPa. De plus, les résistances en compression des bétons comprenant de la fumée de silice soumis à une température de cure entre 70 et 90°C étaient toujours supérieures à celles de ces mêmes bétons maintenus à température ambiante.

Yang et al. (2009) ont réalisé des essais de compression sur des cubes de 50 mm de côté en BFUP de rapport E/L de 0.15 ayant subi des cures dans un bassin d'eau à 20°C jusqu'à l'essai ou dans un bassin d'eau à 90°C pendant 7 jours. Il en ressort que les résistances en compression des spécimens maintenus pendant 7 jours à 90°C sont nettement supérieures à celles obtenues pour une cure à 20°C, et ce jusqu'à 91 jours. Aucun essai n'a été réalisé suite à cette échéance. Cependant, l'évolution jusqu'à 91 jours des résistances du béton mûri à 20°C laisse présager que ces résistances ne seront pas supérieures à celles développées par le béton soumis à la cure à 90°C, même à très long terme.

Quelques études relatives au comportement du BHP et du BFUP vis-à-vis de la température de cure sont disponibles (Kamen et al., 2007; Park et al., 2015; Schachinger, Hilbig, & Stengel, 2008). Schachinger et al. (2008) ont étudié l'influence de températures de cure de 50, 65 et 90°C (pendant les 24 heures précédant les essais) sur la résistance en compression de BHP. Les résultats obtenus ont montré une augmentation des résistances en compression croissante avec la température de cure, quelle que soit l'échéance des essais, et ce jusqu'à 28 jours.

Park et al. (2015) ont effectué des essais à 20, 40, 60 et 90°C avec une humidité relative de 100 % sur un BHP. Pour une cure de 48 heures débutée 24 heures après le premier contact eau-ciment, les résistances moyennes en compression à 28 jours ont été respectivement de 109, 136, 174 et 201 MPa. Cet article montre à nouveau que la température de cure et la résistance à la compression sont liées. Contrairement à l'effet observé pour les bétons ordinaires, la résistance en compression à long terme des BHP testés n'est pas affectée par une augmentation de la température de cure.

Les travaux de Kamen (Kamen et al., 2007; Kamen et al., 2009) comprenaient des essais de compression sur un BFUP avec un rapport E/C de 0.165 conservé à des températures de cure de 20, 30 et 40°C jusqu'aux essais. Les spécimens maintenus à 20°C étaient en chambre humide et les spécimens à 30°C et 40°C ont été scellés par films plastiques. A 3 jours, les résistances en compression obtenus pour le béton mûri à 40°C sont supérieures à celles obtenues pour les deux autres températures de cure. Cependant, dès le 7e jour, toutes les résistances sont similaires. Enfin, à 28 jours, les résistances maximales sont obtenues pour les bétons soumis aux températures de cure les plus basses, avec une progression marquée au fur et à mesure que la température de cure diminue. Il est à noter qu'à 28 jours, la résistance en compression de tous les bétons testés est supérieure à 250 MPa.

En conclusion, pour les bétons ordinaires, une température de cure élevée permet d'obtenir au jeune âge des résistances en compression plus importantes. Cependant, à long terme, l'augmentation de la température de cure engendre une diminution de la résistance en compression. Concernant les BFUP, les températures de cure élevées génèrent des résistances en compression élevées au jeune âge. Cependant, les résultats issus de la littérature sont contradictoires en ce qui concerne l'effet de la température de cure sur la résistance en compression des BFUP à long terme. En effet, Schachinger et al. (2008) ainsi que Park et al. (2015) constatent que la résistance en compression des bétons soumis à des températures de cure élevées est toujours supérieure à celle des bétons ayant subi une cure à de faibles températures, alors que les travaux de Kamen (Kamen et al., 2007; Kamen et al., 2009) présentent une tendance similaire à celle observée pour des bétons ordinaires, soit une résistance en compression supérieure à long terme pour les bétons soumis à une faible température de cure. Richard et Cheyrezy (1995) mentionnent que la présence de fumée de silice permet de développer des résistances en compression qui ne peuvent être égalées à long terme sans cure thermique.

2.4.5 Effets de la température de cure sur les résistances à la flexion et à la traction

Trois bétons composés respectivement d'un ciment CEM I, d'un ciment CEM V et d'un ciment CEM V avec des cendres volantes, avec des rapports E/L de 0.4 et 0.5, ont été étudiés par Kim et al. (2002) pour des températures de cure de 10, 23, 35 et 50°C. Au jeune âge, plus la température de cure est importante, plus la résistance en flexion augmente, et ce quel que soit le béton testé. Cependant, pour le béton composé d'un ciment CEM I ayant subi une cure à 10°C, la résistance en flexion à 28 jours est supérieure aux résistances en flexion développées avec toutes les autres cures. Pour les bétons composés d'un ciment CEM V et CEM V avec des cendres volantes, avec un rapport E/C de 0.4, le béton ayant subi une cure à 23°C développe des résistances à la flexion à 28 jours similaires à celles obtenues pour le béton ayant subi une cure à 50°C.

Yang et al. (2009) ont travaillé sur des BFUP avec des rapports E/L de 0.15 pour des températures de cure de 20 et 90°C, avec une humidité relative de 100 %, ces cures étant appliquées jusqu'au 7^{è} jour suivant le contact eau-ciment Figure 2.21. Quelle que soit l'échéance des essais (7, 14, 28 ou 56 jours), la résistance à la flexion était plus importante pour les bétons soumis à une cure à 90°C que pour les bétons soumis à une cure à 20°C. Sur une période allant de 7 à 56 jours, les résistances à la flexion pour les bétons ayant subi une cure à 20°C se sont accrues de manière plus importante que pour les bétons ayant subi une cure à 90°C. Cependant, ce plus grand accroissement de la résistance en flexion n'a pas permis aux différents BFUP mûris à 20°C d'atteindre des résistances en flexion à 56 jours équivalentes à celles développées par les bétons soumis à une cure à 90°C (Figure 2.21). Il n'est pas possible de dire si la cure à 20°C aurait pu permettre d'obtenir des résistances à la flexion plus élevées à très long terme qu'une cure à 90°C.

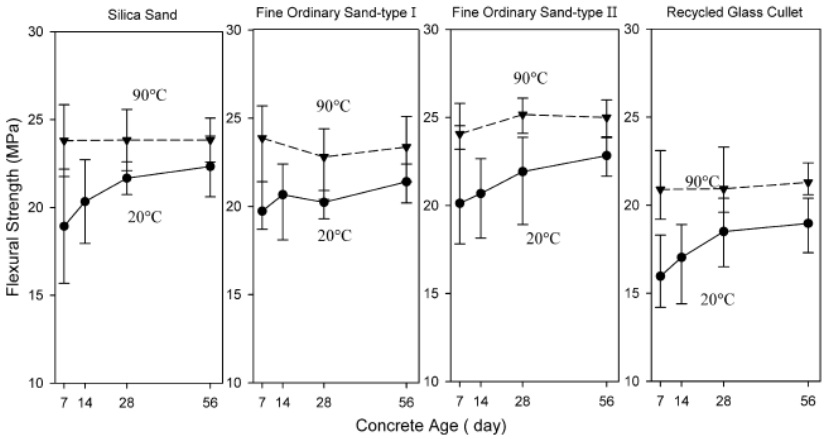
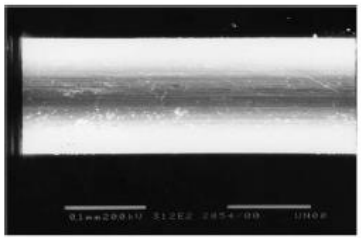


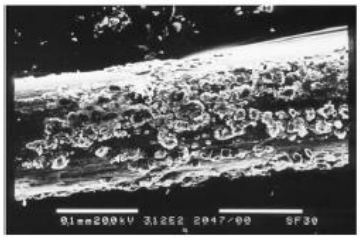
Figure 2.21: Résistances en flexion pour des BFUP avec différents types de granulats (Yang et al., 2009)

Les résistances en traction et en flexion des bétons renforcés de fibres sont directement dépendantes de l'énergie nécessaire pour arracher les fibres de la matrice cimentaire (Yoo, Banthia, Kang, & Yoon, 2016). La fumée de silice est un des composants incontournables des BHP et des BFUP en raison des avantages qu'elle procure au sein du béton (sites de nucléation des C-S-H, effet filler, réaction pouzzolanique). Cet ajout cimentaire améliore de façon conséquente la résistance à la traction et à la flexion (section 2.1.1.2). Pour rappel Chan et Chu (2004) mentionnent, pour un BFUP composé de ciment de type II, un remplacement massique optimal de ciment par la fumée de silice se situant entre 20 et 30 %. Cet optimum s'explique par le fait qu'une concentration élevée en fumée de silice permet de mieux combler les vides entre les grains de ciment, offre une plus grande capacité de réaction pouzzolanique et améliore l'interface entre les différentes phases ce qui permet notamment à la matrice cimentaire de mieux adhérer aux fibres (Figure 2.22). Cependant, un dosage trop élevé en fumée de silice (au-dessus de 30 %) tend à faire disparaître l'effet bénéfique de la fumée de silice sur l'interface fibre-matrice.

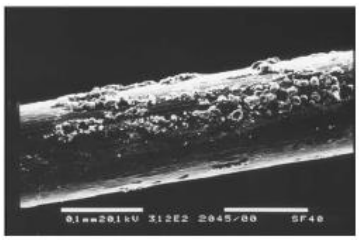


(a) fibre neuve

(b) 0 % FS



(c) 30 % FS



(d) 40 % FS

Figure 2.22: Zoom x300 sur la surface de fibres métalliques arrachées du béton pour différentes concentrations en fumée de silice (Chan & Chu, 2004)

Banthia (1990) a évalué l'intérêt de la fumée de silice sur la résistance et l'énergie d'arrachement de fibres dans une pâte de ciment. Les essais consistaient en un test de traction directe sur une fibre enrobée d'une matrice cimentaire, et ce pour des températures de cure de 2, 22 et 38°C (Figure 2.23). Pour une même échéance, et quelle que soit la température de cure, les pâtes contenant de la fumée de silice (à hauteur de 15 %) ont nécessité une plus grande énergie pour arracher les fibres de leur matrice comparativement aux pâtes sans fumée de silice. À long terme, en présence de fumée de silice l'énergie nécessaire pour arracher les fibres de leur matrice augmentait à mesure que la température de cure diminuait. Ainsi, à 90 jours, un chargement de 169 N était nécessaire pour arracher une fibre d'une pâte de ciment mûrie à 2°C alors que la charge n'était que de 152 N pour une pâte de ciment mûrie à 38°C.

Les résistances à la traction ayant un impact direct sur les résistances obtenues à la flexion (section 2.1.4.3), les résultats ici présentées en résistance à la traction pourraient avoir une incidence similaire sur ceux obtenus en résistance à la flexion.

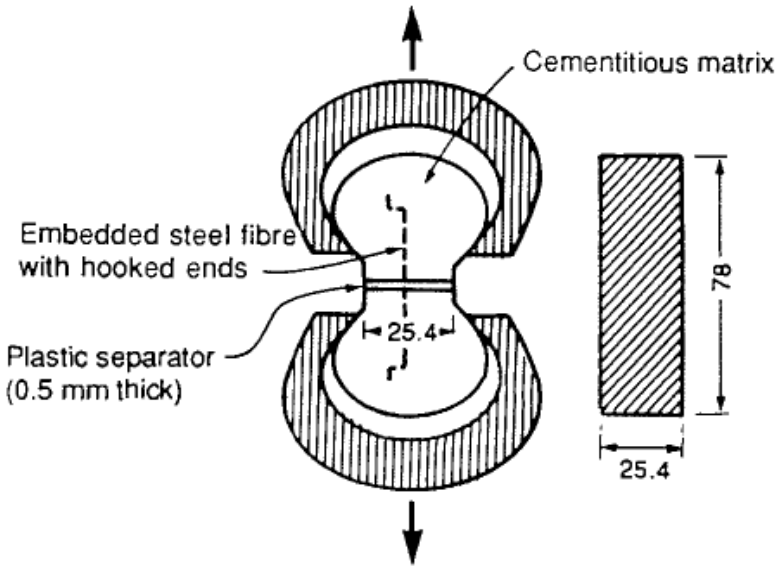


Figure 2.23: Essai d'arrachement sur une fibre et dimensions du spécimen de test (Banthia, 1990)

En conclusion, des bétons soumis à des températures de cure élevées présentent des résistances en flexion (et en traction) au jeune âge plus élevées que des bétons mûris à des températures plus basses, et ce, que les bétons soient renforcés de fibres ou non. Pour les bétons ordinaires, les résistances développées pour de faibles températures de cure tendent à égaler à long terme les résistances obtenues pour des températures plus élevées (Kim et al., 2002). Pour des BFUP, les résistances en flexion des bétons ayant subi une température de cure élevée sont supérieures à celles des bétons ayant subi des températures de cure plus basses, au moins jusqu'à une échéance de 56 jours (Yang et al., 2009). Cependant, il n'est pas possible de savoir si les résistances développées pour des cures à basse températures peuvent développer des résistances en flexion équivalentes à celles de bétons mûris à plus hautes températures à plus long terme, la littérature recensée ne présentant pas de résultats à cet effet. Il est à noter que la présence de fumée de silice favorise les résistances en flexion et en traction en permettant une meilleure interface entre la matrice cimentaire et les fibres.

2.4.6 Synthèse

Les travaux relatifs aux températures de production des bétons ordinaires montrent un accroissement de la maniabilité pour une diminution de la température du béton à l'état frais. Lors de productions en période estivale ou de production de gros volume de béton, il est fréquent d'introduire de la glace en remplacement d'une partie de l'eau de gâchage. Dans ces situations, il

est habituel d'observer un gain de maniabilité par rapport à une production standard sans glace. La diminution de la température initiale du béton permet également de diminuer la température maximale atteinte par le matériau, limitant ainsi les problèmes de fissuration et de retrait thermique notamment. Un accroissement de la température de production permet de diminuer le temps de période dormante du béton et accélère ainsi son temps de prise. Enfin, pour un béton ordinaire, la température de production semble avoir un impact sur les résistances en compression mesurées aussi significatif que celui de la température de cure, pour des températures comprises entre 10 et 32°C.

Les travaux recensés relativement à l'effet de la température de cure sur les bétons ordinaires, les BHP et les BFUP s'accordent à dire que les réactions d'hydratation et les réactions pouzzolaniques sont accélérées au jeune âge pour des températures de cure élevées. Cette hausse de la réactivité au sein des bétons apporte une certaine hétérogénéité dans la matrice cimentaire, mais semble avoir des effets contradictoires entre BO et BFUP. Pour un BO, l'augmentation de la température de cure fait augmenter la porosité à long terme, à la fois en termes de taille et de quantité, alors que pour les BFUP, la tendance semble être inversée jusqu'à un optimum de température de 150°C pour laquelle la porosité est minimale. Les résultats obtenus sur les BFUP s'expliquent en partie par la présence de fumée de silice remplissant à la fois un rôle d'effet filler et de pouzzolanicité, ce qui permet de diminuer la porosité au sein des bétons réalisés jusqu'à une température de cure optimale de 150°C.

Ces différences microstructurales causées par des cures à différentes températures ont un impact notable sur les résistances en compression et en flexion des BFUP, au jeune âge et à long terme. Au jeune âge, une température de cure élevée permet le développement rapide des résistances mécaniques des BFUP sans que ne soit décelé d'impact négatif sur la résistance en flexion à plus long terme (au moins 56 jours). L'effet à long terme sur la résistance en compression des BFUP est ambigu, les résultats issus de la littérature étant contradictoires. Certains travaux présentent une résistance en compression plus élevée pour les bétons soumis à de faibles températures de cure, d'autres présentent des résultats contraires. Les études menées sur des bétons ordinaires s'accordent à dire que la résistance en compression à long terme est supérieure pour des bétons soumis à de faibles températures de cure, alors que la résistance en flexion semble être similaire, à long terme, quelle que soit la température de cure.

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

Ce chapitre présente les composantes utilisées pour la fabrication du BFUP et l'ensemble des procédures expérimentales utilisées pour caractériser les propriétés des composantes et les propriétés du BFUP. Les programmes expérimentaux faisant usage de ces méthodes expérimentales sont présentés dans les Chapitre 4, Chapitre 5 et Chapitre 6, de même que les résultats obtenus pour ces programmes.

3.1 Composantes

Dans le cadre de ce projet de recherche, les composantes génériques utilisées pour développer un BFUP sont un ciment Portland, une fumée de silice, un sable fin et des fibres métalliques droites. La composition minéralogique du ciment et les compositions chimiques des ajouts minéraux et sable ne sont pas présentées, n'étant d'aucune utilité pour démontrer la performance des modèles d'optimisation granulaire. Ces composantes ont été choisies dans le but de pouvoir comparer les propriétés d'un BFUP optimisé par l'outil développé durant ce projet à un BFUP développé en laboratoire dans le cadre d'un autre projet de recherche.

Les deux modèles de compacité considérés requièrent la connaissance de la distribution granulométrique des composantes utilisées. La Figure 3.1 illustre la granulométrie des quatre composantes considérées. Sauf indication contraire, toutes les distributions granulométriques présentées dans la suite de ce rapport sont volumiques. La courbe idéalisée de Fuller étant volumique par principe, la comparaison des distributions granulométriques de Fuller et des mélanges de matériaux granulaires est facilitée lorsque présentée sous forme volumique. La différenciation entre distributions granulométriques volumiques ou massiques n'a cependant d'importance que pour les mélanges de composantes et non pour les composantes considérées séparément. Les données présentées à la Figure 3.1 ont été recueillies auprès des fournisseurs. La distribution granulométrique du sable a été obtenue par tamisage. Les distributions granulométriques du ciment et de la fumée de silice ont été déterminées par analyse par diffraction laser. Pour permettre de limiter l'impact des forces de Van der Walls sur la distribution granulométrique mesurée pour la fumée de silice, des ultrasons sont appliqués.

Dans le cadre de ce projet, des fibres d'acier ayant une longueur de 13 mm et un diamètre de 0.2 mm ont été utilisées. La détermination expérimentale de leur distribution granulométrique ni

n'est réalisable, ni ne présente de sens physique, l'ensemble des fibres ayant exactement les mêmes dimensions. Les fibres sont modélisées sous forme de sphères dont le diamètre équivalent est calculé selon le modèle de Ferrara et al. (2007). Les données permettant de calculer le diamètre équivalent par application de l'équation 2.47 sont présentées au Tableau 3.1. Le diamètre équivalent ainsi calculé est de 876 µm. Le pourcentage de passants est de 100 % pour les classes dont la taille égale ou excède celle du diamètre équivalent, et il est de 0 % pour les classes dont la taille est inférieure à celle du diamètre équivalent. La granulométrie des fibres au sein de ce projet est donc modélisée de manière simplifiée tel que présenté à la Figure 3.1.

Tableau 3.1: Détermination du diamètre équivalent

Variables	**Données**
L_f (mm)	13
d_f (mm)	0.2
γ_{fiber} (kg/m^3)	7800
$\gamma_{aggregate}$ (kg/m^3)	2650
$d_{eq-fibers}$ (mm)	0.876

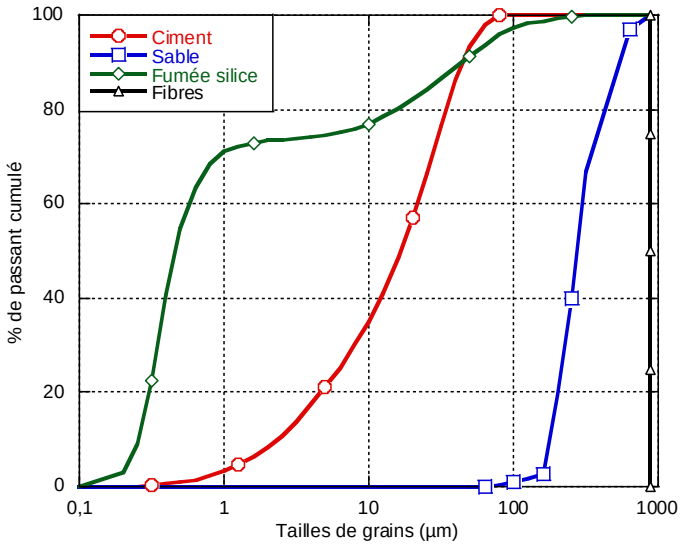


Figure 3.1: Courbes granulométriques des composantes utilisées

3.2 Essais de compacité résiduelle pour les composantes du BFUP

Le modèle CPM de de Larrard (2000) nécessite de connaître la compacité résiduelle de chacune des composantes. Pour chaque composante, une et une seule compacité résiduelle alimente le modèle pour toutes les classes granulaires de la composante considérée. Pour les déterminer, deux méthodes expérimentales ont été utilisées, dépendamment de la dimension des grains de la composante.

La détermination de la compacité résiduelle des composantes utilisées est basée sur deux procédures distinctes en fonction de la taille et de la nature des composantes testées, soient la *méthode d'essai n°61 : L'essai de compacité des fractions granulaires à la table à secousses* développée par l'équipe du LCPC (Lédée et al., 2004) d'une part, et la méthode de détermination de compacité par voie humide présentée par (Fung et al., 2009) d'autre part.

La méthode d'essai n°61 est appropriée pour les composantes dont la taille des grains empêche la formation d'une pâte en présence d'eau tels que le sable ou les gros granulats (avec une limitation aux granulats dont la dimension maximale est inférieure à 31.5 mm). La méthode par voie humide est appropriée pour les composantes dont les grains sont très fins et forment une pâte en présence d'eau (telles que le ciment et la fumée de silice).

3.2.1 Compacité résiduelle par voie sèche

La méthode par voie sèche se fait sur deux échantillons d'une composante ne pouvant pas former de pâte en présence d'eau et dont la dimension des plus gros granulats n'excède pas 31.5 mm. La composante est soumise à une pression axiale et subit des secousses selon un protocole défini de manière à ce que les grains puissent se compacter de manière optimale. La mesure de la hauteur remplie par une masse prédéterminée de composante dans une enceinte de volume connu permet d'en déduire le volume solide et, par la suite, la compacité.

La méthode d'essai n°61 présentée par l'équipe du LCPC (Lédée et al., 2004) nécessite l'utilisation d'un dispositif dispendieux non disponible au laboratoire. Dans ce contexte, un montage d'essai a été développé de manière à reproduire les sollicitations dynamiques appliquées à la composante testée, ceci dans le but d'obtenir des résultats de compacités similaires à ceux obtenus par le montage d'essai du LCPC. La procédure d'essai pour mesurer la compacité résiduelle par voie sèche est disponible à l'Annexe A.

3.2.2 Compacité résiduelle par voie humide

La méthode par voie humide se fait par itérations successives avec différents ratios volumiques E/S, où E est le volume d'eau dans le mélange et S est le volume de composante sèche. Le ratio E/S est considéré initialement comme étant égal à l'unité et est ensuite diminué progressivement. Une hypothèse majeure à la base de cette méthode considère que la compacité résiduelle de la composante est obtenue lorsque la densité du mélange est maximale. La densité du mélange est maximale quand les grains de la composante sont agencés de manière optimale, tous les grains étant en contact les uns avec les autres, l'eau ne faisant que remplir les vides sans desserrement de la structure granulaire.

La méthode par voie humide nécessite de malaxer la composante avec de l'eau (et du superplastifiant le cas échéant). Le protocole est établi sur la base des travaux présentés par Fung et al. (2009). La procédure d'essai pour mesurer la compacité résiduelle par voie humide est disponible à l'Annexe B.

3.2.3 Détermination de la compacité résiduelle de la composante

Une fois la compacité $\emptyset$ obtenue, la compacité résiduelle β_i de la composante peut être déterminée en utilisant le modèle CPM. Au sein de l'équation 2.33 calculant les compacités théoriques pour chaque classe présentée à la section 2.2.1.5, l'ensemble des compacités résiduelles β_i et β_j de différentes classes granulaires de la même composante sont égales.

$$\gamma_i = \frac{\beta_i}{1 - \sum_{j=1}^{i-1}\left[1 - \beta_i + b_{ji}\beta_i\left(1 - \frac{1}{\beta_j}\right)\right]y_j - \sum_{j=i+1}^{n}\left[1 - a_{ij}\frac{\beta_i}{\beta_j}\right]y_j} \qquad \text{(2.33) répétée}$$

Pour mémoire, la compacité $\emptyset$ est calculée par le modèle de manière indirecte pour un indice de serrage K spécifique, par utilisation de l'équation 2.37 présentée à la section 2.2.1.5.

$$K = \sum_{i=1}^{n} \frac{y_i/\beta_i}{\frac{1}{\emptyset} - \frac{1}{\gamma_i}} \qquad \text{(2.37) répétée}$$

Des valeurs de K égales à 6.7 pour la méthode par voie humide et à 9 pour la méthode par voie sèche sont recommandées (de Larrard, 2000). Le principe est de fixer une valeur de $\beta = \beta_i = \beta_j$ puis de calculer la compacité $\emptyset$ par utilisation des équations 2.33 et 2.37. Un calcul itératif permet alors de déterminer la valeur de $\beta = \beta_i = \beta_j$ qui permet d'obtenir la compacité $\emptyset$ obtenue par les essais en laboratoire.

Lors de la réalisation des essais par voir sèche, la compacité $\emptyset$ a été déterminée au sein d'un espace fini exposé aux effets de parois. Les effets de parois correspondent au desserrement des grains au voisinage de la paroi du contenant utilisé lors des essais et mesures. Les compacités résiduelles $\beta = \beta_i = \beta_j$ doivent alors être corrigées par application de l'équation 3.1.

$$\beta_{corrigé} = \frac{\beta_i}{1 - (1 - k_w)V_p} \qquad (3.1)$$

Où :

- $\beta_{corrigé}$ est la compacité résiduelle considérée pour un milieu infini ;
- β_i est la compacité résiduelle calculée à partir des résultats d'essais en laboratoire ;
- k_w est le coefficient prenant en compte l'effet de paroi ;
- V_p est la proportion de volume perturbé par l'effet de paroi.

Des valeurs de k_w comprises entre 0.88 (grains roulés) et 0.73 (grains concassés) sont recommandées par de Larrard (2000). En raison de la nature du sable utilisé pour l'optimisation des BFUP au cours de ce projet, une valeur de k_w de 0.88 est utilisée pour le sable. Le volume V_p correspond au volume entre la paroi du contenant et la distance $d/2$ (Figure 3.2) dans l'unité de volume total du mélange. Les composantes étant polydispersées, d est considéré comme étant le diamètre moyen des grains de la composante.

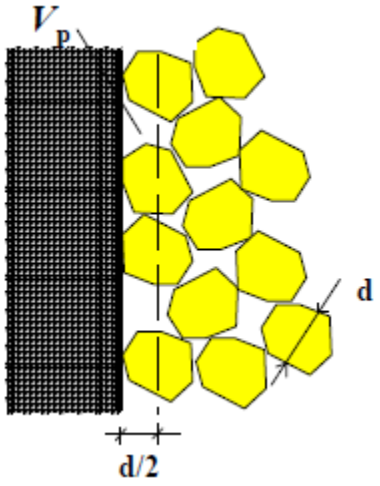


Figure 3.2: Modèle de Ben-Aïm pour calculer la compacité moyenne dans un volume soumis à un effet de paroi (extrait de de Larrard (2000))

3.3 Essais pour mesurer les propriétés aux états frais et durci du BFUP

Les BFUP produits dans le cadre de ce projet ont été caractérisés à l'état frais et à l'état durci par les essais normalisés décrits au Tableau 3.2 (ASTM, 2016; Canadian Standard Association, 2014f).

Tableau 3.2: Détail des essais réalisés

	Essai	Norme / Référence	Outil / Spécimen
État frais	Température	CSA A23.2-17C et RILEM TC 119-TCE	Thermomètre et calorimètre
	Masse volumique	CSA A23.2-6C modifiée	Récipient de 75 mm de diamètre par 150 mm de hauteur
	Teneur en air	CSA A23.2-4C	Airmètre pressiométrique
	Étalement au cône d'Abrams	CSA A23.2-19C	Cône d'Abrams
	Étalement au petit cône d'Abrams	(Cazacliu, Loukili, Abdi, & Le Roy, 2006; IREX, 2011)	Cône d'Abrams à échelle 1/2
	Etalement au mini-cône	ASTM C1437 modifiée selon ASTM C1856	Cône de diamètre intérieur minimal de 70 mm, maximal de 100 mm et de hauteur de 50 mm (ASTM C230, 2014)
État durci	Compression	CSA A23.2-9C	Cylindres (diamètres de 75 et 100 mm)
		ASTM C109 modifiée	Cubes (75 mm de côté)*
	Flexion (4 points)	ASTM C1609 modifiée	Prismes 50x150x400 mm

*La norme ASTM C109 recommande l'utilisation de cubes de deux pouces (ou 50 mm) de côté uniquement. Elle a ici été appliquée à des cubes de trois pouces (ou 75 mm) de côté. La vitesse de chargement a été adaptée pour que la vitesse d'augmentation de contrainte en compression appliquée soit identique quelle que soit la dimension des cubes testés.

À moins d'indications contraires dans le mémoire (Chapitre 6), la cure appliquée aux spécimens de caractérisation en compression et en flexion est une cure humide à 23°C. Les principaux essais de caractérisation sont décrits dans les sous-sections suivantes.

3.3.1 Essai de calorimétrie

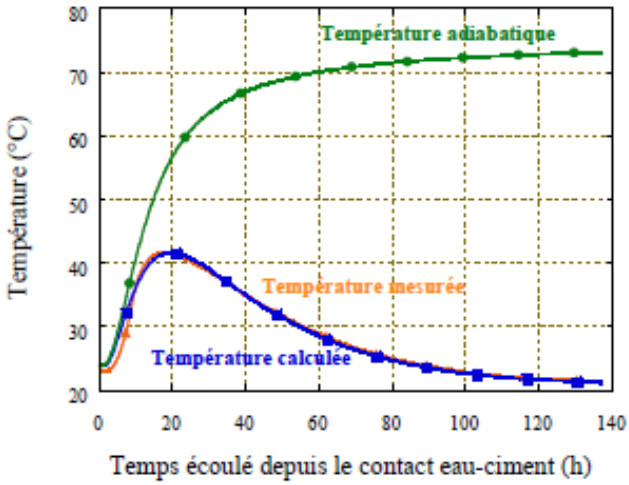
L'essai de calorimétrie a été réalisé conformément aux recommandations du comité RILEM TC 119-TCE (1997), hormis les indications relatives à la température initiale du béton. La Figure 3.3 présente le principe de l'essai de calorimétrie semi-adiabatique, grandement inspiré des travaux de

Charron, Kamen et Denarié (2003) et de Kamen (2007). Un moule en plastique de 15 cm de diamètre et de 30 cm de hauteur est entouré d'une isolation thermique (styrofoam), le tout placé dans un récipient en plastique de 45 cm de diamètre. Un thermocouple est placé au milieu du cylindre, dans le béton frais, un autre est placé à proximité du moule, en contact avec l'air ambiant. On relève les températures du béton frais et de l'air ambiant jusqu'à ce que la température du béton à l'intérieur du moule soit égale à celle du milieu ambiant. Les pertes thermiques du calorimètre sont déterminées au préalable à l'aide d'un essai de calibration avec un cylindre rempli d'eau chaude dans le calorimètre.

Les objectifs de l'essai de calorimétrie sont de mesurer le dégagement de chaleur d'hydratation d'un béton dans le calorimètre semi-adiabatique (avec pertes thermiques) et de reproduire ces résultats numériquement (Figure 3.3) par utilisation du modèle Danois (Kamen, 2007), pour finalement calculer le dégagement de chaleur du béton en conditions adiabatiques (sans pertes thermiques). La courbe de température adiabatique présente l'avantage d'être universelle, c'est-à-dire qu'elle ne dépend pas du calorimètre utilisé pour l'essai.

Pour comparer les temps d'induction et le début du dégagement de chaleur d'hydratation des bétons, un accroissement de la température de 1°C a été retenu. Pour les bétons étudiés, en considérant la capacité thermique des différentes composantes, ce gain de 1°C des bétons correspond à une chaleur d'hydratation dégagée évaluée à 2652 kJ/m^3. Les capacités thermiques des composantes sont issues de de Larrard (2000) et de Jang, Ko, Kim, Basch et Fash (2004).

(a) Dispositif d'essai



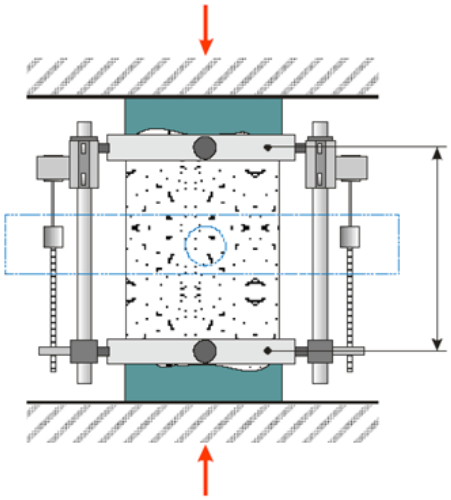
(b) Températures mesurées et calculées

Figure 3.3: Essai de calorimétrie

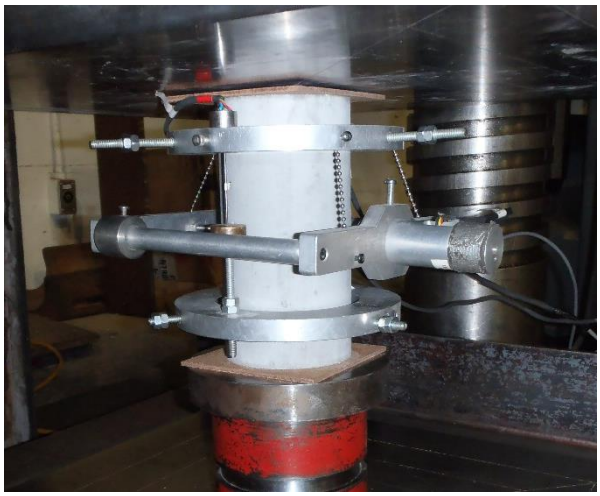
La méthode d'analyse des résultats de l'essai de calorimétrie est décrite à l'Annexe C.

3.3.2 Essais de résistance à la compression

Les essais de détermination de la résistance en compression ont été réalisés conformément à la norme CSA A23.2-9C (Canadian Standard Association, 2014d). Les essais de détermination des modules d'élasticité et des coefficients de Poisson ont été réalisés conformément à la norme ASTM C469 (ASTM International, 2014). Le schéma ainsi qu'une photo du montage d'essai utilisé pour la détermination du module d'élasticité et du coefficient de Poisson sont présentés à la Figure 3.4. Le montage est identique pour l'essai de compression simple, hormis que les capteurs de déplacement ne sont dans ce cas pas installés.



(a) Schéma du montage



(b) Photographie du montage

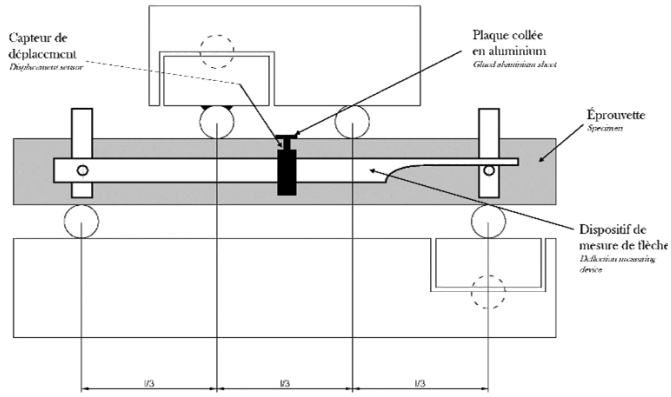
Figure 3.4: Montage d'essai de compression

Dans cette étude, la résistance en compression du béton a été évaluée à l'aide de cylindres de 75 mm et de 100 mm de diamètre et de cubes de 75 mm de côté. Ces formes de spécimens et leurs dimensions ont été choisies afin d'obtenir des données pertinentes vis-à-vis des normes actuelles et de celles à venir.

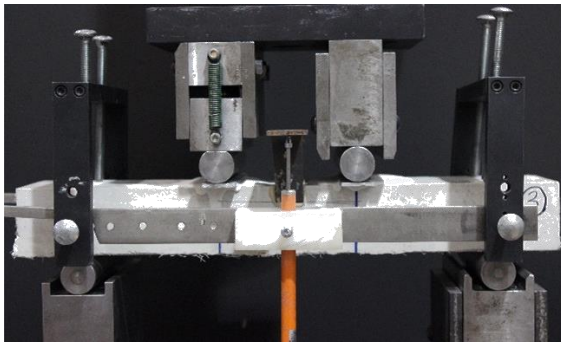
3.3.3 Essais de résistance à la flexion

Les essais de flexion ont été réalisés sur des prismes de 50 x 150 x 400 mm selon la norme ASTM C1609 (ASTM International, 2012) modifiée pour caractériser des spécimens de dimensions plus adaptées au BFUP. Dans ces essais les charges sont appliquées en deux points aux tiers de la portée des spécimens et la flèche est mesurée au centre des spécimens à l'aide de 2 capteurs LVDT.

La Figure 3.5a illustre la configuration de l'essai et la Figure 3.5b montre un exemple d'essai réalisé au laboratoire. Le montage utilisé pour la norme ASTM C1609 diffère de celui de la norme ASTM C78 de par les conditions d'appuis, qui doivent être des rouleaux pour lesquels la rotation autour de leur axe est permise. La largeur des spécimens testés est de 150 mm, la longueur est de 400 mm et l'épaisseur des spécimens est de 50 mm. Les rouleaux sont installés de manière à libérer les déplacements dans l'axe horizontal, pour permettre l'application des méthodes de calculs inverses à ces essais.



(a) Schéma du montage



(b) Photographie du montage

Figure 3.5: Montage d'essai de flexion

3.4 Essai de mesure de l'orientation et de la densité des fibres

Afin de bien analyser les résultats des essais de résistance à la flexion, une mesure complémentaire de l'orientation et de la densité des fibres au sein des prismes a été réalisée. La méthodologie utilisée pour cette analyse est issue des travaux réalisés à l'École Polytechnique de Montréal par Delsol (2012). Elle se décompose en deux grandes étapes que sont la préparation des spécimens et l'analyse de leur surface numérisée.

3.4.1 Préparation des spécimens

La préparation des spécimens sélectionnés requiert de scier les échantillons au droit du plan d'analyse désiré, de polir ces échantillons, d'augmenter le contraste entre le béton et les fibres, puis de numériser les échantillons ainsi préparés.

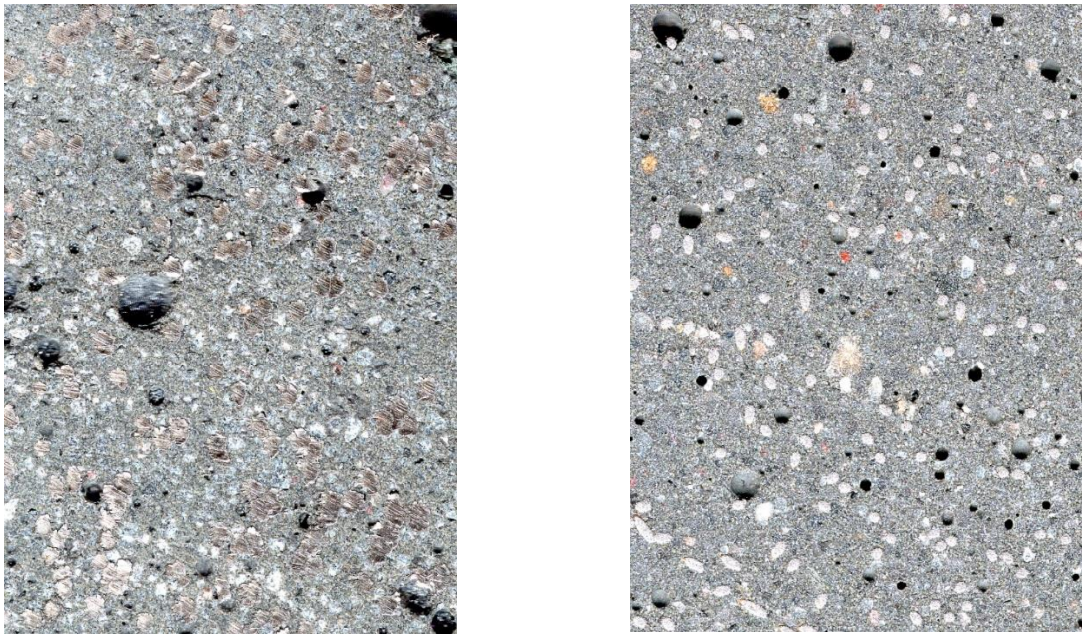
3.4.1.1 Sciage des échantillons

Afin d'effectuer une analyse pertinente de l'orientation et de la densité des fibres au sein des spécimens, il est nécessaire de bien choisir la zone d'analyse. Une distance minimale environ égale à une demi-longueur de fibre ($l_f/2$) entre le plan de coupe et le plan de rupture est généralement utilisée (Wille, Tue, & Parra-Montesinos, 2014). Cette distance a pour but d'être représentative du plan de rupture tout en évitant les zones au sein desquelles des fibres auraient pu être délogées de la matrice du béton.

Une scie à béton fonctionnant à l'eau a été utilisée pour prélever les échantillons des spécimens. Du fait de l'échauffement et des effets mécaniques entre la scie et le spécimen durant le processus de coupe, des imperfections sont présentes sur la surface des échantillons. Ces imperfections affectent directement les sections apparentes des fibres. Le polissage des échantillons s'avère donc nécessaire avant de pouvoir analyser l'orientation des fibres au niveau du plan de coupe.

3.4.1.2 Polissage

Le polissage est effectué en ponçant la surface à polir sur un plateau rotatif humidifié et saupoudré de poudre abrasive (carbonate de silicium d'une dimension moyenne de 240 µm). Le temps de polissage varie entre les spécimens dépendamment de la qualité du sciage. La Figure 3.6 illustre un exemple de surface d'échantillon avant polissage (Figure 3.6a) et après polissage (Figure 3.6b).



a) Avant polissage b) Après polissage

Figure 3.6: Exemples de sections d'analyse prélevées sur un prisme de flexion

3.4.1.3 Augmentation du contraste

La différence de contraste entre les fibres et la matrice n'est pas très importante (Figure 3.6). De manière à permettre une identification adéquate des fibres, une gouache noire de teinte mate est appliquée sur la surface polie après le polissage. Cette dernière est ensuite sablée délicatement avec

un papier sablé avec une dimension de grain de 400 µm. Le sablage permet d'enlever totalement la gouache sur les fibres sans enlever celle qui se trouve sur la matrice.

3.4.1.4 Numérisation des surfaces d'analyse

Pour que l'outil développé puisse analyser adéquatement la surface étudiée, il est nécessaire que la résolution de l'image soit élevée pour que les fibres soient définies par une fine pixellisation. La résolution recommandée est de 2400 pixels par pouce. L'augmentation de la résolution augmente la taille des fichiers générés ainsi que le temps de traitement et d'analyse des numérisations des échantillons. Pour cette raison, la résolution des numérisations est limitée à 2400 pixels par pouce. Le format des images numérisées doit impérativement être BMP en 8-bit nuances de gris. Par exemple, le logiciel ne sera pas en mesure de traiter une image ayant un format de type BMP en 24 bit couleurs.

3.4.2 Outil de détection des fibres

L'outil utilisé pour détecter les fibres a été développé de manière à reproduire aussi fidèlement que possible les ellipses formées par les sections de fibres en fonction de leur angle d'orientation. Développé par Lee (2009) puis amélioré par Delsol (2012), l'outil utilise des relations géométriques reliant les formes des ellipses aux angles des fibres pour déterminer l'orientation des fibres apparaissant sur l'échantillon. Une fois toutes les ellipses déterminées, les grands et petits diamètres des ellipses sont dénombrés, mesurés et leur angle est alors calculé par rapport à la section de coupe.

Afin de valider que l'élément détecté par le logiciel est bien une fibre, le plus petit diamètre identifié est comparé au diamètre réel d'une fibre. Si les deux diamètres sont identiques, l'élément est accepté comme étant une fibre, sinon il est rejeté. Pour un BFUP, la précision attendue pour la détection des fibres est supérieure à 97 % et l'erreur globale pour la mesure d'angle est de ± 2° sur l'angle moyen de l'ensemble des fibres identifiées sur une section (Delsol, 2012).

CHAPITRE 4 MÉTHODOLOGIE NUMÉRIQUE

Ce chapitre présente les modèles d'optimisation granulaire qui ont été sélectionnés pour le développement de l'outil numérique d'optimisation granulaire des BFUP, appelé Outil d'Optimisation Combiné (OOC) par la suite. Pour chaque modèle introduit dans l'outil numérique, les algorigrammes de programmation, une explication sur le fonctionnement de l'ensemble des fonctions, les validations effectuées et une étude paramétrique de l'influence des paramètres utilisés au sein du modèle sont présentés.

4.1 Rappel des modèles d'optimisation granulaire sélectionnés

Les modèles d'optimisation granulaire sélectionnés s'appliquant au développement de BFUP sont le modèle CPM et le modèle d'A&A modifié. Cependant, ceux-ci ne considèrent pas les fibres dans le processus d'optimisation. Le modèle d'inclusion de fibres de Ferrara et al. (2008) a été sélectionné initialement pour être introduit dans les modèles d'optimisation granulaire. Cependant, son applicabilité à la bonne représentation des fibres dans la matrice granulaire étant limitée, une nouvelle méthode d'inclusion des fibres au sein des modèles programmés est proposée à la fin de ce chapitre (section 4.6), cependant celle-ci n'a pas été validée.

4.2 Choix du langage de programmation

Le choix du langage de programmation est une étape importante dans le développement d'un outil numérique. Le langage choisi devait répondre à un certain nombre de besoins énumérés ci-après.

- Une interface utilisateur/logiciel existante ou facile à mettre en place pour que l'utilisateur puisse saisir toutes les données nécessaires à l'exécution des calculs ;
- Un temps de calcul relativement faible du langage de programmation pour rendre l'outil de calcul efficace dans le cadre d'une utilisation industrielle ;
- Une difficulté de programmation réduite afin de limiter le temps d'apprentissage dans le cadre de ce projet.

Il existe de très nombreux langages de programmation différents, et pas un ne fait l'unanimité parmi les programmeurs. Un aspect important à considérer pour le choix du langage de programmation est l'interface utilisateur. En développer une peut s'avérer long en recherche de bibliothèques ou en programmation. Le logiciel Microsoft Excel® est associé au langage de

programmation Visual Basic pour Applications (VBA) et est communément utilisé par les industriels.

Le logiciel Microsoft Excel® est utilisé de façon très répandue. Développer un outil de calcul à l'aide de ce logiciel permet d'utiliser l'outil plus rapidement que s'il était développé sous un autre langage, en particulier en raison de la non-nécessité de création d'une interface. Le VBA (et le Visual Basic (VB) de manière générale) est souvent déconseillé par les programmeurs, car il a une syntaxe différente de la norme habituelle des autres langages de programmation et peut donner de mauvaises habitudes en termes de programmation. Cet inconvénient n'est pas majeur dans le cadre de ce projet, la programmation n'étant nécessaire que pour la mise au point de l'outil de calcul.

Le VBA, un langage créé et utilisé par Microsoft©, a cependant l'avantage d'être facile d'apprentissage et d'utilisation pour les débutants en programmation, en plus d'avoir une communauté importante d'utilisateurs ainsi que de nombreux tutoriaux aisément accessibles. Ces avantages permettent d'accélérer la phase de programmation par rapport à d'autres langages. La vitesse d'exécution du VBA est inférieure à beaucoup d'autres langages (C, C++, Python, etc.) Cependant, une programmation adéquate devrait permettre de limiter en partie cet inconvénient.

La programmation est donc effectuée en langage VBA avec le logiciel Microsoft Excel®.

4.3 Programme développé

Le programme peut être scindé en trois segments principaux. Le premier est un segment commun aux deux modèles et consiste à déterminer l'ensemble des formulations du BFUP qui vont être étudiées et donc calculées à l'aide du modèle CPM et du modèle d'A&A modifié. Le second est un segment consacré à la détermination de la compacité de chacune des formulations de BFUP obtenues selon le modèle CPM. Le dernier est un segment consacré à la détermination de la courbe granulométrique de chacune des formulations et à une comparaison avec la courbe idéalisée déterminée selon le modèle d'A&A modifié.

Pour une lecture plus aisée et agréable des algorigrammes, les données d'entrées des fonctions telles que les propriétés des composantes, les courbes granulométriques et les données nécessaires au calcul ne sont pas mentionnées. L'ensemble de ces données feront l'objet d'une étude paramétrique par la suite.

4.3.1 Algorigrammes et description des fonctions

L'algorigramme général de l'ensemble du programme est présenté à la Figure 4.1. « Différence max » est la première fonction utilisée par le programme. Elle utilise le nombre de composantes considérées pour les formulations testées comme variable d'entrée et emploie les pourcentages massiques maximaux et minimaux de chacune des composantes pour déterminer la plage maximale sur laquelle sont effectuées les optimisations. Ainsi, pour l'exemple présenté au Tableau 4.1, la fonction « Différence max », est appliquée à chacune des composantes. Lorsqu'elle est appliquée au sable dans cet exemple, la fonction renverrait la valeur 31, soit une valeur égale à la différence maximale entre les pourcentages massiques maximaux et minimaux du sable, ajoutée d'une unité. L'unité ajoutée permet de garantir que les calculs soient effectués sur l'ensemble de la plage à l'étude pour la composante considérée.

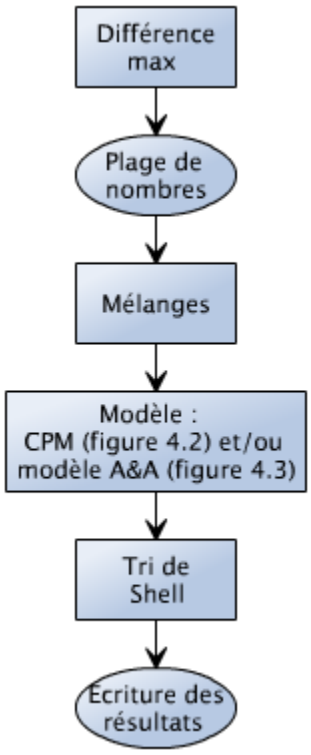


Figure 4.1: Algorigramme de l'ensemble du programme

Tableau 4.1: Exemple de données d'entrée de propriétés des composantes (extrait programme OOC)

Propriétés des matériaux				
Matériaux	Ciment	Filler calcaire	Fumée de silice	Sable
Densités (kg/m^3)	3150	2700	2200	2650
% massique min	25	2.5	2.5	25
% massique max	50	30	30	55
Compacités résiduelles	0.553	0.55	0.595	0.62

La valeur obtenue par la fonction « Différence max » est ensuite portée à la puissance n, n étant le nombre de composantes considérées dans les formulations développées. Cela génère le nombre maximal de combinaisons à tester.

La fonction « Plage de nombre » consiste à séparer le nombre de combinaisons retenues par la fonction « Différence max » en plusieurs blocs séparés de 1 million de combinaisons chacun, chacune des combinaisons devant être calculée. En effet, le logiciel consommerait trop de mémoire vive s'il devait gérer des tableaux comprenant des centaines de millions de lignes (par exemple, pour 4 composantes dont les plages de combinaisons massiques sont de 100 %).

La fonction « Mélanges » traite ces blocs en données d'entrée et vérifie au sein de ces derniers si les compositions ne présentent pas d'incohérence. Les conditions pour qu'une composition soit cohérente sont listées ci-après.

- La somme des pourcentages massiques des composantes du mélange considéré doit être égale à 100 % ;
- Les pourcentages massiques des composantes du mélange considéré doivent être compris dans les plages données par l'utilisateur.

Il est nécessaire de s'assurer que les pourcentages massiques des composantes du mélange considéré sont compris dans les plages données par l'utilisateur. En effet, le fonctionnement des fonctions « Changement de base » et « Composition » (utilisées au sein du module « Modèle ») couplées à « Différence max » peuvent générer des compositions sortant du cadre des formulations demandées.

Dans le cas où une optimisation granulaire est effectuée en présence de fibres, la fonction « Mélanges » vérifie que les compositions testées respectent le pourcentage volumique assigné, à 0.3 % près. Cette précision sur la vérification du pourcentage volumique des fibres a été choisie après une batterie d'essais faisant varier les pourcentages volumiques des fibres et le pourcentage de précision. Les formulations optimisées sont identiques pour une variation de ± 0.3 % du pourcentage volumique de fibres. En raison de la variation possible du pourcentage volumique de fibres, il est ainsi recommandé d'inclure les fibres comme une composante propre à partir d'un pourcentage volumique minimum de 0.5 %.

La vérification opérée par la fonction « Mélanges » nécessite cependant de connaître le volume occupé par les « vides » (air et eau) au sein du mélange. S'il y a présence de fibres dans le mélange, il est donc demandé de saisir la valeur anticipée pour le rapport E/C ainsi que la teneur en air anticipée. La fonction « Mélanges » génère un tableau récapitulatif des compositions devant être calculées.

Le module « Modèle » est constitué d'un groupe de fonctions. Il y a deux groupes de fonctions correspondant aux calculs pour le modèle CPM d'une part et pour le modèle d'A&A modifié d'autre part. Ces groupes de fonctions peuvent être activés indépendamment l'un de l'autre en fonction des choix de modèles utilisés pour les calculs par l'utilisateur. Leurs algorigrammes sont détaillés respectivement à la section 4.3.2 et à la section 4.3.3.

Les calculs réalisés par le module « Modèle » permettent de générer un tableau récapitulatif des résultats ainsi obtenus. Pour déterminer les meilleurs résultats (et les meilleures combinaisons), un tri est nécessaire. L'algorithme de tri choisi est crucial pour une économie de temps de calcul optimisée. Plusieurs algorithmes de tri ont été comparés. Le Tri Rapide (Quicksort) est très populaire et particulièrement efficace. Cependant, son temps de calcul peut être plus important que pour la méthodologie de calcul utilisée par le Tri de Shell (Shellsort). Ce dernier permet d'obtenir des résultats similaires pour les très grands nombres de données. De plus, de meilleurs résultats que le Tri Rapide sont obtenus dans le cas de jeux de données plus restreints (<10 000) ainsi que lorsque les données à classer sont déjà approximativement classées. Ces deux particularités s'appliquent notamment dans le cadre de ce projet. Le Tri de Shell, permettant d'obtenir un temps de calcul raccourci, a donc finalement été adopté et programmé pour générer les meilleurs résultats.

La dernière fonction (« Écriture des résultats ») consiste à créer la mise en page des tableaux et écrire les données dans les feuilles du fichier Microsoft Excel®.

4.3.2 Modèle d'Empilement Compressible (CPM)

L'algorigramme du modèle CPM est présenté à la Figure 4.2.

En donnée d'entrée de l'algorigramme se trouve un nombre. Ce nombre est compris entre 1 et le nombre de compositions à tester, chacune d'entre elles ayant été validées par la fonction « Mélange ».

Ce nombre est alors transformé par la fonction « Changement de base » qui permet de transformer un nombre de la base 10 à la base « Différence max ». C'est ce nombre en base « Différence max » qui permet d'associer un nombre en base 10 à une formulation.

La fonction « Composition » affecte un des mélanges établis par la fonction « Mélange » à chaque nombre en base « Différence max ». À cette fin, pour chacune des composantes, la fonction « Composition » ajoute au pourcentage massique minimal la valeur du rang associé à chacune des composantes, le rang associé à une composante correspondant à une des « décimales » en base « Différence max ». Par exemple, le Tableau 4.2 présente l'ensemble des pourcentages massiques à étudier pour un mélange de quatre composantes pour lesquelles la fonction « Différence max » prend une valeur égale à 8. Un total de 4096 combinaisons potentielles est ainsi à étudier. Pour une combinaison de 4 composantes, la fonction « Composition » navigue dans le tableau en affiliant le numéro (en base « Différence max ») correspondant aux milliers à la première colonne, le numéro (en base « Différence max ») correspondant aux centaines à la deuxième colonne, et ainsi de suite pour les composantes subséquentes. De cette manière, les nombres conservés par la fonction « Mélanges » sont associés à une et une seule composition, tel que présenté au Tableau 4.3. Par exemple, pour la combinaison 3737 (en base « Différence max »), la fonction récupère le pourcentage massique de la composante 1 (31) et y ajoute le chiffre affilié aux milliers (3) : 31+3 = 34. Elle procède ensuite de même pour chacune des composantes associées à une des colonnes.

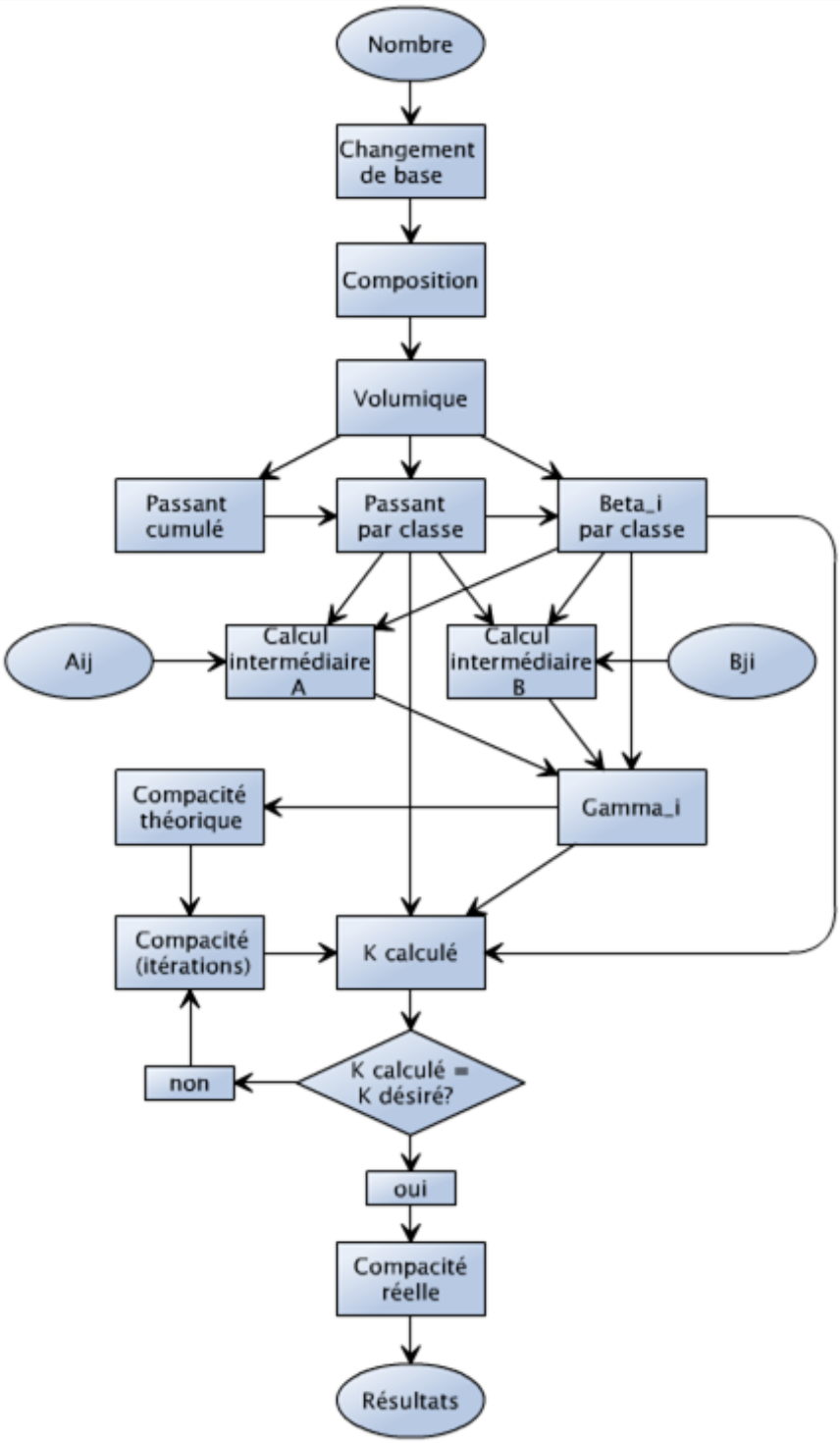


Figure 4.2: Algorigramme du modèle CPM programmé

Tableau 4.2: Pourcentages à combiner pour 4 composantes (extrait du programme)

comp 1	comp 2	comp 3	comp 4
31	15	24	20
32	16	25	21
33	17	26	22
34	18	27	23
35	19	0	24
36	20	0	25
0	21	0	26
0	22	0	0

Tableau 4.3: Exemple de fonctionnement de « Composition » avec « Changement de base » (extrait du programme)

Combinaison N°0000				Combinaison N°0001				Combinaison N°2015 (=3737 en base 8)			
comp 1	comp 2	comp 3	comp 4	comp 1	comp 2	comp 3	comp 4	comp 1	comp 2	comp 3	comp 4
31	15	24	20	31	15	24	20	31	15	24	20
32	16	25	21	32	16	25	21	32	16	25	21
33	17	26	22	33	17	26	22	33	17	26	22
34	18	27	23	34	18	27	23	34	18	27	23
35	19	0	24	35	19	0	24	35	19	0	24
36	20	0	25	36	20	0	25	36	20	0	25
0	21	0	26	0	21	0	26	0	21	0	26
0	22	0	0	0	22	0	0	0	22	0	0

La fonction « Volumique » utilise ensuite les densités de chacune des composantes pour transformer les pourcentages massiques donnés par la fonction « Composition » en pourcentages volumiques.

La fonction « Passant cumulé » calcule la courbe granulométrique volumique du mélange de composantes considérées. Le calcul consiste en la détermination du pourcentage de passant cumulatif pour chacune des classes de grains, à partir des pourcentages volumiques et des granulométries des composantes.

La fonction « Passant par classe » calcule les pourcentages de passants volumiques compris entre classes consécutives, pour chacune des classes séparément. C'est l'équivalent du calcul de pourcentage d'éléments retenus sur chacun des tamis de granulométrie, ce calcul étant effectué de manière volumique. Il s'agit simplement de la différence comprise entre les passants volumiques cumulés de la classe i et les passants volumiques cumulés de la classe $i + 1$, pour tout i.

Les compacités résiduelles sont mesurées pour l'ensemble des classes granulaires d'une composante donnée. Ainsi, les compacités résiduelles pour chacune des classes granulaires au sein d'un mélange de composantes ne sont pas disponibles. La fonction « Beta_i par classe » permet de les déterminer en effectuant la moyenne pondérée des compacités résiduelles de chacune des composantes utilisées, par application de l'équation 4.1. Ce calcul prend en compte les compacités résiduelles des composantes, les pourcentages volumiques calculés avec la fonction « Volumique » et les distributions granulométriques.

$$\beta_i = \frac{\sum_{k=1}^{n} g_{ik} t_k \beta_k}{y_i} \tag{4.1}$$

Où :

- β_i est la compacité résiduelle moyenne pondérée de la combinaison de composantes considérée, pour la classe i ;
- g_{ik} est le pourcentage volumique de passants de la composante k à la classe i ;
- t_k est le pourcentage volumique de la composante k au sein de la combinaison de composantes considérée ;
- β_k est la compacité résiduelle de la composante k ;
- y_i est le pourcentage volumique de passant de la classe i calculé par la fonction « Passant par classe ».

Les fonctions « Aij » et « Bji » sont calculées une fois seulement et font office de tableaux de données au sein de la programmation. Ces fonctions utilisent les équations présentées à la section 2.2.1.5 (équations 2.35 et 2.36) pour déterminer les coefficients a_{ij} et b_{ji}. Ces coefficients sont calculés en fonction du nombre de classes et de la taille des grains de chacune des classes étudiées. Le calcul des coefficients génère deux tableaux de données dont un exemple est présenté aux Tableau 4.4 et Tableau 4.5.

Tableau 4.4: Exemple de tableau des coefficients a_{ij} (extrait du programme)

Calcul des coefficients Aij										
j (µm) \ i (µm)	1800	620	160	60	22.6	6.25	1.25	0.631	0.238	0.06
1800	1									
620	0.591	1								
160	0.301	0.512	1							
60	0.184	0.314	0.617	1						
22.6	0.113	0.193	0.379	0.618	1					
6.25	0.060	0.101	0.200	0.326	0.530	1				
1.25	0.027	0.045	0.089	0.146	0.237	0.451	1			
0.631	0.019	0.032	0.063	0.104	0.169	0.321	0.715	1		
0.238	0.012	0.020	0.039	0.064	0.104	0.197	0.440	0.618	1	
0.06	0.006	0.010	0.020	0.032	0.052	0.099	0.221	0.311	0.507	1

Tableau 4.5: Exemple de tableau des coefficients b_{ji} (extrait du programme)

Calcul des coefficients Bji										
j (µm) \ i (µm)	1800	620	160	60	22.6	6.25	1.25	0.631	0.238	0.06
1800	1	0.469	0.130	0.050	0.019	0.005	0.001	5E-04	2E-04	5E-05
620		1	0.361	0.142	0.054	0.015	0.003	0.002	6E-04	1E-04
160			1	0.506	0.204	0.058	0.012	0.006	0.002	6E-04
60				1	0.508	0.152	0.031	0.016	0.006	0.001
22.6					1	0.385	0.082	0.042	0.016	0.004
6.25						1	0.284	0.147	0.056	0.014
1.25							1	0.651	0.271	0.071
0.631								1	0.508	0.139
0.238									1	0.354
0.06										1

Les fonctions « Calcul intermédiaire A » et « Calcul intermédiaire B » permettent d'alléger la fonction de calcul « Gamma_i ». Elles déterminent les résultats des sommes contenues au dénominateur du calcul de compacité par classe dominante (encadrés en rouge au dénominateur de l'équation 2.33). Elles utilisent les fonctions « Aij », « Bji », « passant par classe » et « Beta_i par classe».

La fonction « Gamma_i » calcule les n compacités en considérant que la classe i parmi n est dominante, par application de l'équation 2.33. La fonction « Compacité théorique » conserve uniquement la compacité virtuelle γ_i la plus petite parmi l'ensemble des compacités γ_i calculées.

$$\gamma_i = \frac{\beta_i}{1 - \underbrace{\boxed{\sum_{j=1}^{i-1}\left[1 - \beta_i + b_{ji}\beta_i\left(1 - \frac{1}{\beta_j}\right)\right] y_j}}_{\text{Calcul intermédiaire B}} - \underbrace{\boxed{\sum_{j=i+1}^{n}\left[1 - a_{ij}\frac{\beta_i}{\beta_j}\right] y_j}}_{\text{Calcul intermédiaire A}}} \qquad \text{(2.33) répétée}$$

La fonction « Compacité (itérations) » fixe une valeur sous-estimée de la compacité réelle du mélange de composantes considérées. Cette compacité est utilisée pour le calcul de K par application de l'équation 2.37, calcul effectué en utilisant la fonction « K calculé ». Le K ainsi calculé est comparé au K fixé par l'opérateur. La fonction « K calculé » permet alors de fixer une nouvelle compacité réelle dans la fonction « Compacité (itérations) » et de recommencer le calcul de K. Ce calcul itératif se poursuit jusqu'à ce que la compacité réelle corresponde au K fixé par l'opérateur. La compacité réelle ainsi déterminée est indiquée au tableau de résultats, et ce pour chacune des compositions testées.

4.3.3 Modèle d'Andreasen et Andersen (A&A) modifié

L'algorigramme du modèle d'A&A modifié est présenté à la Figure 4.3.

Le modèle d'A&A modifié utilise les résultats des calculs effectués pour le modèle CPM entre les fonctions « Changement de base » et « Volumique ». Ces fonctions ont déjà été présentées et ne sont pas détaillées ici.

La fonction « Mélange granulométrique » calcule le pourcentage de passants cumulés du mélange de composantes pour chacune des classes étudiées.

Le principe de la programmation de ce modèle consiste à comparer les aires sous la courbe idéalisée d'optimisation (appelée courbe de Fuller dans la suite de ce rapport) et sous la courbe granulométrique volumique du mélange étudié. Pour améliorer la précision de ce calcul d'aires, le nombre de points constitutifs de la distribution granulométrique déterminée en laboratoire et servant d'ancrage au calcul des aires a été quintuplé. À cette fin, des points additionnels ont été créés à la fois pour la granulométrie du mélange étudié et pour la courbe de Fuller. Ces points sont extrapolés par rapport aux points entre lesquels ils se situent, linéairement pour l'axe des ordonnées

et selon une relation logarithmique pour l'axe des abscisses. La fonction « Extrapolation » permet ainsi de discrétiser les pourcentages de passants cumulés (ordonnée de la courbe granulométrique volumique), alors que la fonction « Découpage » extrapole les dimensions intermédiaires des grains (abscisse de la courbe granulométrique volumique).

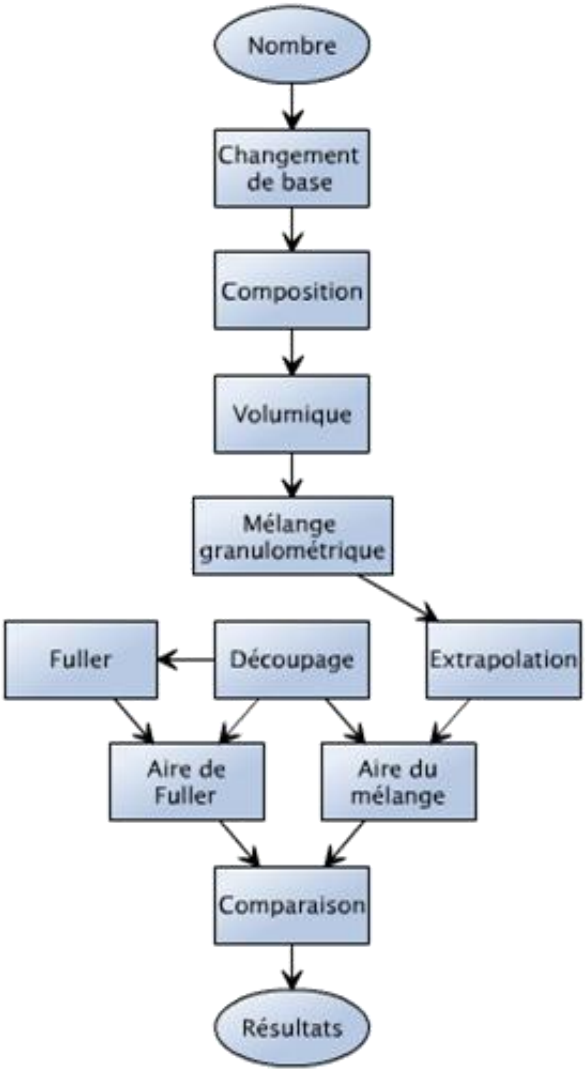


Figure 4.3: Algorigramme du modèle d'A&A modifié programmé

La courbe de Fuller est déterminée par utilisation de la fonction « Fuller ». Les aires sous la courbe granulométrique volumique du mélange de composantes et sous la courbe de Fuller sont calculées par applications de l'équation 4.2, implémentée dans le programme par le biais des fonctions

« Aire du mélange » et « Aire de Fuller » respectivement. Les paramètres présentés à l'équation 4.2 pour le calcul des aires sont illustrés à la Figure 4.4.

$$A_i = p_i \times \frac{\frac{d_{i-1} + d_i}{2} + \frac{d_i + d_{i+1}}{2}}{2} \tag{4.2}$$

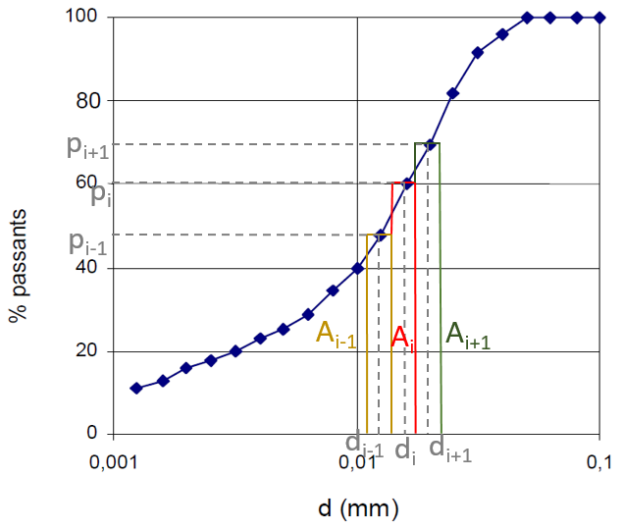


Figure 4.4: Principe de calcul des aires pour la programmation du modèle d'A&A modifié (courbe granulométrique d'un ciment, extraite de de Larrard (2000))

La fonction « Comparaison » utilise la méthode des moindres carrés ordinaires pour comparer les aires sous la courbe granulométrique du mélange et sous la courbe de Fuller, ce qui permet d'obtenir un résidu appelé *Somme des Carrés des Résidus (Residual Sum of Squares)* aussi connu sous l'abréviation RSS. Plus le RSS est petit, moins la différence d'aire comprise entre la courbe granulométrique volumique du mélange et la courbe de Fuller (Figure 4.5) est élevée en valeur absolue. La minimisation du RSS traduit ainsi une minimisation de la différence absolue des aires sous les deux courbes. La comparaison ainsi effectuée n'est réalisée que sur les aires totales sous les deux courbes mentionnées.

Une fois la comparaison effectuée, les résultats obtenus sont présentés dans le tableau « Résultats ».

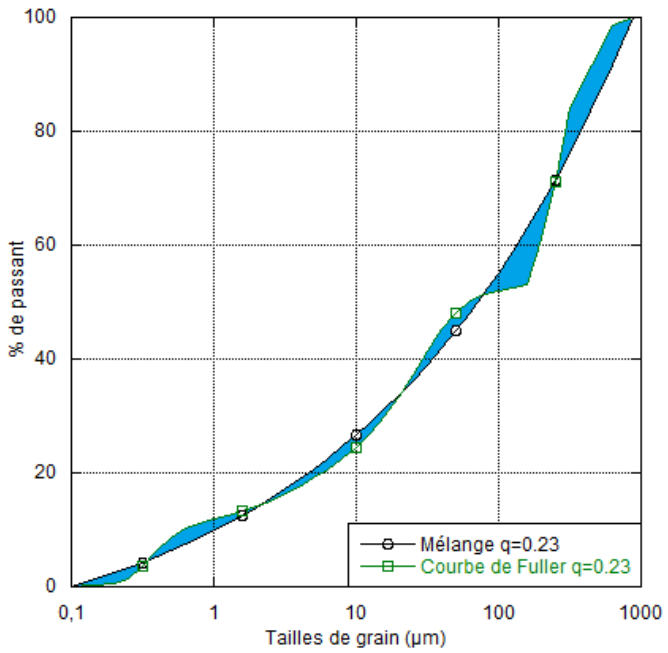


Figure 4.5: Représentation de la différence d'aire entre la courbe de Fuller et la courbe granulométrique volumique d'un mélange

4.4 Validation des modèles programmés

Dans le but de valider la programmation des modèles utilisés, une comparaison avec des résultats disponibles dans la littérature a été effectuée.

4.4.1 Validation du modèle CPM

Les données nécessaires à l'utilisation du modèle CPM sont les distributions granulométriques des composantes, l'indice de serrage considéré et la compacité résiduelle des composantes. Ces données sont disponibles pour des mélanges binaires dans de Larrard (2000).

Des essais de compacité ont été effectués sur des mélanges binaires comprenant des granulats roulés et concassés de différentes tailles. Les mélanges C8C05 sont composés de granulats concassés de 8 mm de diamètre minimal et de granulats concassés de 0.5 mm de diamètre minimal. La compacité de ces mélanges avait été mesurée pour une mise en place du mélange comprenant des vibrations avec une charge appliquée de 10 kPa. Pour un tel procédé de mise en place, de Larrard (2000) suggère d'utiliser un indice de serrage $K = 9$. Les compacités présentées par de Larrard (2000) et calculées avec le programme OOC développé dans le cadre de ce projet sont présentées au Tableau 4.6.

Tableau 4.6: Compacités des mélanges C8C05

C8C05		
% de fins	**Φ de Larrard**	**Φ Programme OOC**
0	0.5850	0.5850
10	0.6295	0.6296
20	0.6779	0.6779
30	0.7135	0.7138
40	0.6998	0.6999
50	0.6666	0.6667
60	0.6331	0.6331
70	0.6019	0.6019
80	0.5732	0.5732
90	0.5470	0.5470
100	0.5230	0.5230

Il peut être constaté que sur les mélanges effectués, les compacités obtenues par de Larrard (2000) et par la programmation présentent des résultats très similaires, la différence maximale observée entre les compacités théoriques obtenues par de Larrard et les compacités théoriques obtenues par le programme OOC étant inférieure à 0.04 %.

Ces essais ont également été menés sur d'autre combinaisons de composantes présentées par de Larrard (2000). À des fins d'allègement du présent document, le pourcentage de différences entre les résultats théoriques et les résultats du programme OOC ne dépassant pas 0.05 %, il n'a pas été jugé nécessaire de les présenter pour appuyer la validation précédente.

4.4.2 Validation du modèle d'A&A modifié

Les données nécessaires à l'utilisation du modèle d'A&A modifié sont les distributions granulométries des composantes et le module de distribution. Deux références présentant des développements de BUHP détaillent l'ensemble de ces paramètres (Wang et al., 2017; Yu et al., 2014).

4.4.2.1 Validation par Yu et al. (2014)

Yu et al. (2014) ont formulé trois BUHP, dont un spécifiquement en utilisant le modèle d'A&A modifié. Pour les deux autres mélanges, un filler calcaire et une poudre de quartz ont été

ajoutés aux mélanges. En utilisant les granulométries présentées à la Figure 4.6 et un module de distribution $q = 0.23$ identique à celui utilisé dans la référence, les résultats obtenus par le programme OOC et par Yu et al. (2014) peuvent être comparés.

Les résultats obtenus par le programme OOC et pour le premier BUHP proposé par Yu et al. (2014) sont présentés au Tableau 4.7.

Tableau 4.7: Comparaison des mélanges obtenus selon le modèle d'A&A modifié

Matériaux	**Ciment (%mass)**	**Sable (%mass)**	**Microsable (%mass)**	**Microsilice (%mass)**	**Sa/C**	**MSa/C**	**MSi/C**
Yu et al. (2014)	40	48	10	2	1.20	0.25	0.05
Programme OOC	35	46	15	4	1.31	0.43	0.11

Malgré de légères différences entre les deux mélanges obtenus, les ordres de grandeur des quantités de matériaux sont similaires, avec une forte prédominance du sable, une quantité importante de ciment et un dosage en microsilice faible.

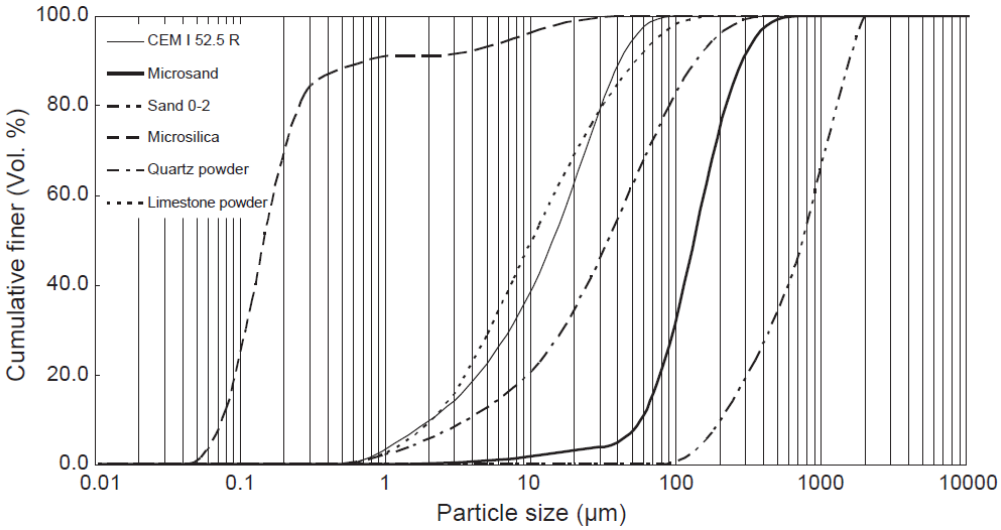


Figure 4.6: Granulométries des matériaux utilisés (Yu et al., 2014)

L'ajout de filler calcaire et de poudre de quartz ont été effectués en remplacement du ciment uniquement. La granulométrie du filler calcaire se superpose assez bien avec celle du ciment ce qui n'est pas le cas pour la poudre de quartz qui présente une granulométrie plus grossière que le ciment (Figure 4.6). Des calculs ont donc été réalisés avec le programme OOC en fixant les proportions

de tous les matériaux à l'exception du ciment, du filler calcaire et de la poudre de quartz, en prenant en considération les quantités obtenues par Yu et al. (2014) au Tableau 4.7. Les résultats obtenus sont présentés aux Tableau 4.8 et Tableau 4.9, respectivement pour les bétons avec filler calcaire et avec poudre de quartz.

Tableau 4.8: Comparaison des mélanges obtenus avec filler calcaire selon le modèle d'A&A modifié

Matériaux	**Ciment (%mass)**	**Sable (%mass)**	**Microsable (%mass)**	**Microsilice (%mass)**	**Calcaire (%mass)**
Yu et al. (2014)	28	48	10	2	12
Programme OOC	28	48	10	2	12

Tableau 4.9: Comparaison des mélanges obtenus avec poudre de quartz selon le modèle d'A&A modifié

Matériaux	**Ciment (%mass)**	**Sable (%mass)**	**Microsable (%mass)**	**Microsilice (%mass)**	**Quartz (%mass)**
Yu et al. (2014)	28	48	10	2	12
Programme OOC	34	48	10	2	6

Le programme OOC a proposé exactement le même mélange de composantes que celui proposé par Yu et al. (2014) pour l'utilisation de filler calcaire. Pour l'ajout de poudre de quartz, les mélanges proposés présentent des différences.

La quantité de poudre de quartz utilisée dans le mélange par Yu et al. (2014) est la même que la quantité de filler calcaire. Il peut être donc supposé que dans ce cas-ci, pour des fins comparatives, c'est un choix délibéré et non optimisé d'utiliser 12 % de la masse totale du mélange en poudre de quartz en remplacement du ciment.

Deux bémols sont à mentionner relativement à l'utilisation du modèle d'A&A modifié par Yu et al. (2014). D'une part, l'optimisation a été effectuée pour un mélange sans filler calcaire ni poudre de quartz et des dosages en sable, microsable et microsilice ont ensuite été fixés. D'autre part, le diamètre des plus petits grains au sein du mélange (D_s dans l'équation 2.37) considéré n'est pas le

diamètre des plus petits grains réellement présents au sein du mélange. En effet, tel qu'illustré à la Figure 4.7, le diamètre minimum a été considéré égal à 0.45 µm environ, alors que le diamètre des plus petits grains de fumée de silice au sein du mélange est de 0.045 µm environ. La courbe idéalisée de Fuller ainsi générée et utilisée pour leur optimisation n'englobe pas l'intégralité des distributions granulométriques présentes au sein du mélange, une grande partie de la granulométrie de la fumée de silice étant négligée.

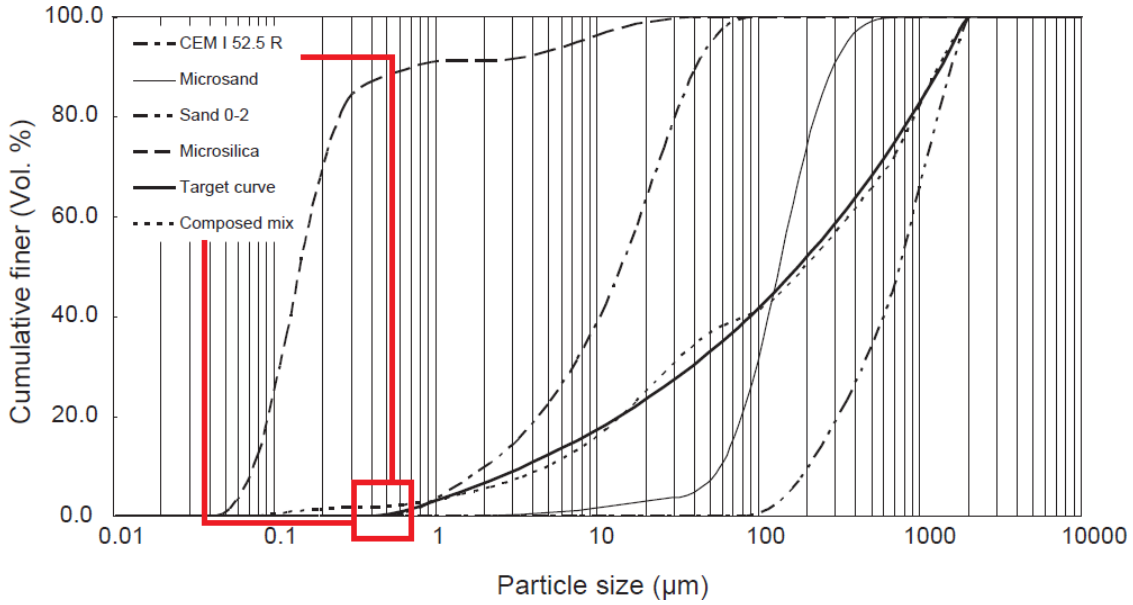


Figure 4.7: Granulométries des matériaux utilisés avec mise en évidence de la fumée de silice négligée par le choix du Dmin de la courbe idéalisée de Fuller (adapté de Yu et al. (2014))

4.4.2.2 Validation par Wang et al. (2017)

Wang et al. (2017) ont produit un BUHP comprenant du ciment, de la fumée de silice, des cendres volantes, deux sables de rivière et deux sables de coraux dont les granulométries sont présentées à la Figure 4.8.

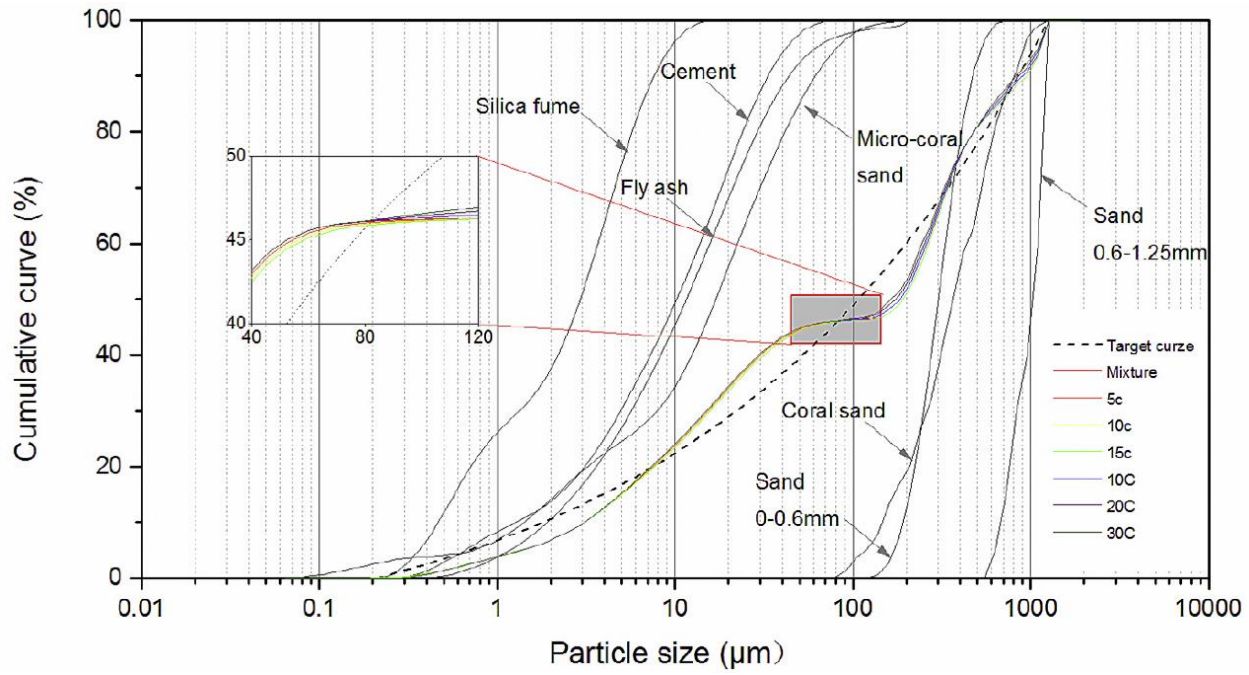


Figure 4.8: Granulométries des matériaux utilisés (Wang et al., 2017)

Les résultats obtenus par le programme OOC et proposés par Wang et al. (2017) pour la combinaison de composantes en absence de sable de coraux sont présentés au Tableau 4.10. La validation avec l'utilisation des sables de coraux n'a pas été réalisée pour des raisons de temps de calcul substantiel dès lors qu'un nombre élevé de composantes est utilisé sur des plages de variation importantes.

Tableau 4.10: Comparaison des mélanges obtenus selon le modèle d'A&A modifié

Matériaux	**Ciment (%mass)**	**Fumée silice (%mass)**	**Cendres (%mass)**	**Sable 0-0.6 (%mass)**	**Sable 0.6-1.25 (%mass)**
Wang et al. (2017)	36	5	6	34	19
Programme OOC	31	1	15	38	15

Dans ce cas-ci également des différences sont observables même si les ordres de grandeurs sont respectés. Le programme OOC favorise les cendres volantes et le sable fin aux dépends du ciment, de la fumée de silice et du sable plus grossier. La fumée de silice est réduite à sa plus faible proportion, alors que les cendres volantes sont privilégiées par l'outil d'optimisation comparativement à la formulation proposée par Wang et al. (2017).

Les bornes utilisées pour déterminer la courbe de Fuller ont été sélectionnées adéquatement en considérant les tailles des classes minimales et maximales des composantes utilisées au sein des mélanges. Les variations observées dans les proportions proposées par Wang et al. (2017) et celles calculées par l'outil d'optimisation peuvent provenir de deux éléments. D'une part, l'outil d'optimisation permet de comparer la courbe de Fuller et la courbe granulométrique du mélange étudié selon un calcul surfacique semi-logarithmique, alors que Wang et al. (2017) réalise une comparaison entre les pourcentages de passants pour des dimensions de grains déterminées. D'autre part, les détails des distributions granulométriques des composantes ainsi que du mélange proposé ont été obtenus de manière graphique, ce qui a pu engendrer un manque de précision dans leur lecture.

4.4.2.3 Analyse

De légères différences existent entre les combinaisons de composantes proposées par le programme OOC développé et les mélanges proposés par Yu et al. (2014) et Wang et al. (2017). Cependant, les ordres de grandeurs sont respectés pour tous les mélanges.

Les distributions granulométriques utilisées par le programme OOC ont été obtenues par lecture graphique des courbes présentées dans les références. Ainsi, de petites imprécisions liées à la méthode d'obtention des données granulométriques ont probablement pu influencer les résultats obtenus.

Par ailleurs, la technique de comparaison entre les courbes du mélange et de Fuller idéalisée au sein des deux références utilisées est différente de celle employée par le programme OOC. Ces références ne font une comparaison que des points constitutifs de la courbe granulométrique, alors que le programme OOC compare des aires calculées à partir des points de la courbe (Figure 4.4). Ces aires sont calculées en considérant une évolution logarithmique des valeurs utilisées pour l'axe des abscisses. Ces différences dans la méthode de calcul peuvent augmenter considérablement les différences de résultats obtenues.

4.5 Études paramétriques avec les modèles d'optimisation granulaire

Afin d'évaluer la sensibilité des modèles considérés aux différentes données nécessaires à leur utilisation, des études paramétriques ont été réalisées. L'analyse des effets des différents paramètres sur les résultats proposés par les modèles permettra aux utilisateurs d'identifier les modifications à apporter aux données d'entrée afin d'obtenir les formulations de béton optimisées recherchées.

Les paramètres ayant un impact sur le modèle CPM sont les granulométries des composantes, les compacités résiduelles des composantes β_i et l'indice de serrage K.

Les paramètres ayant un impact sur le modèle d'A&A modifié sont les granulométries des composantes et le module de distribution q.

Pour étudier l'impact d'un seul des paramètres sur les résultats proposés par les modèles, les autres paramètres sont maintenus constants.

4.5.1 Compacités résiduelles des composantes

Dans cette section sont présentés les résultats obtenus pour la détermination des compacités résiduelles des trois composantes (ciment, fumée de silice et sable) présentées à la section 3.1, ces données étant utilisées pour la réalisation des études paramétriques présentées dans la suite du présent chapitre. La compacité résiduelle du sable a été déterminée par voie sèche, alors que les compacités résiduelles du ciment et de la fumée de silice ont été déterminées par voie humide. Les compacités résiduelles sont déduites des compacités déterminées en laboratoire par application de la méthodologie présentée à la section 3.2.3. Les résultats détaillés de la campagne expérimentale réalisée pour déterminer les compacités résiduelles des composantes sont présentés à l'Annexe D. La synthèse des résultats est donnée au Tableau 4.11.

Tableau 4.11: Récapitulatif des compacités résiduelles β_i déterminées

Composante	Ciment	Sable	Fumée de silice	Fibres
β_i	0.5979	0.5859	0.4642	0.4

4.5.2 Effet de la distribution granulométrique des composantes sur les résultats du modèle CPM avec β_i fixés

Pour étudier les effets des distributions granulométriques des composantes sur les résultats du modèle, l'indice de serrage K a été fixé à une valeur proche de l'infini (soit $K = 10\ 000$) pour simuler un mélange dont la compacité est optimale et est égale à la compacité théorique. Les compacités résiduelles β_i ont été considérées comme étant toutes identiques. Sur la base des ordres de grandeur des compacités résiduelles mentionnées par de Larrard (2000), les compacités résiduelles β_i ont été fixées à 0.6 pour cette étude paramétrique.

Trois composantes sont utilisées pour cette optimisation granulaire, soient un sable, constitué de grains grossiers, un ciment représentant des grains de tailles intermédiaires et une fumée de silice composée de grains fins. Les courbes granulométriques de ces composantes présentées à la Figure 3.1 sont rappelées à la Figure 4.9.

La formulation optimale proposée par le modèle CPM est présentée au Tableau 4.12. La compacité du mélange ainsi obtenu est évaluée à 0.9423. La courbe granulométrique volumique du mélange optimal proposé par le modèle CPM est présentée à la Figure 4.9.

Tableau 4.12: Formulation optimale proposée par le modèle CPM, avec $K = 10\ 000$ et $\beta_i = 0.6$

Composante	**Ciment**	**Sable**	**Fumée de silice**
% massique	34	57	9

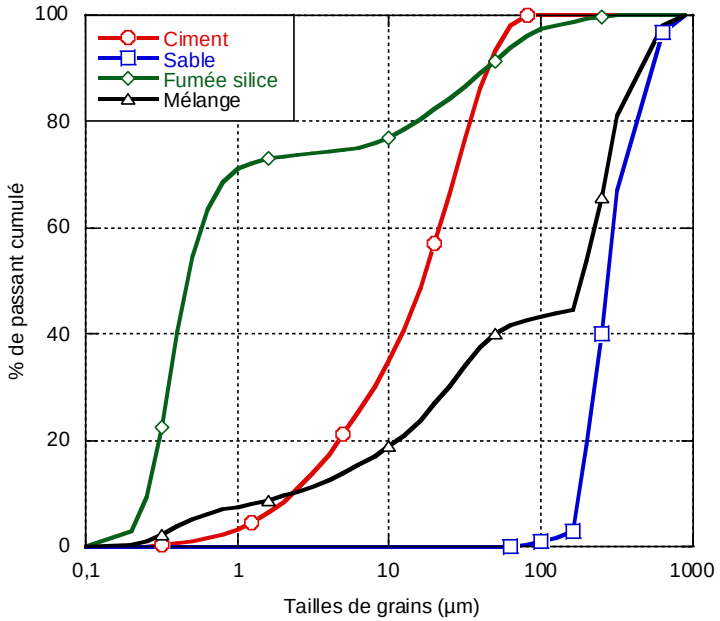


Figure 4.9: Effets des granulométries des composantes utilisées sur l'optimum proposé par le modèle CPM

Pour un indice de serrage du mélange très élevé ($K = 10\,000$) et des composantes dont la compacité résiduelle est identique ($\beta_i = 0.6$), le modèle semble privilégier les composantes de granulométries plus grossière (dans ce cas le sable), pour ensuite combler les vides en utilisant les composantes composées de granulométries plus fines (dans ce cas le ciment puis la fumée de silice). Le sable a ainsi une présence prédominante, le ciment occupe la majorité des vides laissés par le sable, et la fumée de silice permet de remplir les vides non comblés par le ciment.

Il importe donc de retenir que le modèle CPM priorise les particules grossières dans l'optimisation granulaire des bétons. Cette priorisation est aussi fréquente dans les méthodes courantes de formulation de béton afin de favoriser la résistance des bétons, les granulats présentant un apport de résistance important dans le mélange pour un moindre coût (Shi, Wu, et al., 2015).

4.5.3 Effet de l'indice de serrage K sur les résultats du modèle CPM avec β_i fixés

De la même manière que pour l'étude paramétrique présentée à la section 4.5.2, les compacités β_i de l'ensemble des composantes sont fixées égales à 0.6. Les fibres sont considérées dans le cadre de cette étude paramétrique. Leur dosage massique a été fixé égal à 10 % de l'ensemble de la masse des composantes solides, correspondant ainsi à un dosage volumique de 3 %.

Les résultats obtenus sont présentés au Tableau 4.13 et à la Figure 4.10. Un indice de serrage K égal à 10 000 correspond à un mélange auquel une très grande énergie de compaction est fournie, un indice de serrage K égal à 6.7 représente une pâte lisse et un indice de serrage K égal à 1 correspond à un mélange dont l'énergie de mise en place en place est quasi-nulle.

Tableau 4.13: Impact de K sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM à β_i fixées

K	Compacité	Ciment (%massique)	Sable (%massique)	Fumée de silice (%massique)	Fibres (%massique)
1	0.3628	49	36	5	10
3	0.6683	33	35	22	10
6.7	0.8163	33	41	16	10
9	0.8519	34	42	14	10
100	0.9407	32	50	8	10
10000	0.9440	32	50	8	10

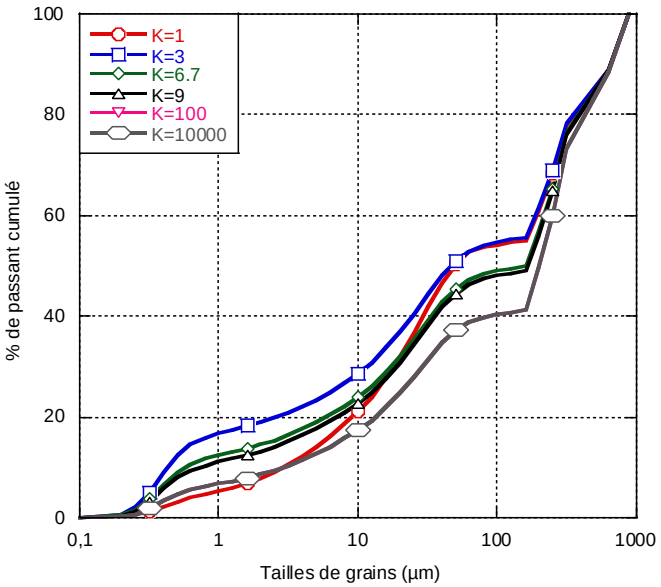


Figure 4.10: Impact de K sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle CPM à β_i fixées

Selon la théorie à la base du modèle CPM, la compacité théorique optimale du mélange est proportionnelle à l'indice de serrage K. Conformément aux attentes, une diminution de la valeur de K entraine une diminution de la compacité déterminée par le modèle. Les résultats obtenus montrent que, d'une manière générale, plus la valeur de K est élevée, plus le modèle a tendance à favoriser les grains de grandes dimensions tels que les grains de sable au détriment des grains de plus petites tailles tels que la fumée de silice (Tableau 4.13). Inversement, plus la valeur de K est faible, plus le modèle a tendance à favoriser les grains de faibles dimensions tels que les grains de fumée de silice au détriment des grains de plus grandes tailles tels que le sable. Pour des valeurs de K faibles, chacun des constituants utilisés est représenté de façon plus équilibrée. Des essais complémentaires ont également été réalisés de manière à évaluer la valeur maximale de K ayant un impact sur la composition optimale proposée. Il s'avère que les compositions proposées par le modèle sont toutes identiques pour des valeurs de K supérieures à 100. Enfin, pour un K égal à l'unité, le modèle diverge. Cependant, une telle éventualité n'est pas à considérer, la valeur minimale de K recommandée par de Larrard (2000) étant de 4.1.

D'une manière générale, plus le mélange granulaire est compact (plus la valeur de K est élevée), plus le modèle a tendance à favoriser les grains de plus grandes dimensions tels que les grains de sable au détriment des grains de plus petites tailles tels que la fumée de silice.

4.5.4 Effet de l'indice de serrage K sur les résultats du modèle CPM avec β_i réelles

En complément à l'étude paramétrique présentée à la section 4.5.3, une étude des effets de l'indice de serrage K en considérant les compacités résiduelles réelles déterminées pour les composantes utilisées dans le cadre de ce projet a également été réalisée.

Les compacités résiduelles réelles des composantes déterminées à la section 4.5.1 sont récapitulées au Tableau 4.14. Les résultats obtenus pour cette étude paramétrique sont présentés au Tableau 4.15 et à la Figure 4.11.

Tableau 4.14: Compacités résiduelles β_i réelles

Composante	**Ciment**	**Sable**	**Fumée de silice**	**Fibres**
β_i	0.5979	0.5859	0.4642	0.4

Tableau 4.15: Impact de K sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM à β_i réelles

K	**Compacité**	**Ciment (% massique)**	**Sable (% massique)**	**Fumée de silice (% massique)**	**Fibres (% massique)**
1	0.3685	56	32	2	10
3	0.6316	47	34	9	10
6.7	0.7810	41	39	10	10
9	0.8186	40	40	10	10
100	0.9183	35	48	7	10
10000	0.9225	34	49	7	10

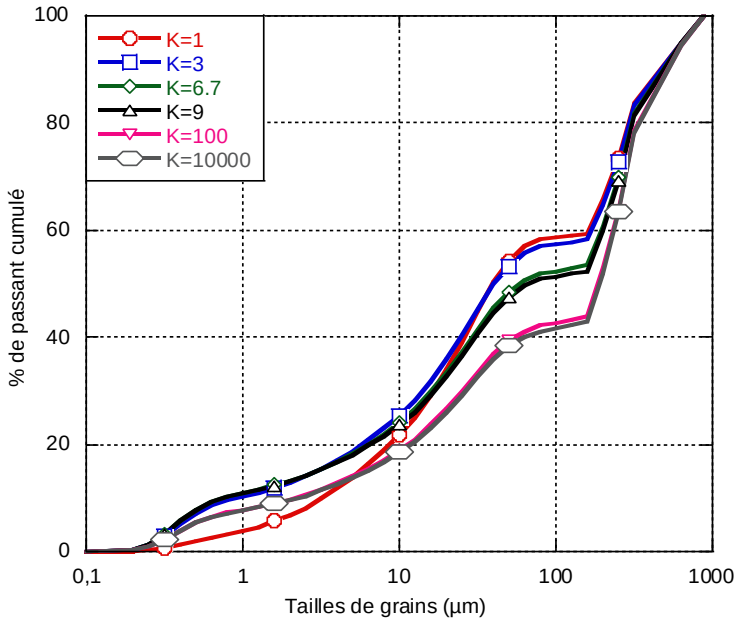


Figure 4.11: Impact de K sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle CPM à β_i réelles

Les tendances générales sont similaires à celles relevées à la section 4.5.3, à savoir que plus la valeur de K est élevée, plus le modèle a tendance à favoriser les grains de plus grandes dimensions. Cependant, la diminution de la valeur de K ne génère pas une augmentation des dosages en fumée de silice aussi notable que ce qui a été observé à la section 4.5.3. Ce constat peut probablement s'expliquer par le fait que la valeur de la compacité résiduelle de la fumée de silice est très inférieure à celles du ciment et du sable, ce qui tend à favoriser l'utilisation de ces deux composantes dans les mélanges proposés par le modèle. Enfin, pour un même indice de serrage K, la compacité des mélanges optimum obtenus en utilisant les compacités résiduelles réelles est toujours inférieure à celle obtenue en utilisant des compacités résiduelles fixées (supérieures aux compacités résiduelles réelles).

4.5.5 Effet des compacités résiduelles β_i des composantes sur les résultats du modèle CPM

4.5.5.1 Uniformité des compacités résiduelles β_i des composantes

Pour étudier les effets de la variation des compacités résiduelles β_i sur les mélanges proposés par le modèle CPM, la valeur de l'indice de serrage K a été fixée égale à 10 000 pour simuler une

compacité maximale. Chacune des composantes s'est vue associer la même valeur de compacité résiduelle. Le pourcentage de fibres étant fixé à l'avance pour les formulations de béton à optimiser et la compacité résiduelle pour les fibres étant supposée être nettement inférieure à celles des autres composantes, il n'a pas été jugé pertinent de les inclure dans cette étude paramétrique. Les compacités résiduelles des trois composantes présentées à la section 3.1 sont fixées à une valeur identique pour chacune des optimisations réalisées avec une compacité résiduelle différente.

Les résultats obtenus sont présentés au Tableau 4.16 et à la Figure 4.12.

Tableau 4.16: Impact de β_i égales pour toutes les composantes sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM

β_i	Compacité	Ciment (% massique)	Sable (% massique)	Fumée de silice (% massique)
0.4	0.7899	37	43	20
0.5	0.8831	37	49	14
0.6	0.9423	34	57	9
0.7	0.9761	30	66	4
0.8	0.9925	22	76	2

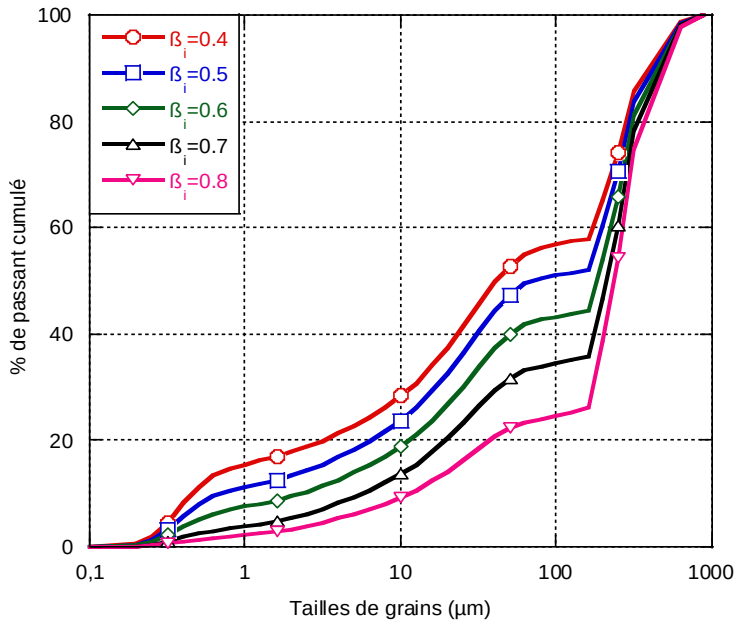


Figure 4.12: Impact de β_i égales pour toutes les composantes sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle CPM

Conformément aux attentes, une augmentation des compacités résiduelles entraine une augmentation de la compacité théorique du mélange. Par ailleurs, lorsque les compacités résiduelles augmentent, le modèle a tendance à favoriser l'utilisation de grains de plus grandes dimensions, en comblant ensuite les interstices par des grains de dimensions immédiatement inférieures, pour n'utiliser les grains de très faibles dimensions qu'en faible quantité.

4.5.5.2 Variation isolée des compacités résiduelles β_i des composantes

L'impact de la variation de la compacité résiduelle d'une seule composante, lorsque les compacités résiduelles des autres composantes sont fixées, a été évalué. Les compacités résiduelles β_i des composantes ont été fixées à 0.6, puis ont été variées indépendamment les unes des autres de 0.4 à 0.8. Les résultats obtenus sont présentés au Tableau 4.17 et à la Figure 4.13.

Tableau 4.17: Impact de variations isolées de β_i sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM

β_{ciment}	β_{sable}	β_{FS}	Compacité	Ciment (% massique)	Sable (% massique)	Fumée de silice (% massique)
0.6	0.6	0.6	0.9423	34	57	9
0.4	0.6	0.6	0.9092	24	60	16
0.8	0.6	0.6	0.9484	35	55	10
0.6	**0.4**	0.6	0.9170	50	37	13
0.6	**0.8**	0.6	0.9691	16	79	5
0.6	0.6	**0.4**	0.9159	36	58	6
0.6	0.6	**0.8**	0.9680	34	56	10

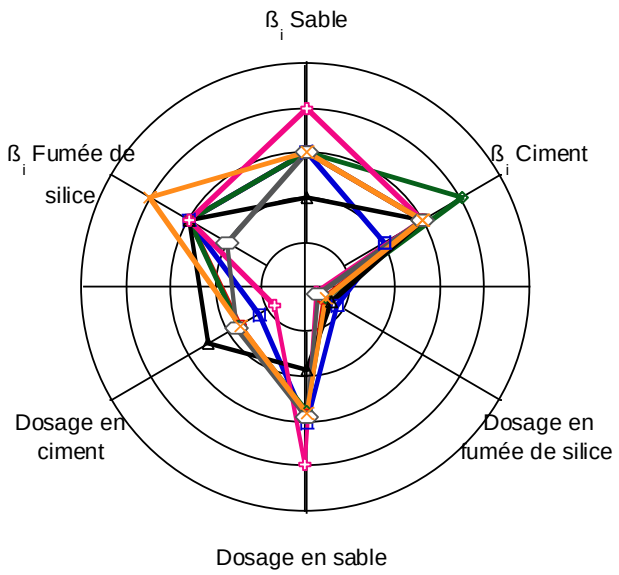


Figure 4.13: Impact de variations isolées de β_i sur les formulations optimales proposées par le modèle CPM

De manière générale, l'augmentation de la compacité résiduelle β_i d'une des composantes fait en sorte que cette composante se retrouve en plus grande proportion au sein du mélange. Inversement, la diminution de la compacité résiduelle β_i d'une des composantes en réduit la proportion au sein du mélange. Cet impact semble être d'autant plus prononcé que la dimension des grains considérés est élevée. En effet il peut être observé sur la représentation graphique (Figure 4.13) du Tableau 4.17 que les variations de la compacité résiduelle du sable sont celles qui ont l'impact le plus important sur les dosages des composantes, notamment les dosages en sable et en ciment.

Les dosages en sable ne sont que faiblement impactés par une variation de la compacité résiduelle β_i de la fumée de silice ou du ciment. Les dosages en ciment, et dans une moindre mesure en fumée de silice, sont particulièrement impactés par la modification de la compacité résiduelle du sable. Une augmentation de la compacité résiduelle du sable génère une diminution de la proportion de ciment, et inversement. Ce constat peut s'expliquer par le fait que le ciment constitue les grains de dimensions immédiatement inférieures au sable. La diminution ou l'augmentation de la proportion de sable au sein du mélange est alors directement compensée par l'ajustement de la proportion de ciment principalement. La fumée de silice, étant composée de grains de dimensions très nettement inférieures à celle du sable, ne compense alors les variations de proportions de sable que dans une moindre mesure.

4.5.6 Effet de la distribution granulométrique des composantes sur les résultats du modèle d'A&A modifié avec q fixé

Pour étudier les effets des distributions granulométriques des composantes sur les résultats du modèle d'A&A modifié, le module de distribution q a été fixé égal à 0.23, valeur usuellement utilisée pour l'optimisation de BFUP tel que mentionné à la section 2.2.2.3.

De la même manière que pour l'étude des effets des distributions granulométriques des composantes sur les résultats du modèle CPM présentée à la section 4.5.2, les trois composantes présentées à la section 3.1 sont utilisées pour cette optimisation granulaire. Les courbes granulométriques massiques de ces composantes ont été présentées aux Figure 3.1 et Figure 4.9.

La formulation optimale proposée par le modèle d'A&A modifié est présentée au Tableau 4.18. La courbe granulométrique volumique du mélange optimum proposé par le modèle d'A&A modifié est présentée à la Figure 4.14.

Tableau 4.18: Formulation optimale proposée par le modèle d'A&A modifié avec $q = 0.23$

Formulation	Ciment (%massique)	Sable (%massique)	Fumée de silice (%massique)
Modèle d'A&A modifié	42	46	12

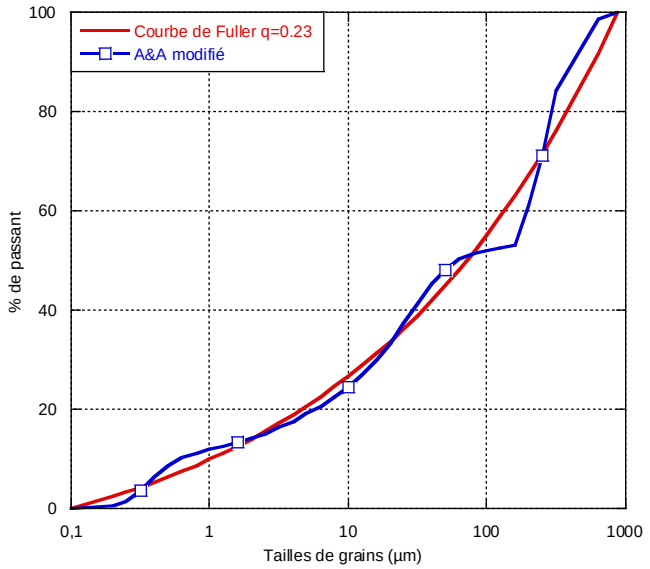


Figure 4.14: Effets des distributions granulométriques des composantes utilisées sur les mélanges optimums proposés par le modèle d'A&A modifié

Pour un module de distribution fixé ($q = 0.23$), tout comme pour le modèle CPM, le modèle d'A&A modifié semble privilégier les composantes dont les granulométries sont plus grossières (ici le sable), pour ensuite combler les vides en utilisant les composantes composées de granulométries plus fines (ici le ciment et la fumée de silice dans une moindre mesure).

4.5.7 Effet du module de distribution q sur les résultats du modèle d'A&A modifié

La littérature recommande l'utilisation de valeurs de module de distribution q variant entre 0.220 et 0.275 pour la formulation de BUHP et de BFUP (Gao et al., 2016; Pyo et al., 2017; Ragalwar et al., 2017), bien qu'une valeur de 0.37 ait également été utilisée (Zdeb, 2013).

Le module de distribution affecte directement la distribution granulométrique visée de Fuller. Les courbes granulométriques idéalisées de Fuller calculées avec des modules de distribution de 0.23, 0.37 et 0.50 sont présentées à la Figure 4.15.

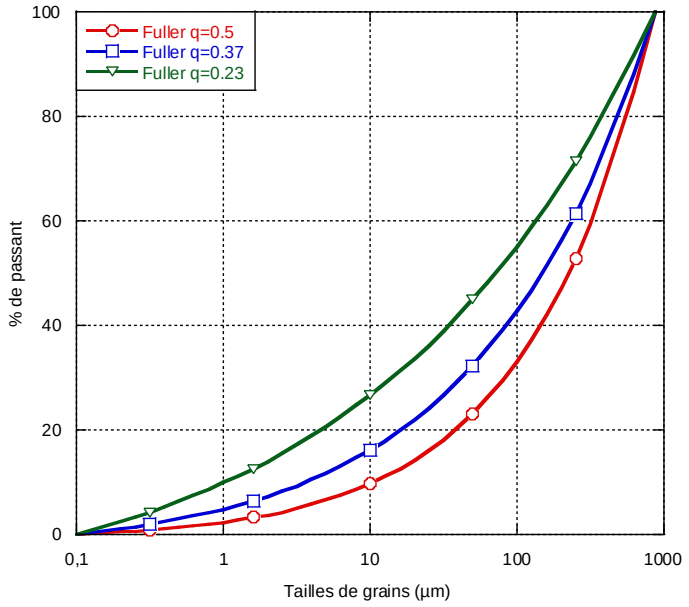


Figure 4.15: Impact du module de distribution q sur les courbes de Fuller

L'impact de la variation du module de distribution q sur les formulations proposées par le modèle d'A&A modifié a été évalué pour une minimisation en considérant les valeurs de module de distribution ayant généré les courbes idéalisées de Fuller présentées à la Figure 4.15, soit des

modules de distribution q de 0.23, 0.37 et 0.50. Les résultats obtenus sont présentés au Tableau 4.19 et à la Figure 4.16.

Tableau 4.19: Impact du module de distribution q sur les formulations optimales proposées par le modèle d'A&A modifié

q	Compacité (calculée par le CPM)	RSS	Ciment (%massique)	Sable (%massique)	Fumée de silice (%massique)
0.50	0.6916	5.30	29	70	1
0.37	0.7430	3.16	37	59	4
0.23	0.7740	1.67	42	46	12

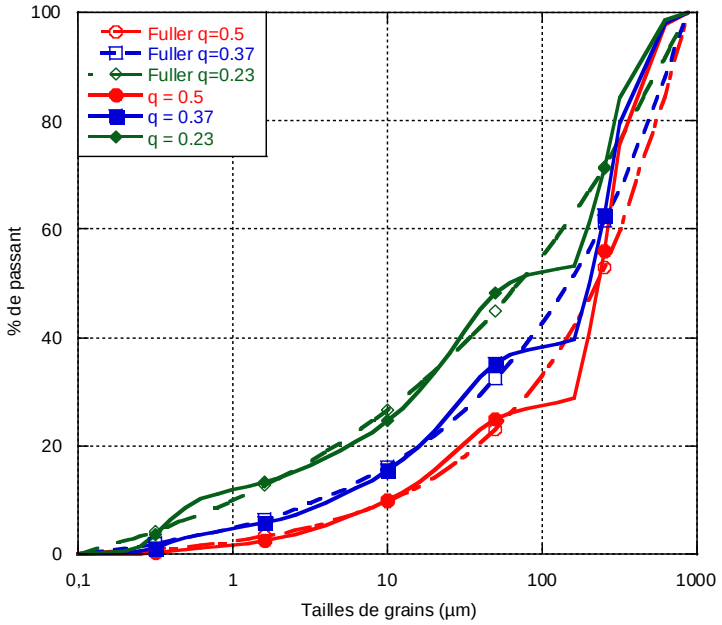


Figure 4.16: Impact du module de distribution q sur les courbes granulométriques optimales proposées par le modèle d'A&A modifié

Le modèle d'A&A modifié semble également prioriser l'utilisation de composantes grossières, quel que soit le module de distribution utilisé. L'augmentation du module de distribution q tend à favoriser davantage la proportion de grains grossiers au sein du mélange au détriment des grains de faibles dimensions. Le choix du module de distribution constitue donc un paramètre critique pour la formulation de bétons.

L'utilisation d'un module de distribution plus faible, relié en particulier à la formulation de BFUP, conduit à une hausse de la compacité des mélanges calculée par le modèle CPM. Cette observation peut être reliée au principe d'optimisation de la compacité des BFUP énoncé par de Larrard et Sedran (1994) ainsi que Richard et Cheyrezy (1995) (section 2.1.2.1). Ces tendances ont également été observées par Hüsken (2010) pour un module de distribution variant entre 0.25 et 0.4.

4.5.8 Synthèse

Les distributions granulométriques des composantes utilisées constituent le paramètre ayant le plus d'impact sur les résultats proposés par les deux modèles d'optimisation granulaire étudiés.

Pour le modèle CPM, les compacités résiduelles β_i des composantes utilisées constituent une propriété intrinsèque aux composantes utilisées, ayant un impact non négligeable sur les formulations proposées par le modèle CPM. Ce modèle a tendance à favoriser l'utilisation des grains de plus grandes dimensions au détriment des plus petits grains. Cette priorisation des grains de plus grandes dimensions augmente proportionnellement avec l'augmentation de la compacité résiduelle des particules de grandes tailles. Plus l'énergie de mise en place du mélange est importante (K élevé), plus le modèle a tendance à favoriser les grains de plus grandes dimensions.

En pratique, l'indice de serrage K varie entre 4.1 et 9 selon les procédés de mise en place (de Larrard, 2000). Dans cette plage de variation, il semble que l'impact de l'indice de serrage est moins important que l'impact des distributions granulométriques et des compacités résiduelles des composantes.

Pour le modèle d'A&A modifié, le module de distribution q a un impact important sur les proportions des composantes proposées. De manière similaire à ce qui a été observé pour le modèle CPM, le modèle d'A&A modifié semble également prioriser l'utilisation de composantes de plus grandes dimensions, quel que soit le module de distribution utilisé. L'augmentation du module de distribution q associée aux bétons courants amplifie cette priorisation.

4.6 Proposition pour l'intégration des fibres dans l'optimisation granulaire

Les méthodes existantes relativement à la considération des fibres au sein des modèles d'optimisation granulaire, et en particulier le modèle de Ferrara et al. (2008) sélectionné à la section 2.2.5 de la revue, modélisent les fibres comme étant des particules sphériques ayant toutes la même dimension, définie sous la forme d'un diamètre équivalent. Cette modélisation simpliste ne représente pas adéquatement les interactions réelles entre les fibres et le reste du squelette granulaire, en particulier en regard à la position des fibres au sein d'un empilement granulaire, au facteur d'élancement des fibres considérées ainsi qu'aux différences de dimensions entre les fibres et les particules constitutives du squelette granulaire.

Afin de mieux représenter l'effet des fibres sur la compacité d'un mélange granulaire, une méthodologie de prise en compte d'une distribution granulométrique équivalente des fibres est proposée dans cette section. La validation en laboratoire de la méthodologie proposée n'a pas pu être réalisée pour cause de manque de temps.

4.6.1 Principes de modélisation

L'objectif général de la méthodologie est de proposer une distribution granulométrique équivalente des fibres en fonction de leur position probable au sein de l'empilement granulaire. La modélisation est réalisée dans un plan en deux dimensions.

La position probable des fibres au sein d'un empilement granulaire peut être assimilée à la position des fibres au sein d'un échantillon de béton durci. Les distributions granulométriques équivalentes des fibres seront ainsi basées sur les résultats d'essais de mesure d'orientation de fibres au sein d'échantillons de BFUP (Delsol, 2012).

La surface de coupe d'une fibre dont le sens d'orientation est parfaitement perpendiculaire au plan de coupe utilisé pour déterminer son orientation ($\theta = 0°$) forme un cercle parfait dont le rayon est égal au rayon de la fibre. La surface d'une fibre orientée d'un angle $\theta < 90°$ avec le plan de coupe forme une ellipse de petit rayon r et de grand rayon R. Le petit rayon est celui de la fibre (équation 4.3) et le grand rayon est calculé selon l'équation 4.4. La surface de l'ellipse ainsi définie est calculée par application de l'équation 4.5. Par définition géométrique, le grand rayon R de

l'ellipse ne peut dépasser la longueur d'une fibre, R tendant mathématiquement vers l'infini quand l'angle θ tend vers 90°.

$$r = r_{fibre} \tag{4.3}$$

$$R = \frac{r_{fibre}}{\cos\theta} \tag{4.4}$$

$$S = r \times R \times \pi \tag{4.5}$$

Où :

- r est le petit rayon de l'ellipse ;
- r_{fibre} est le rayon d'une fibre ;
- R est le grand rayon de l'ellipse ;
- θ est l'angle formé par l'axe de la fibre par rapport à la perpendiculaire du plan de coupe ;
- S est la surface d'une ellipse de petit rayon r et de grand rayon R.

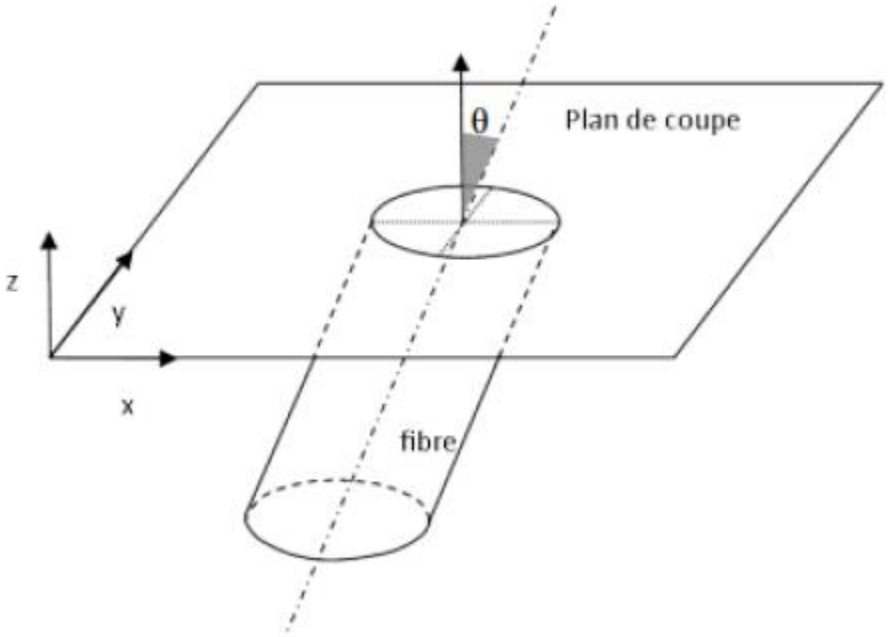


Figure 4.17: Représentation de l'ellipse formé par une fibre sur le plan de coupe

Le rayon d'un disque ayant une surface égale à celle de l'ellipse précédemment définie est calculé par application de l'équation 4.6. Le diamètre équivalent est égal au double du rayon équivalent ainsi calculé (équation 4.7).

$$r_{éq} = \sqrt{r \times R} = \sqrt{\frac{r_{fibre}^2}{\cos\theta}} \tag{4.6}$$

$$d_{éq} = 2 \times r_{éq} = 2 \times \frac{r_{fibre}}{\sqrt{\cos\theta}} \tag{4.7}$$

Où :

- $r_{éq}$ est le rayon de sphères équivalentes aux fibres orientées d'un angle θ par rapport à la perpendiculaire du plan de coupe ;
- $d_{éq}$ est le diamètre de sphères équivalentes aux fibres orientées d'un angle θ par rapport à la perpendiculaire du plan de coupe.

4.6.2 Distributions granulométriques proposées

Delsol (2012) a analysé l'orientation des fibres au sein d'échantillons de BFUP durci pour lesquels une mise en place rigoureuse a permis de contrôler l'orientation des fibres au sein des échantillons. Les distributions angulaires selon des méthodes de coulée favorable, aléatoire et défavorables sont présentées à la Figure 4.18. Ces trois méthodes de coulée sont respectivement identifiées comme ayant des angles moyens d'orientation des fibres de 36, 43 et 51° par rapport à l'axe principal des efforts appliqués sur les spécimens durant les essais. Ces angles d'orientation moyen représentent bien la plage d'orientation attendue dans les structures.

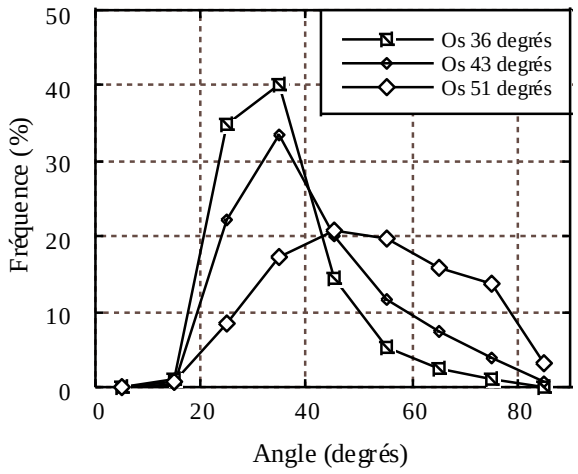


Figure 4.18: Distributions angulaires extraites de Delsol (2012)

L'application des équations présentées à la section 4.6.1 permet de définir les dimensions de grains équivalents présentées au Tableau 4.20.

Tableau 4.20: Dimensions des grains équivalents

Orientation (°)	$\boldsymbol{d_{éq}}$ **(mm)**
5	0.200
15	0.203
25	0.210
35	0.221
45	0.238
55	0.264
65	0.308
75	0.393
85	0.677

Le jumelage des résultats présentés à la Figure 4.18 avec les calculs de diamètres équivalents présentés au Tableau 4.20 permettent de générer les distributions granulométriques présentées à la Figure 4.19.

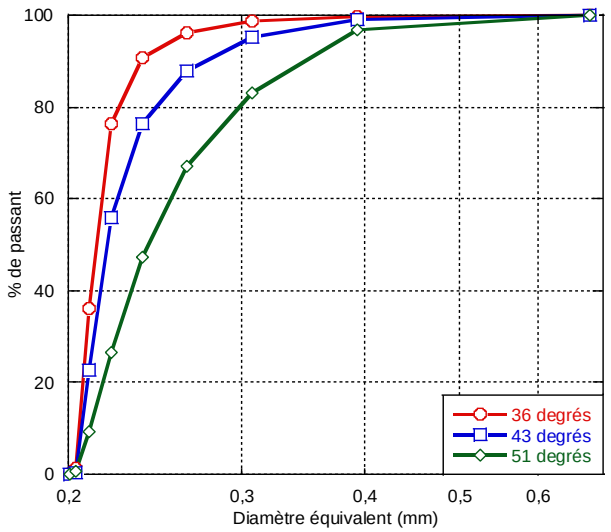


Figure 4.19: Distributions granulométriques équivalentes des fibres proposées pour différentes orientations des fibres dans le BFUP

4.6.3 Optimisations numériques

Les distributions granulométriques proposées ont été utilisées de manière à déterminer les compositions optimales de BFUP calculées par l'outil d'optimisation de la compacité. Les compositions obtenues sont comparées à celles obtenues pour un unique diamètre équivalent obtenu selon le modèle d'inclusion des fibres proposé par Ferrara et al. (2008).

Les résultats obtenus sont présentés aux Tableau 4.21 et Tableau 4.22, respectivement pour des optimisations selon les modèles CPM et d'A&A modifié. Ces tableaux indiquent les optimums calculés pour des modélisations de fibres à partir du modèle de sphère équivalente unique (sphères de 876 µm de diamètre) de Ferrara et al. (2008) et des distributions angulaires d'orientations de fibres proposées de 36, 43 et 51° provenant des travaux de Delsol (2012), pour une dimension maximale de sphères équivalentes de 677 µm.

Tableau 4.21: Compositions optimales calculées selon le modèle CPM

Méthodologie d'inclusion des fibres	Ciment (%mass)	Sable (%mass)	Fumée silice (%mass)	Fibres (%mass)	S/C	FS/C
Ferrara	41	39	10	10	0.95	0.24
Delsol 36°	43	37	10	10	0.86	0.23
Delsol 43°	43	37	10	10	0.86	0.23
Delsol 51°	42	37	11	10	0.88	0.26

Tableau 4.22: Compositions optimales calculées selon le modèle d'A&A modifié

Méthodologie d'inclusion des fibres	Ciment (%mass)	Sable (%mass)	Fumée silice (%mass)	Fibres (%mass)	S/C	FS/C
Ferrara	40	38	11	11	0.95	0.28
Delsol 36°	40	39	11	10	0.98	0.25
Delsol 43°	40	39	11	10	0.98	0.25
Delsol 51°	40	39	11	10	0.98	0.25

Les différentes distributions granulométriques utilisées pour modéliser les fibres n'entrainent aucune différence pour les mélanges obtenus par le modèle d'A&A modifié. Pour les optimisations obtenues par le modèle CPM, une très légère différence apparait entre la modélisation des fibres selon Ferrara et al. (2008) et la modélisation des fibres proposée. Le mélange obtenu avec la modélisation des fibres selon Ferrara et al. (2008) présente une quantité de sable légèrement supérieure et une quantité de ciment légèrement inférieure aux quantités obtenues avec une modélisation des fibres selon le modèle proposé pour les fibres.

Les fibres représentées selon des sphères de diamètre équivalent unique par le modèle de Ferrara et al. (2008) ont leur diamètre correspondant à la plus grande classe de particules au sein des mélanges. La distribution granulométrique des fibres représentées selon le modèle proposé au cours de ce projet partage un certain nombre de classes avec la distribution granulométrique du sable. La modélisation des fibres selon une distribution granulométrique étendue entraine une légère augmentation de la quantité de grains considérés par le modèle CPM sur cette portion granulométrique. Le modèle CPM diminue donc légèrement la quantité totale des composantes partageant cette portion de distribution granulométrique. La quantité de fibres ne peut être modifiée en raison du pourcentage volumique fixé, la composante dont la quantité est diminuée est donc le sable. La légère diminution de la quantité de sable entraine une augmentation des vides au sein du mélange. Ces vides sont naturellement remplis par la composante dont la taille des grains est immédiatement inférieure à celle des fibres et du sable, soit le ciment. La distribution granulométrique des fibres issue de l'analyse de l'orientation de fibres de 51° étant plus étendue, les vides générés nécessitent, en sus du ciment, l'ajout de fumée de silice.

Les deux modèles utilisés pour déterminer les compositions optimales lorsque les fibres sont considérées sous la forme d'un diamètre équivalent unique proposent des formulations très similaires. Les formulations obtenues, notamment leurs modifications en présence des distributions granulométriques représentant les fibres, sont en accord avec l'étude paramétrique de la section 4.5. La variable la plus importante pour les deux modèles est la distribution granulométrique. La modification des distributions granulométriques au sein du modèle CPM a modifié les quantités des grains contenus dans les classes les plus élevées ce qui a perturbé les interactions entre les différentes classes et a entrainé une modification des formulations optimales proposées. Le modèle d'A&A modifié ne semble pas affecté, ce qui est en accord avec son fonctionnement également. La modification de la distribution granulométrique des fibres n'a pas modifié les dimensions minimales et maximales des classes utilisées, ainsi la courbe de Fuller n'a pas été modifiée. Les distributions granulométriques proposées pour les fibres recoupent en particulier celle du sable, exacerbant les différences entre les courbes des mélanges et la courbe de Fuller qui peuvent être observables à la Figure 4.16 entre 0.2 et 0.7 mm.

4.7 Détermination du rapport eau/ciment minimal

Jusqu'à maintenant les modèles d'optimisation granulaire n'indiquent que les proportions granulaires du mélange, sans information sur la quantité d'eau pouvant être introduite. La détermination des quantités d'eau optimales pouvant être considérées au sein des mélanges granulaires optimisés est réalisée sur la base du calcul du rapport eau/ciment (E/C). Le rapport eau/liant (E/L) peut ensuite être déterminé par l'utilisateur. Le calcul du rapport E/L n'est pas intégré à l'outil d'optimisation en raison du très grand nombre d'ajouts cimentaires pouvant être utilisés. De fait, le rapport E/C minimal permettant strictement de combler les vides au sein du mélange granulaire optimisé a été déterminé en considérant un pourcentage volumique de fibres et d'air occlus au sein du béton. La méthodologie de calcul du rapport E/C est détaillée ci-dessous.

① Le volume occupé par la composante i pour un mélange de matériaux secs de 100 kg est obtenu en divisant le pourcentage massique de la composante i par sa masse volumique en appliquant l'équation 4.8.

$$V_i = \frac{\%M_i}{\rho_i} \tag{4.8}$$

Où :

- V_i est le volume occupé par la composante i pour un mélange sec de 100 kg ;
- $\%M_i$ est le pourcentage massique de la composante i dans le mélange sec ;
- ρ_i est la masse volumique de la composante i.

② La somme des volumes occupés par chacune des composantes i pour un mélange sec de 100 kg est calculée par application de l'équation 4.9. Chaque volume de composante i est divisé par le volume total de matériaux secs pour obtenir le pourcentage volumique occupé par la composante i au sein du mélange de matériaux secs par application de l'équation 4.10.

$$V_{tot} = \sum V_i \tag{4.9}$$

$$\%V_i = \frac{V_i}{V_{tot}} \tag{4.10}$$

Où :

- V_{tot} est le volume total occupé par 100 kg de mélange de matériaux secs ;
- $\%V_i$ est le pourcentage de volume occupé par la composante i au sein du mélange de matériaux secs.

③ La teneur en eau minimale strictement nécessaire pour combler les vides au sein du mélange de matériaux secs est calculée par application de l'équation 4.11.

$$u_w = 1 - \emptyset - u_a \tag{4.11}$$

Où :

- u_w est la teneur en eau minimale strictement nécessaire pour combler les vides au sein du mélange de matériaux secs ;
- $\emptyset$ est la compacité du mélange sec calculée par le modèle CPM ;
- u_a est la teneur en air anticipée définie par l'utilisateur.

④ Le pourcentage volumique d'eau par rapport au mélange de matériaux secs est obtenu par application de l'équation 4.12.

$$\%V_w = \frac{u_w}{\emptyset} \times 100(\%) \tag{4.12}$$

Où :

- $\%V_w$ est le pourcentage d'eau dans le mélange final en considérant que le mélange de matériaux secs occupe un volume relatif de 100%.

⑤ Les pourcentages volumiques sont convertis en pourcentages massiques par application de l'équation 4.13. Le rapport E/C minimal requis pour combler les vides au sein du mélange granulaire est calculé par application de l'équation 4.14.

$$\%M_i = \%V_i \times \rho_i \tag{4.13}$$

$$\frac{E}{C} = \frac{\%M_w}{\%M_c} \tag{4.14}$$

Où :

- E est la masse d'eau ;
- C est la masse de ciment.

CHAPITRE 5 OPTIMISATION DE BÉTONS FIBRÉS À ULTRA-HAUTES PERFORMANCES

Ce chapitre présente les mélanges optimisés proposés par l'outil numérique et les propriétés des BFUP ainsi développés. Ces propriétés sont comparées à celles obtenues pour un BFUP de référence développé en laboratoire. Le BFUP de référence a été développé par le passé au sein du laboratoire de structure de l'École Polytechnique de Montréal au moyen d'une campagne de recherche par essais-erreurs. Ce BFUP est autoplaçant et ses propriétés mécaniques ont, depuis son développement, fait leurs preuves. La comparaison et l'analyse des résultats présentés dans ce chapitre permettent ainsi de valider le choix et la pertinence d'optimiser des BFUP grâce à une optimisation de la structure granulaire du mélange.

5.1 Données initiales servant à l'optimisation

Les optimisations de BFUP ont été réalisées avec les données ci-dessous, la plupart d'entre elles ayant fait l'objet de discussions ou de mesures expérimentales aux chapitres précédents. Les caractéristiques des composantes (distributions granulométriques et compacités résiduelles) sont celles des composantes du BFUP développé expérimentalement à titre de référence.

- Distributions granulométriques des composantes présentées à la Figure 4.9 ;
- Compacités résiduelles déterminées à la section 4.5.1 ;
- Indice de serrage K = 6.7, correspondant à l'indice de serrage recommandé par de Larrard (2000) pour des pâtes lisses (section 2.2.1.5);
- Module de distribution q = 0.23 recommandé entre autres par les auteurs Ragalwar et al. (2017), Brouwers (2006) et Yu et al. (2015) pour les BFUP (section 2.2.2.3);
- Pourcentage volumique de fibres de 3 % ;L'insertion des fibres est effectuée selon le modèle de Ferrara et al. (2008) tel que présenté à la section 3.1.

5.2 Optimisation granulaire avec le modèle CPM

L'utilisation du modèle CPM a permis d'obtenir le mélange granulaire présenté au Tableau 5.1. Le résultat d'optimisation de la formulation du BFUP est comparé à celui obtenu expérimentalement pour un BFUP de référence.

Tableau 5.1: Mélange granulaire de référence et optimisé par le modèle CPM

Mélange	Ciment (% mass)	Sable (% mass)	Fumée silice (% mass)	Fibres (% mass)	S/C	FS/C
BFUP de Référence	47	30	12	11	0.63	0.25
Modèle CPM	41	39	10	10	0.95	0.24

Comparativement au mélange granulaire de référence mis au point en laboratoire, le mélange granulaire optimal proposé par le modèle CPM comprend plus de sable, moins de ciment et moins de fumée de silice, ce qui implique une diminution de la quantité de pâte et une quantité d'eau moindre (à rapport E/L égal).

La compacité $\emptyset$ calculée par le modèle CPM pour le mélange granulaire de référence est de 0.7762, alors qu'elle est de 0.7810 pour le mélange granulaire optimal proposé par le modèle CPM. Ce dernier permettrait ainsi en théorie d'avoir un volume de vides au sein de la matrice cimentaire légèrement inférieur à celui du mélange de référence.

5.3 Optimisation granulaire avec le modèle d'A&A modifié

L'utilisation du modèle d'A&A modifié a permis d'obtenir le mélange granulaire présenté au Tableau 5.2. La composition ainsi obtenue est presque identique à celle déterminée par le modèle CPM (Tableau 5.1), l'analyse des résultats est la même. Le mélange granulaire optimal proposé par le modèle d'A&A modifié comprend plus de sable, moins de ciment et moins de fumée de silice, ce qui implique une diminution de la quantité de pâte et une quantité d'eau moindre (à rapport E/L égal).

Tableau 5.2: Mélange granulaire de référence et optimisé par le modèle d'A&A modifié

Mélange	Ciment (% mass)	Sable (% mass)	Fumée silice (% mass)	Fibres (% mass)	S/C	FS/C
BFUP de référence	47	30	12	11	0.63	0.25
Modèle A&A modifié	40	38	11	11	0.95	0.28

5.4 Formulations optimales

Pour pouvoir déterminer les formulations de béton sur la base des optimisations granulaires, il est nécessaire de déterminer le dosage en eau et en superplastifiant à considérer. Deux avenues sont présentées pour la détermination des dosages en eau au sein des mélanges optimisés.

D'une part, afin de pouvoir comparer les résultats obtenus aux états frais et durci de la formulation optimale proposée par les deux modèles aux propriétés du BFUP de référence, un rapport E/L (égal à 0.2) et un dosage en superplastifiant (égal à 1.5 % d'extrait sec de superplastifiant par masse totale de liant) identiques à ceux du BFUP de référence ont été considérés.

D'autre part, conformément à la méthodologie présentée à la section 4.7, un rapport E/C permettant de combler les vides calculés par le modèle CPM a également été considéré pour déterminer la composition de la formulation optimale proposée par les deux modèles étudiés. Le volume de vides correspond au complémentaire à l'unité de la compacité calculée par le modèle CPM. Ainsi, en retranchant un pourcentage moyen d'air occlus au sein du mélange estimé à 3 %, le volume d'eau peut être déterminé, et le rapport E/L déduit. Pour maximiser la maniabilité des bétons ainsi produits, le dosage en superplastifiant a alors été fixé au dosage à saturation du superplastifiant utilisé pour ce projet (2.5 % d'extrait sec de superplastifiant par masse totale de liant).

Étant donné que les deux modèles ont proposé deux formulations optimales excessivement similaires (section 5.2 et section 5.3), deux formulations différentes de celle du BFUP de référence ont été testées en laboratoire en utilisant la formulation optimisée selon le modèle CPM.

Le Tableau 5.3 résume les informations des formulations étudiées en présentant les rapports E/L et les dosages en superplastifiant obtenus avec les deux méthodes exposées précédemment (rapport eau/liant identique ou non).

Tableau 5.3: Formulations des BFUP étudiés

Formulation	**E/L**	**SP (% sec L)**	**Ciment (%mass)**	**Sable (%mass)**	**Fumée silice (%mass)**	**Fibres (%mass)**
BFUP de référence	0.20	1.5	47	30	12	11
BFUP optimisé	0.20	1.5	41	39	10	10
	0.16	2.5	41	39	10	10

5.5 Propriétés à l'état frais

Les résultats des essais de maniabilité réalisés sur les formulations de BFUP étudiées sont présentés au Tableau 5.4. Les résultats des essais d'étalement au cône d'Abrams ont été calculés sur la base des équations proposées par Androuët et Charron (2013).

Tableau 5.4: Maniabilité des BFUP étudiés

Formulation	E/L	SP (% sec L)	Étalement au mini-cône (mm)	Étalement au petit cône (mm)	Étalement au cône d'Abrams[1] (mm)
BFUP de référence	0.20	1.5	220	294	720
BFUP optimisé	0.20	1.5	199	284	680
	0.16	2.5	128	178	490

[1]Étalement au cône d'Abrams d'après (Androuët & Charron, 2013)

À rapport E/L et dosage en superplastifiant identiques (respectivement 0.2 et 1.5 %), l'étalement au mini-cône du BFUP proposé par les modèles CPM et d'A&A modifié est inférieur de près de 10 % à celui du BFUP de référence et l'étalement au petit cône est inférieur d'un peu plus de 3 %. Bien que légèrement inférieure à celle du BFUP de référence, cette maniabilité est toutefois parfaitement acceptable pour des applications industrielles en tant que BFUP autoplaçant.

Lorsque le volume d'eau ajouté permet uniquement de combler le volume des vides au sein de la matrice cimentaire (E/L = 0.16) et que le dosage de superplastifiant est celui à saturation (2.5 %), la maniabilité diminue de manière importante et l'étalement au mini-cône est inférieur de plus de 40 % à celui du BFUP de référence. Le mélange alors obtenu ne peut être considéré que pour des applications industrielles nécessitant la mise en place du mélange en pente (c'est-à-dire un BFUP non autoplaçant ou fortement thixotrope).

Pour un rapport E/L équivalent, la formulation proposée par les modèles CPM et A&A modifié contient moins d'eau efficace que le BFUP de référence, les dosages en ciment et en fumée de silice étant plus faibles. Cette diminution de la quantité d'eau au sein du mélange diminue l'espace entre les grains initialement présents par un effet de suspension dû au surplus d'eau et diminue également les glissements au profit de frictions entre les grains (de Larrard, 2000). De plus, dans le cadre de ce projet, pour le développement d'un BFUP au moyen de l'outil d'optimisation, il a été choisi d'optimiser la composition du BFUP par l'optimisation de la compacité des matériaux granulaires secs uniquement, ce qui a engendré une baisse de la quantité de pâte au sein du mélange.

Or, une quantité de granulats élevée au détriment de la pâte tend à diminuer la maniabilité du mélange à l'état frais en raison de l'entrave qui se créée entre les grains (Fung & Kwan, 2014; Mehdipour & Khayat, 2018) et en raison de la friction entre granulats qui remplace la résistance hydrodynamique au sein de la pâte (Mehdipour & Khayat, 2018; Yammine, Chaouche, Guerinet, Moranville, & Roussel, 2008).

L'ensemble de ces raisons permet d'expliquer la perte de maniabilité avec l'augmentation de la quantité de granulats et la diminution de la quantité d'eau au sein du mélange.

5.6 Propriétés à l'état durci

Les résultats des essais de résistance en compression réalisés sur les BFUP étudiés sont présentés au Tableau 5.5 et à la Figure 5.1. Les résistances à la compression moyenne présentées ci-après ont été déterminées à partir de quatre spécimens pour chaque BFUP et pour chaque échéance, totalisant vingt-quatre spécimens pour ces essais de résistance à la compression. Tous ces spécimens ont subi une cure humide.

Tableau 5.5: Résistances en compression des BFUP étudiés

Formulation	E/L	SP (% sec L)	fc à 7j (MPa)	fc à 28j (MPa)
BFUP de référence	0.20	1.5	92.4	117.7
BFUP optimisé	0.20	1.5	94.0	118.2
	0.16	2.5	95.1	122.6

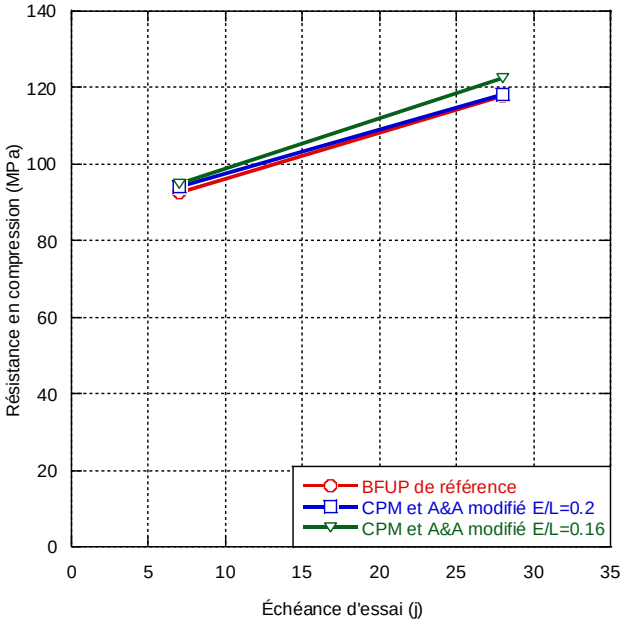


Figure 5.1: Résistances en compression des BFUP étudiés

À rapport E/L et dosage en superplastifiant identiques (respectivement 0.2 et 1.5 %), les résistances à la compression mesurées pour le BFUP proposé par les modèles CPM et d'A&A modifié sont similaires aux résistances à la compression du BFUP de référence. La diminution du rapport E/L et l'augmentation du dosage en superplastifiant respectivement à 0.16 et 2.5 % n'ont pas permis d'augmenter significativement la résistance à la compression du BFUP proposé par les modèles utilisés.

Le léger resserrement des particules les unes par rapport aux autres découlant théoriquement de ces modifications n'a pas eu d'impact notable sur la résistance en compression mesurée.

5.7 Synthèse des résultats

Les proportions massiques des composantes solides du BFUP de référence et du BFUP proposé par les deux modèles sont récapitulées au Tableau 5.6.

Tableau 5.6: Mélanges granulaires de référence et proposé par les deux modèles

Mélange	Ciment (%mass)	Sable (%mass)	Fumée de Silice (%mass)	Fibres (%mass)	S/C	FS/C
BFUP de référence	47	30	12	11	0.63	0.25
BFUP modèle CPM	41	39	10	10	0.95	0.24
BFUP modèle A&A modifié	40	38	11	11	0.95	0.28

Les BFUP proposés par les deux modèles contiennent moins de ciment et de fumée de silice que le BFUP de référence. Pour rappel ce dernier est un béton parfaitement autoplaçant. À rapport E/L et dosage en superplastifiant identiques, la maniabilité du BFUP proposé par le modèle CPM est légèrement inférieure à celle du BFUP de référence. Les résistances en compression des BFUP étudiés sont similaires. Étant donné la grande similarité entre les proportions proposées par les deux modèles, il est attendu que les conclusions soient similaires quant aux propriétés du BFUP proposé par le modèle d'A&A modifié. Par ailleurs, les modèles considérés permettent de diminuer le volume de pâte au sein des mélanges proposés, ce qui peut possiblement résulter en une diminution du retrait et des coûts de production du mélange.

Sur la base des résultats présentés, les deux modèles utilisés proposent des formulations de BFUP pertinentes en termes de comportement aux états frais et durci ici étudiés. Les modèles d'optimisation granulaires programmés au sein de l'outil numérique sont donc validés et performants. Leur utilisation peut donc permettre de réduire significativement le temps de développement en laboratoire de mélanges de BFUP, et probablement des autres gammes de bétons.

Un récapitulatif des avantages et inconvénients des deux modèles utilisés est présenté au Tableau 5.7.

Tableau 5.7: Récapitulatif des avantages et inconvénients des deux modèles utilisés

Avantages	Modèle CPM	Modèle A&A
Description physique des mélanges granulaires	☑	☒
Facile à utiliser	☒	☑
Modèle déjà utilisé dans le développement de BFUP	☑	☑
Résistance à la compression équivalente au BFUP de référence	☑	☑
Maniabilité équivalente au BFUP de référence	☑	☑
Réduction des quantités de ciment et fumée de silice	☑	☑

Deux différences principales existent entre les deux modèles utilisés.

D'une part, le modèle d'A&A modifié est plus facile d'utilisation que le modèle CPM. En particulier, le modèle d'A&A modifié nécessite uniquement de connaître les distributions granulométriques des différentes composantes.

D'autre part, contrairement au modèle d'A&A modifié, le modèle CPM s'appuie sur une description physique de la réalité de la combinaison de structures granulaires et permet de quantifier physiquement la compacité du mélange granulaire. De plus, le modèle CPM prend en considération les effets de parois et de desserrement, la méthode de mise en place ainsi que la forme des particules à travers la mesure des compacités résiduelles des composantes.

CHAPITRE 6 CARACTÉRISATION D'UN BÉTON FIBRÉ À ULTRA-HAUTES PERFORMANCES À DIFFÉRENTES TEMPÉRATURES DE PRODUCTION ET DE CURE

Comme il a déjà été mentionné, les longs hivers québécois obligent les entreprises de génie civil à étendre leurs périodes de travail et donc de produire du béton à des périodes où les températures peuvent être particulièrement basses. Par ailleurs, en été, les températures peuvent également devenir élevées. Or, les propriétés des BFUP sont principalement connues pour des températures de cure de laboratoire (~23°C) ou des températures de cure élevées pertinentes uniquement en conditions de préfabrication (cure à la vapeur, autoclave). La connaissance des temps de prise, de l'évolution des propriétés rhéologiques et mécaniques en fonction des températures de production et de cure permises par la norme entre 5 et 35°C s'avère donc nécessaire pour promouvoir au mieux les BFUP auprès des industries.

Dans ce chapitre, le BFUP sélectionné est présenté et le programme expérimental est décrit. L'étude des propriétés à l'état frais telles que la maniabilité et l'évolution de l'exothermie en cours de prise seront introduites. Les propriétés mécaniques à l'état durci seront également présentées en fonction des différentes conditions de production et de cure.

6.1 BFUP sélectionné

L'étude de l'impact de différentes températures de production et de cure a été réalisée sur un BFUP commercialisé par l'entreprise Matériaux King et Compagnie (MKC) dont le pourcentage de fibres est de 3 % (*UP-F3 Poly*©).

6.2 Programme expérimental

La norme CSA A23.1 permet la production du béton entre 5 et 35°C (Tableau 14 de la norme CSA A23.1) et la conservation du béton entre 5 et 27°C (articles 7.4.1.4 et 7.4.1.5 de la norme CSA A23.1) (Canadian Standard Association, 2014a). Il est justifié de se demander si différentes températures de production pourraient avoir une incidence sur les propriétés à l'état frais et à l'état durci des BFUP. Trois températures cibles du BFUP à la fin de la séquence de malaxage ont été sélectionnées pour mesurer cet effet, soit 10°C, 20°C et 30°C. La température de production à 30°C correspond à une température atteinte avec des composantes mélangées à température ambiante en laboratoire (entre

20 et 25°C). Les deux autres températures sont atteintes en remplaçant une partie ou la totalité de l'eau par de la glace. Elles ont été sélectionnées pour reproduire les possibilités de production du BFUP en conditions industrielles.

Les températures de cure ont été choisies de manière à refléter au mieux les conditions climatiques possiblement rencontrées dans le cadre de production industrielle de BFUP, soit 10°C, 23°C et 35°C. La température la plus basse (10°C) correspond à la température minimale à laquelle les bétons sont maintenus dans des abris chauffés durant l'automne quand les températures extérieures chutent. La température la plus haute (35°C) correspond à la température d'exposition présumée d'un béton mis en place en période estivale. La température intermédiaire de 23°C servira de température intermédiaire de référence, correspondant aux températures usuelles en laboratoire, notamment dans les salles de cure humide (Canadian Standard Association, 2014b).

Par ailleurs, une nouvelle annexe à paraître dans la norme CSA A23.1 (2019) recommandera la réalisation d'essais de compression pour BFUP sur des cylindres de 75 mm de diamètre plutôt que les cylindres de 100 mm usuels. De plus, la vitesse de chargement de l'essai de compression pour BFUP sera augmentée de 0.25 MPa/s à 1 MPa/s pour accélérer l'essai pour ce matériau à haute résistance. L'impact de ces changements sur la résistance à la compression mesurée est méconnu. Certains essais de compression seront donc réalisés sur différentes dimensions de spécimen et avec différentes vitesses de chargement.

6.2.1 Conditions d'essais

En conjuguant les différentes températures de production et de cure choisies, les 7 conditions d'essais considérées sont présentées dans le Tableau 6.1. Une production à 30°C suivie d'une cure à 10°C et une production à 10°C suivie d'une cure à 35°C n'ont pas été considérées dans ce projet, car elles sont peu réalistes en pratique. De plus, les écarts de températures maximum dans le béton permis par la norme CSA A23.1 se situent, hors situation exceptionnelle, entre 12 et 22°C (Tableau 21 de la norme CSA-A23.1) (Canadian Standard Association, 2014a).

Tableau 6.1: Conditions de températures de production et de cure sélectionnées

		Température de cure		
		10°C	**23°C**	**35°C**
Température de production	10°C	1	2	S/O
	20°C	3	4	5
	30°C	S/O	6	7

6.2.2 Méthode de production

Les températures de production visées ont été atteintes à partir des formulations de BFUP *UP-F3 Poly*© présentées au Tableau 6.2. La formulation de référence est celle produite à 30°C. Les BFUP produits à 20°C et 10°C l'ont été en remplaçant respectivement 50 % et 100 % de la masse d'eau par la même masse de glace.

Tableau 6.2: Compositions utilisées pour atteindre les différentes températures de production

		Température de production		
		10°C	**20°C**	**30°C**
Matériaux (kg/m^3)	Pré-mélange *UP-F3 Poly*©	1890.3	1890.3	1890.3
	Fibres	234.0	234.0	234.0
	Eau	0.0	110.6	221.2
	Glace	221.2	110.6	0.0
	Superplastifiant	49.5	49.5	49.5

6.2.3 Méthode de cure

Les températures de cure ont été obtenues et maintenues par l'utilisation de deux équipements. D'une part, une salle environnementale du laboratoire de Structures de Polytechnique Montréal a fourni un espace où la température est de 23°C ± 2°C en tout temps, avec une humidité relative de 50 % ± 5 %. Pour ce qui est de l'obtention de températures de 10°C ± 2°C et de 35°C ± 2°C, un boîtier isolé relié à un système de contrôle de la température a été mis au point (Figure 6.1). Les humidités relatives moyennes pour ces conditions oscillaient respectivement de 50 à 80 % et de 20 à 70 %. Cette variation d'humidité est due au fait que le système de contrôle ne dispose pas de système d'humidificateur et de déshumidificateur.

Il est probable que les différences et les variations de l'humidité relative ont eu un impact sur les propriétés à l'état durci mesurées. Cependant des essais de résistance à la compression et de résistances à la flexion pour différentes humidités relatives à températures de production et de cure fixées n'ont pas pu être menés. Il n'a donc pas été possible de quantifier les effets des variations d'humidité relative indépendamment des effets de la température de production et de la température de cure au cours de ce projet.

Des détails d'ordre logistique ont mené à la confection de l'ensemble des échantillons en quatre productions, tel que présenté au Tableau 6.3. Pour pouvoir attester de la reproductibilité des résultats en fonction de la production, la condition 4 a été réalisée à deux reprises (conditions 4a et 4b).

(a) Boîtier ouvert (b) Boîtier fermé

Figure 6.1: Boitier isolé relié au système de contrôle de la température

Tableau 6.3: Organisation des productions de BFUP

Température de production	Température de cure	Condition	Production
10°C	10°C	1 (P10C10)	1
	23°C	2 (P10C23)	
20°C	10°C	3 (P20C10)	2
	23°C	4a (P20C23)	
	23°C	4b (P20C23)	3
	35°C	5 (P20C35)	
30°C	23°C	6 (P30C23)	4
	35°C	7 (P30C35)	

Pour une plus grande facilité et rapidité de lecture, les conditions sont nommées de la manière suivante : PxxCyy, avec xx correspondant à la température de production du BFUP et yy la température de cure du BFUP. Ainsi un BFUP dont la température de production est de 10°C et la température de cure de 23°C est nommé P10C23. Le Tableau 6.3 indique les températures de production visées dans la dénomination des conditions, dans la suite du rapport les températures de production indiquées dans ces dénominations sont les températures de production réelles. Toutes les productions de béton ont servi à la réalisation de deux conditions d'essais.

6.3 Propriétés à l'état frais

6.3.1 Propriétés des bétons à l'état frais

L'ensemble des résultats obtenus à l'état frais sur les BFUP réalisés au cours de ce projet sont présentés au Tableau 6.4.

Tableau 6.4: Propriétés à l'état frais des BFUP étudiés

Condition (voir Tableau 6.3)	Température (°C)	Étalement (mm)	Teneur en air (%)	Masse volumique (kg/m^3)
1 et 2	8.9	790	3.7	2403
3 et 4a	21.7	770	3.1	2406
4b et 5	22.3	720	3.5	2398
6 et 7	30.0	670	3.3	2411

La fiche technique du BFUP *UP-F3 Poly*© indique que ce dernier a une teneur en air variant entre 1 et 4 % et une masse volumique de 2400 kg/m^3. À cet égard les résultats obtenus pour les 4 productions de BFUP sont parfaitement satisfaisants. La fiche technique indique également un étalement de 650 mm ± 50 mm en conditions normales (lorsque produit à une température de production entre 30 et 35°C). La production des conditions 6 et 7 satisfait donc aux critères de maniabilité indiqués. La maniabilité du BFUP étudié augmente à mesure que sa température de production diminue, ce qui est conforme à ce qui a été observé dans la littérature recensée. En effet, la section 2.4.1 de la revue de la documentation indique qu'un abaissement de la température de production procure une maniabilité supérieure. Les températures obtenues à l'état frais pour chacune des productions sont parfaitement satisfaisantes et conformes aux attentes du projet.

Les résultats d'essais à l'état frais montrent clairement un accroissement de la maniabilité pour une baisse de la température de production, conformément aux résultats présentés par Neville (2000) et U.S Bureau of Reclamation (1975). Il est possible que cela puisse être à relier à une diminution de la vitesse de précipitation des phases minérales du ciment avec la baisse de la température du béton, et donc à une réduction du taux d'hydratation du ciment atteint dans le malaxeur (de l'ordre de 1 % en général). De cette manière, il y aurait moins de friction entre les différentes composantes

du béton, ce qui permettrait de diminuer le seuil de cisaillement du béton à l'état frais, ce seuil étant directement proportionnel à la maniabilité du béton (Chidiac, Habibbeigi, & Chan, 2006).

Le caractère autoplaçant des BFUP réalisés a permis de produire les échantillons sans nécessité de les vibrer, et en permettant une mise en place tentant de favoriser l'orientation des fibres dans le sens préférentiel des prismes de flexion.

6.3.2 Hydratation et exothermie en cours de prise

6.3.2.1 Données de calcul des essais de calorimétrie

La capacité calorifique C_v du BFUP étudié a été déterminée par application des équations présentées à l'Annexe C et est égale à 2652 kJ/m^3.K. La chaleur d'hydratation du ciment utilisé au sein du BFUP étudié est calculée sur la base des équations également présentées à l'Annexe C, et est égale à 256 849 kJ/m^3.

Les autres paramètres utilisés dans l'équation de transfert (équation C.1) sont répertoriés au Tableau 6.5.

Tableau 6.5: Autres paramètres

Paramètre	Valeur
V (m^3)	0.0053
S (m²)	0.1767
π_T (-)	0.63
Q (J/mol)	33000
R (J/mol.K)	8.31
$T_{réf}$ (K)	293

Les données relatives à l'énergie d'activation Q et à la température de référence $T_{réf}$ sont issues de la littérature (Kamen et al., 2009).

6.3.2.2 Résultats des essais de calorimétrie

Pour tous les résultats présentés dans cette section, l'origine de l'axe des abscisses (temps t = 0) a été fixée au moment correspondant au contact entre l'eau et les matériaux cimentaires à une précision de ± 5 minutes.

6.3.2.2.1 Production à 9°C

Les résultats des essais de calorimétrie pour une production à 9°C sont présentés à la Figure 6.2. Les coefficients a et b utilisés dans le modèle Danois ont été calibrés respectivement à 29 et 0.95 de manière à ce que la courbe de température semi-adiabatique calculée s'approche au mieux de la courbe semi-adiabatique mesurée. Une augmentation de la température de 97°C est calculée en condition adiabatique. Le temps nécessaire pour que la température du BFUP s'élève de 1°C en condition adiabatique est évalué à 11.83 heures.

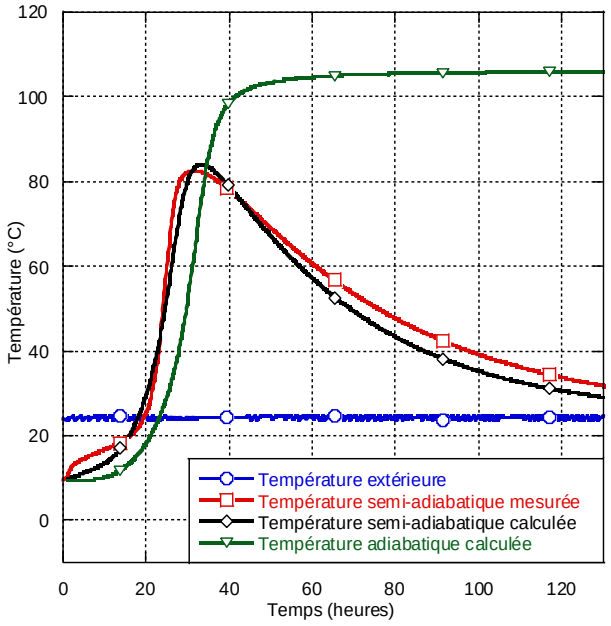


Figure 6.2: Essai de calorimétrie pour une production à 9°C

La courbe de température calculée en condition adiabatique présente un retard notable (décalage vers la droite) par rapport aux courbes de températures mesurées et calculées en condition semi-adiabatique (Figure 6.2). Ce délai est imputable aux transferts thermiques entre le béton et l'extérieur du calorimètre. Avec une différence de près de 14°C entre la température extérieure et la température au sein du calorimètre, les échanges de chaleur sont suffisamment importants pour faire croître les températures mesurées sans que le dégagement de chaleur lié à l'hydratation ne soit encore intervenu. Il est intéressant de noter que cet accroissement de température, indépendant de la réaction d'hydratation, accélère le début de l'hydratation en condition semi-adiabatique. La

modélisation permet toutefois d'apprécier le comportement exothermique du BFUP produit à 9°C sans influence de la température du milieu environnant.

6.3.2.2.2 Production à 22°C

Les résultats des essais de calorimétrie pour une production à 22°C sont présentés à la Figure 6.3. Les coefficients a et b utilisés dans le modèle Danois ont été calibrés respectivement à 30 et 1.4. Une augmentation de la température de 97°C est à nouveau calculée en condition adiabatique. Le temps nécessaire pour que la température du BFUP s'élève de 1°C en condition adiabatique est évalué à 9.66 heures.

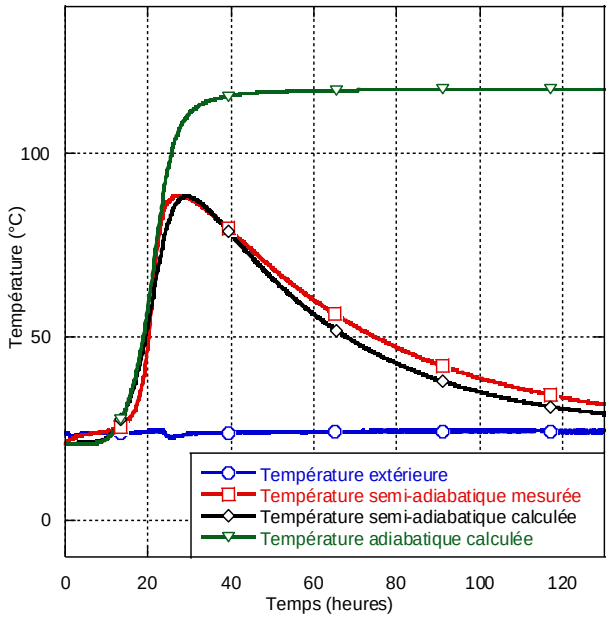


Figure 6.3: Essai de calorimétrie pour une production à 22°C

La température de production étant très proche de la température extérieure moyenne, aucun délai notable n'est observé entre le démarrage de l'élévation de température pour le calcul en condition semi-adiabatique et le calcul en condition adiabatique.

6.3.2.2.3 Production à 30°C

Les résultats des essais de calorimétrie pour une production à 30°C sont présentés à la Figure 6.4. Les coefficients a et b utilisés dans le modèle Danois ont été calibrés respectivement à 34 et 1.45.

Une augmentation de la température de 97°C est à nouveau calculée en condition adiabatique. Le temps nécessaire pour que la température du BFUP s'élève de 1°C en condition adiabatique est évalué à 7.33 heures.

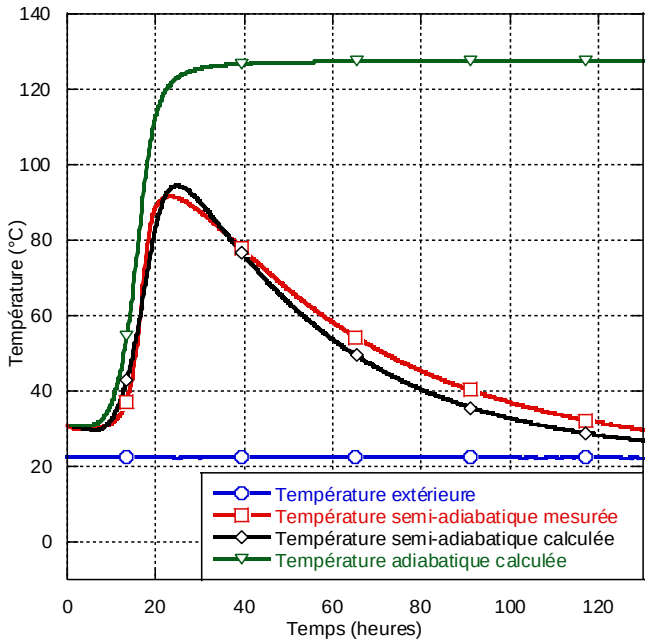
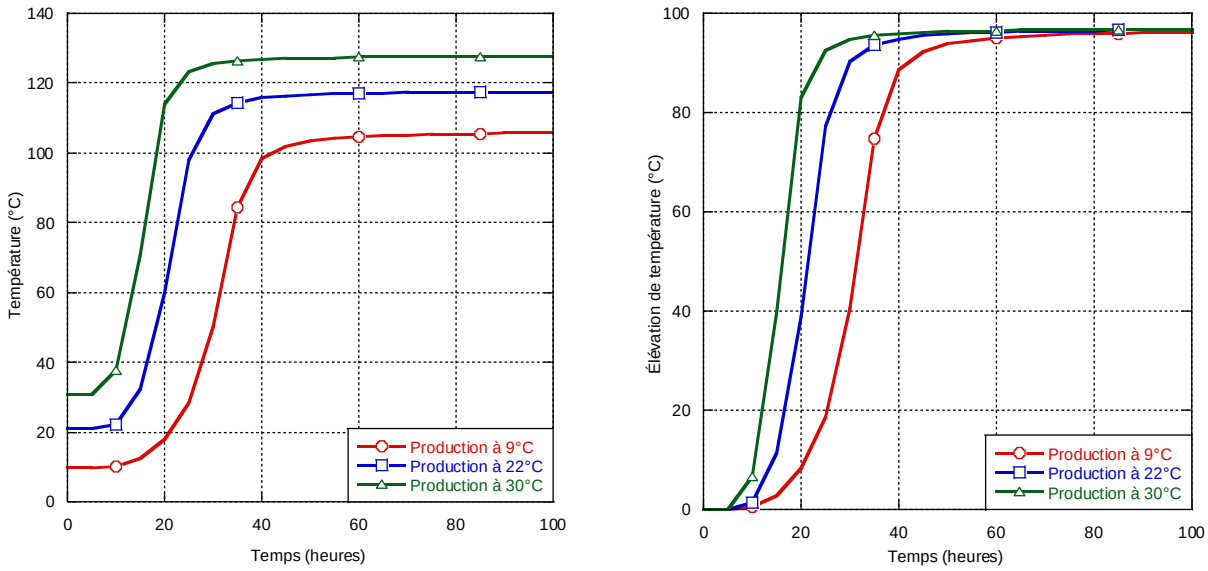


Figure 6.4: Essai de calorimétrie pour une production à 30°C

Pour une production à 30°C, le phénomène inverse de celui retrouvé pour une production à 9°C peut être observé, mais de façon moins prononcée. Dans ce cas-ci, la température du BFUP dans le calorimètre est plus importante de 8°C que la température extérieure, ce qui engendre des pertes de chaleur vers l'extérieur du calorimètre, avant que la chaleur générée par l'hydratation ne prenne le pas sur l'importance de ce transfert. La légère baisse de la température du béton semble suffisante pour que le démarrage de l'hydratation en condition semi-adiabatique soit décalé avec celui calculé en condition adiabatique.

6.3.2.2.4 Comparaison entre les différentes courbes adiabatiques

L'ensemble des courbes obtenues en conditions adiabatiques est présenté à la Figure 6.5.



(a) Températures modélisées en condition adiabatique

(b) Augmentation de la température adiabatique

Figure 6.5: Courbes adiabatiques obtenues pour toutes les températures de production

Quelle que soit la température de production, le gain de chaleur dû à l'exothermie de la réaction d'hydratation du BFUP *UP-F3 Poly*© est le même, avec une augmentation de la température en condition adiabatique de 97°C pour les trois conditions testées (Figure 6.5b). Ce résultat est cohérent avec le fait que le dosage en matériau cimentaire ainsi que le rapport E/L sont identiques pour toutes les conditions testées. La même quantité de matériau s'hydrate et l'énergie qui en découle est de fait la même.

La différence principale se situe au niveau de la durée de la phase d'induction. Ainsi, le temps nécessaire pour que la température du béton testé augmente de 1°C est évalué à 11.83, 9.66 et 7.33 heures respectivement pour les températures de production de 9°C, 22°C et 30°C, l'élévation de la température au sein du béton étant une conséquence de son hydratation (Thomas, Jennings, & Chen, 2009). Il y a une corrélation indéniable entre la température du béton au très jeune âge, le début de la phase d'accélération et la vitesse d'hydratation des matériaux cimentaires au sein du

béton, cette vitesse étant supérieure pour des températures plus élevées (Figure 6.5). Le temps d'induction est réduit par des températures de production des bétons plus élevées et la pente de la montée en température est plus abrupte. Par ailleurs, il est intéressant de noter que, quelle que soit la température initiale du béton en condition adiabatique, la même élévation de température est obtenue, traduisant le fait que la même chaleur d'hydratation est ainsi développée.

6.3.3 Synthèse des résultats sur les propriétés à l'état frais

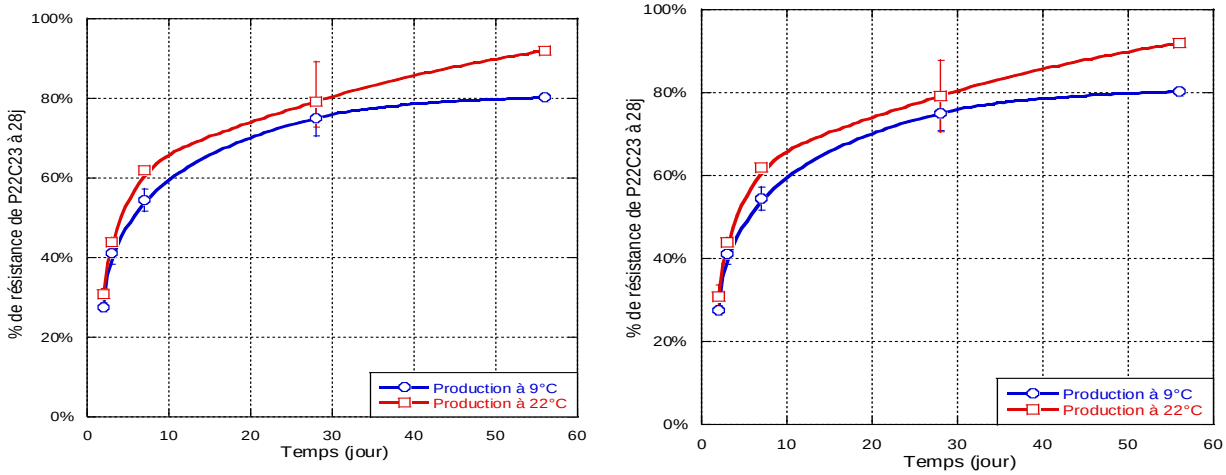
La Figure 6.5 montre que la durée de la phase d'induction et la cinétique d'hydratation sont directement reliées à la température de production du BFUP dans le cadre d'une étude en condition adiabatique. Plus cette température est élevée, plus la durée de la phase d'induction est réduite et plus la vitesse d'hydratation est élevée.

La montée en température des bétons est due à la dissolution et à la précipitation des différentes phases du ciment (Gartner & Gaidis, 1989) et la cinétique de ces réactions est thermo-dépendante (Thomas, Rothstein, Jennings, & Christensen, 2003). Une température initiale plus élevée réduit donc le temps d'induction et précipite la cinétique des réactions ayant lieu durant la phase d'accélération. Cependant, la chaleur totale développée par un béton est indépendante de la température de production du béton, la quantité de liant s'hydratant étant la même pour toutes les conditions d'essais. C'est pourquoi l'augmentation de la température en condition adiabatique des différentes productions est la même quelle que soit la température de production.

6.4 Propriétés à l'état durci

Cette section présente et analyse les résultats obtenus en compression et en flexion pour chacune des conditions testées. Pour mémoire, la résistance en compression des BFUP a été évaluée à des échéances de 2, 3, 7, 28 et 56 jours. Les modules d'élasticité ainsi que les coefficients de Poisson ont été évalués à 28 jours. Pour les essais de flexion, les résultats obtenus à 28 et 56 jours sont présentés en termes de courbes contrainte vs déplacement, ainsi que de contraintes et d'énergies dissipées. Des essais de résistance à la compression en fonction de la vitesse de chargement ont également été menés à 28 et 120 jours pour des vitesses de chargement allant de 0.25 à 1 MPa. Ces essais de vitesse de chargement ont été effectués pour la condition 4 (P22C23).

Pour toutes les figures présentées, les valeurs moyennes sont accompagnées des valeurs extrêmes mesurées avec l'affichage de crochets (et non des écarts-types). Ce choix a été fait dans le but d'offrir au lecteur une meilleure appréciation des différences et des aléas des résultats imputables à l'hétérogénéité du BFUP en fonction de la température et de pouvoir ainsi remettre en perspective les résultats s'écartant de la moyenne. Par exemple, les Figure 6.6a et Figure 6.6b illustrent des résultats d'essais de compression pour des températures de production de 9°C et 22°C, pour une condition de cure à 10°C. La considération des valeurs extrêmes plutôt que des écarts-types permet d'identifier que, pour une production à 20°C, même si la résistance moyenne en compression se rapproche de celle obtenue pour une production à 10°C, un spécimen a présenté une plus grande résistance à 28 jours et la valeur minimum n'est pas très éloignée de la moyenne. Ces éléments ne peuvent pas être repérés dans le cas où les écarts-types sont considérés. L'absence visuelle de ces extrémums sur certaines figures au-dessus et/ou au-dessous des valeurs moyennes ne traduit pas une lacune, mais une très faible variabilité des résultats pour laquelle l'affichage des extremums est alors confondu avec le curseur indiquant la moyenne obtenue.



(a) Avec valeurs extrêmes (b) Avec écarts-types

Figure 6.6: Comparaison entre valeurs extrêmes et écarts types pour une cure à 10°C

6.4.1 Résistance à la compression

Les Tableau 6.6 et Tableau 6.7 regroupent les résultats des essais de compression réalisés respectivement sur des cylindres de 75 mm et 100 mm de diamètre. Ces tableaux présentent pour chaque condition et chaque échéance la moyenne des résistances obtenues sur 3 cylindres. Rappelons que les bétons dont il est question dans ce rapport ont été muris à des humidités relatives variant entre 50 % et 80 % pour la cure à 10°C, de 50 ± 5 % pour la cure à 23°C et variant entre 20 % et 70 % pour la cure à 35°C. Ils n'ont donc pas subi de cure humide, les équipements utilisés pour la réalisation des cures à 10°C et 35°C ne permettant pas l'application d'une humidité adéquate aux échantillons pour satisfaire aux conditions d'une cure dite humide. Les cures thermiques ici appliquées sont donc très sévères envers les bétons, puisqu'aucun apport extérieur d'eau n'a été appliqué durant les cures. Il est même à noter que pour les cures à 10 et 35°C, les courants d'air créés par le système de maintien de la température ont renforcé la sévérité des cures appliquées. Pour cette raison les valeurs de résistance à la compression sont comparées à une condition permettant d'obtenir en condition de chantier (Condition 4 à 28 jours) la résistance à la compression de 120 MPa spécifiée dans la fiche technique du BFUP *UP-F3 Poly*© (Annexe F). Ainsi tous les résultats sont comparés en pourcentage à la résistance à la compression obtenue à 28 jours pour une production à 22°C et un maintien de la température à 23°C (ainsi la condition P22C23 correspond à la valeur de 100% dans les Tableau 6.6 et Tableau 6.7). Cette condition a été choisie comme condition de référence, car la température de production du BFUP *UP-F3 Poly*© désirée en chantier avoisine cette valeur et la température de cure humide en laboratoire est de 23°C.

Tableau 6.6: Résistances en compression des cylindres de 75 mm de diamètre comparativement à la résistance en compression pour la condition P22C23 à 28 jours

Condition	**$T_{production}$ (°C)**	**T_{cure} (°C)**	**2j**	**3j**	**7j**	**28j**	**56j**
1 (P9C10)	9	10	27%	41%	54%	75%	80%
2 (P9C23)		23	62%	68%	82%	102%	103%
3 (P22C10)	22	10	31%	44%	62%	79%	92%
4 (P22C23)		23	62%	71%	85%	**100%**	103%
5 (P22C35)		35	87%	98%	110%	118%	122%
6 (P30C23)	30	23	65%	76%	88%	102%	115%
7 (P30C35)		35	87%	99%	110%	131%	135%

Tableau 6.7: Résistances en compression des cylindres de 100 mm de diamètre comparativement à la résistance en compression pour la condition P22C23 à 28 jours

Condition	$T_{production}$ (°C)	T_{cure} (°C)	28j	56j
1 (P9C10)	9	10	78%	78%
2 (P9C23)		23	105%	108%
3 (P22C10)	22	10	89%	94%
4 (P22C23)		23	**100%**	114%
5 (P22C35)		35	120%	121%
6 (P30C23)	30	23	117%	114%
7 (P30C35)		35	132%	130%

6.4.1.1 Effets de la température de cure sur la résistance en compression

Les effets de la température de cure du BFUP étudié sont présentés ci-après pour une température de production fixée.

6.4.1.1.1 BFUP produit à 9°C

Les résultats obtenus pour un béton produit à 9°C sont présentés sous forme graphique à la Figure 6.7. La résistance en compression pour le béton conservé à 23°C est toujours supérieure d'au moins 21 % à celle du béton conservé à 10°C. Le pourcentage de différence entre les résistances en compression mesurées s'amenuise cependant grandement avec le temps, passant de 56 % à une échéance de 48 heures, à 22 % à 56 jours. Pour des échéances de 3, 7 et 28 jours le pourcentage de différence passe de 40 % à 34 % et 26 % respectivement. À 28 et 56 jours, le béton maintenu à 23°C obtient des résultats légèrement supérieurs à ceux du BFUP de référence. À 56 jours le BFUP maintenu à 10°C n'atteint que 80 % de la résistance à la compression de BFUP de référence.

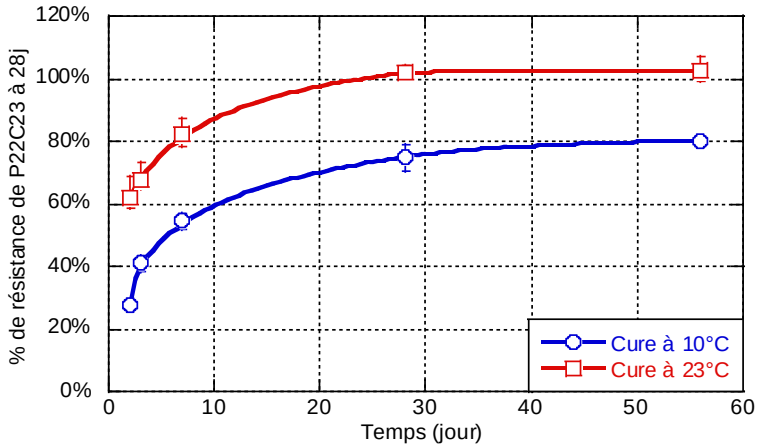


Figure 6.7: Évolution des résistances en compression pour une production à 10°C

6.4.1.1.2 BFUP produit à 22°C

Les résultats obtenus pour un béton produit à 22°C sont présentés sous forme graphique aux Figure 6.8 et Figure 6.9.

La condition 4 (P22C23) a été produite à deux reprises pour évaluer la répétabilité des résultats. La variabilité des résultats d'essais à 28 et 56 jours pour chacune des productions est d'un ordre de grandeur similaire à la différence de résultats obtenus entre les deux productions pour ces échéances (Figure 6.8). Étant donnée la similarité des résultats obtenus entre les deux productions pour les conditions 4a et 4b, il a été décidé de considérer la moyenne des résistances obtenues pour les conditions 4a et 4b pour les comparaisons avec les autres températures de cure.

Les résistances en compression mesurées pour le BFUP conservé à 35°C sont supérieures de 22 % en moyenne à celles mesurées pour le BFUP conservé à 23°C, elles-mêmes supérieures de 30 % à celles mesurées pour le BFUP conservé à 10°C (Figure 6.9). Le pourcentage de différence entre les résistances en compression mesurées pour les bétons conservés à 10°C et à 23°C s'amenuise grandement avec le temps, et dans une moindre mesure également pour les bétons conservés à 23°C et à 35°C. La différence en termes de résistance en compression présente une diminution nettement moins marquée pour les bétons conservés à 10°C et à 23°C. Cette différence est similaire au jeune âge pour les bétons conservés à 23°C et à 35°C, et semble s'atténuer légèrement pour des échéances plus tardives.

De la même manière, il est intéressant de noter que la différence entre les résistances en compression pour un béton conservé à 10°C et un béton conservé à 35°C passent de 65 % à une échéance de 48 heures à 24 % à une échéance de 56 jours.

À 28 jours, le béton les bétons maintenus à 35°C et 10°C présentent respectivement des résistances à la compression près de 20 % plus importantes et plus de 20 % moins importantes que le béton de référence.

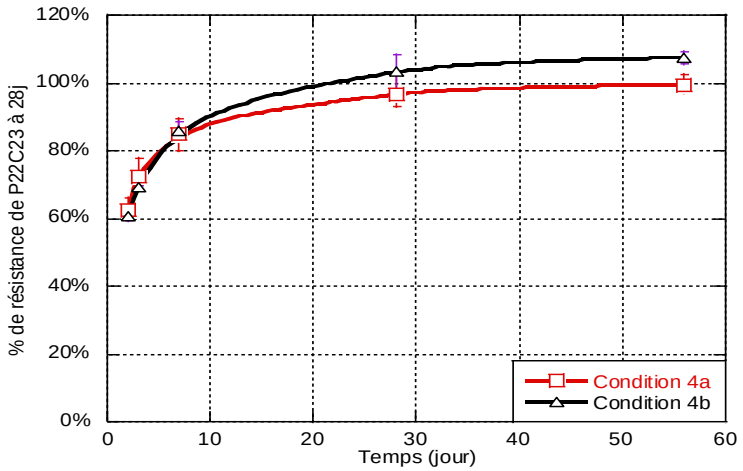


Figure 6.8: Évolution des résistances en compression pour une production à 22°C et une cure à 23°C (conditions 4a et 4b)

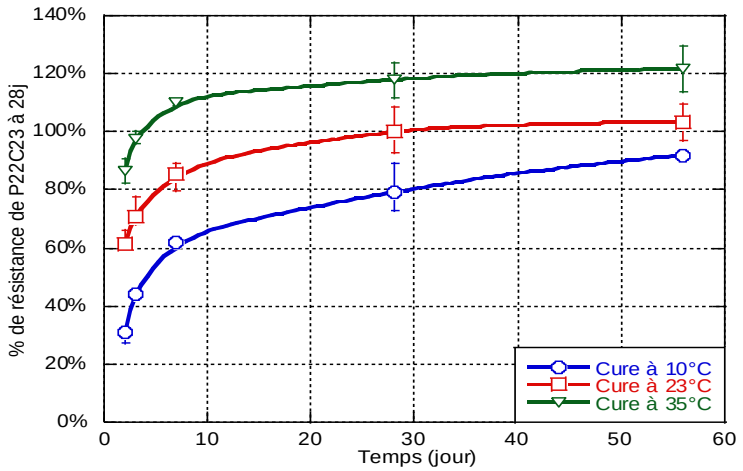


Figure 6.9: Évolution des résistances en compression pour une production à 22°C

6.4.1.1.3 BFUP produit à 30°C

Les résultats obtenus pour un béton produit à 30°C sont présentés sous forme graphique à la Figure 6.10. La résistance en compression mesurée pour le béton conservé à 35°C est supérieure d'environ 20 % à celle du béton conservé à 23°C, en dehors de l'échéance à 56 jours pour laquelle cette différence n'est plus que de 14 %. À 28 jours, le béton maintenu à 35°C présente une résistance à la compression près de 40 % supérieure au béton de référence.

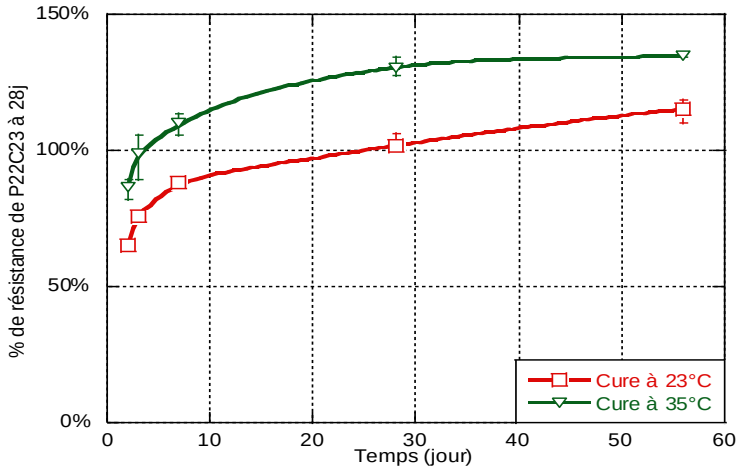


Figure 6.10: Évolution des résistances en compression pour une production à 30°C

6.4.1.1.4 Analyse des résultats

Pour une production à 9°C, la température de cure a un impact majeur sur le développement des résistances en compression, et ce à toutes les échéances testées (Figure 6.7). Plus la température de cure est élevée, plus les résistances le sont également.

Pour une production à 22°C, l'augmentation de la température de cure génère une évolution des résistances en compression nettement plus rapide au jeûne âge, mais également l'atteinte d'une stabilisation de la résistance plus rapidement (Figure 6.9). Ainsi, le pourcentage d'évolution de la résistance en compression à compter d'une échéance de 3 jours par rapport à la résistance mesurée à 28 jours est toujours plus élevé pour une cure à 10°C que pour les cures à 23°C et 35°C, ce qui traduit l'évolution plus progressive de la résistance en compression lorsque le béton est conservé à une plus faible température. Il serait pertinent de pouvoir réaliser une campagne d'essais de

manière à évaluer le gain possible de résistance des bétons produits à faible température à plus long terme.

Les résultats des essais de compression réalisés sur le BFUP produit à 30°C s'inscrivent dans la continuité de ceux obtenus pour le béton produit à des températures inférieures, avec une différence nette entre deux températures de cures différentes (Figure 6.10). Dans le cas d'une coulée en été avec application d'une cure humide durant les 7 premiers jours, il est tout à fait possible que la résistance en compression spécifiée à 28 jours de l'*UP-F3 Poly*© de 120 MPa soit atteinte dès le 7e jour, même si des essais in-situ devraient être effectués pour le confirmer. Il est intéressant de relever que l'évolution des résistances en compression entre les échéances de 7 et 28 jours est similaire pour les bétons soumis à des températures de cure de 23°C et 35°C, avec une augmentation de 15 % et 18 % respectivement. Entre les échéances de 28 et 56 jours, le gain en résistance à la compression du béton soumis à une température de cure de 23°C est de 13 %, alors qu'il n'est que de 3 % pour le béton soumis à une température de cure de 35°C.

Ces tendances sont cohérentes avec la documentation recensée à la section 2.4.4 qui indiquait que des températures de cure élevées permettaient d'obtenir des résistances à la compression également plus élevées au jeune âge.

6.4.1.2 Effets de la température de production sur la résistance en compression

Les effets de la température de production du BFUP étudié sont présentés ci-après pour une température de cure fixée.

6.4.1.2.1 Cure à 10°C

Les résultats obtenus pour une cure à 10°C sont présentés sous forme graphique à la Figure 6.11. Les résistances obtenues pour le BFUP produit à 22°C sont supérieures de 9.4 % en moyenne à celles mesurées pour le BFUP produit à 9°C. À 2, 3 et 7 jours, les résistances du béton produit à 10°C sont respectivement 11 %, 7 % et 12 % inférieures à celles du béton produit à 20°C. À 28 et 56 jours, ces différences sont de 5 % et de 13 %. À 28 jours, ces BFUP maintenus à 10°C n'ont pas encore atteint 80 % de la résistance développée par le BFUP produit à 22°C et maintenu à 23°C pour la même échéance.

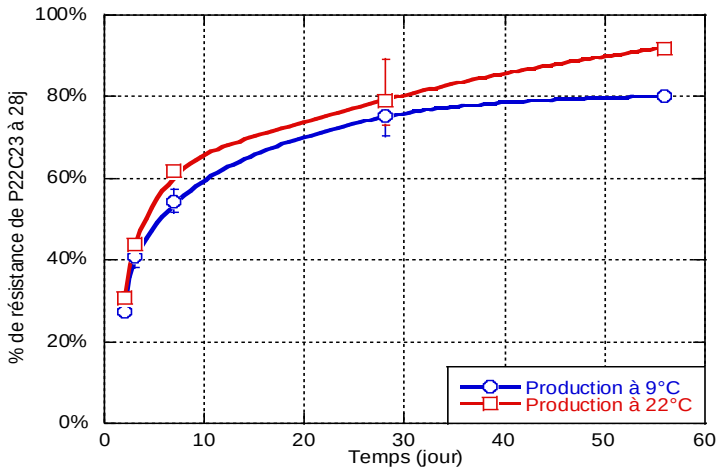


Figure 6.11: Évolution des résistances en compression pour une cure à 10°C

6.4.1.2.2 Cure à 23°C

Les résultats obtenus pour une cure à 23°C sont présentés sous forme graphique à la Figure 6.12. Les résistances obtenues au jeune âge (jusqu'à 7 jours) pour le BFUP produit à 30°C sont supérieures de 5 % en moyenne à celles mesurées pour le BFUP produit à 22°C, elles-mêmes supérieures de 2 % en moyenne à celles mesurées pour le BFUP produit à 9°C.

À plus long terme (échéances de 28 et 56 jours), les résistances en compression mesurées sont similaires, avec une différence inférieure à 1 %, sauf pour une production à 30°C à 56 jours qui excède de 15 % la résistance en compression du béton de référence à 28 jours. À 28 jours, quelle que soit la température de production et en prenant en compte la variabilité des essais de résistance à la compression, les résistances à la compression obtenues sont les mêmes que pour la condition de référence choisie (condition 4 : P22C23).

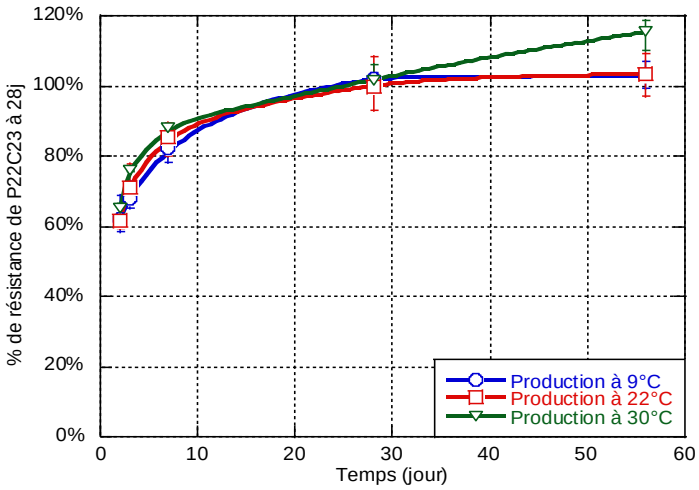


Figure 6.12: Évolution des résistances en compression pour une cure à 23°C

6.4.1.2.3 Cure à 35°C

Les résultats obtenus pour une cure à 35°C sont présentés sous forme graphique à la Figure 6.13. Les résistances obtenues au jeune âge (jusqu'à une échéance de 7 jours) pour le BFUP produit à 22°C et à 30°C sont similaires, avec une différence inférieure à 1 %. Il importe de noter que la variabilité dans les résultats semble plus importante, au jeune âge, pour le béton produit à 30°C.

À une échéance de 28 jours, la résistance en compression obtenue pour le béton produit à 30°C est supérieure à celle du béton produit à 22°C de 11 %. Le gain entre les échéances de 7 et 28 jours est ainsi de 7 % et de 19 %, respectivement pour les bétons produits à 22°C et à 30°C.

À une échéance de 56 jours, le gain en résistance à la compression à 28 jours se maintient avec une résistance à la compression obtenue pour le béton produit à 30°C supérieure à celle du béton produit à 22°C de 11 % à nouveau. Le gain entre les échéances de 28 et 56 jours est de 3 % pour les bétons produits à 22°C et à 30°C.

Dès 7 jours les résistances à la compression obtenues pour une cure à 35°C dépassent la résistance à 28 jours de la condition de référence (P20C23). Ce dépassement est de plus de 30 % à 56 jours pour la production à 30°C.

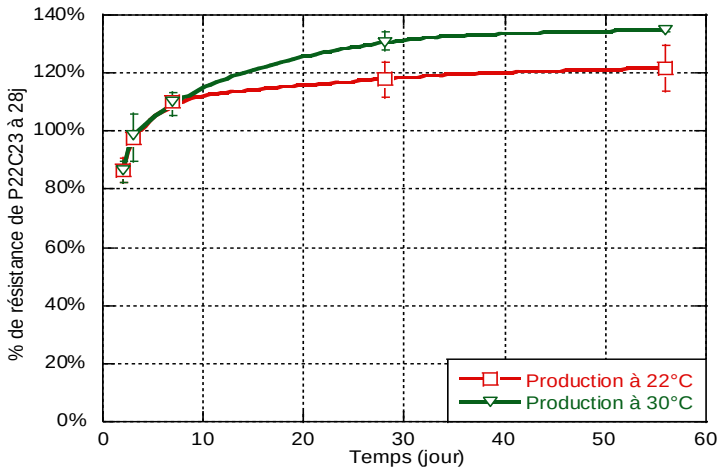


Figure 6.13: Évolution des résistances en compression pour une cure à 35°C

6.4.1.2.4 Analyse des résultats

Pour une cure à 10°C, la résistance en compression du BFUP produit à 22°C est toujours supérieure à celle du BFUP produit à 9°C, et ce d'un même ordre de grandeur (Figure 6.11). Il est cependant plus difficile d'émettre ce constat pour les résultats d'essais à une échéance de 28 jours, qui ont présenté une variabilité plus importante.

Pour une cure à 23°C, le gain de résistance en compression dû à une température de production plus importante est limité et disparait pour des échéances au-delà de 7 jours (Figure 6.12) mis à part pour une production à 30°C. Pour une température de cure de 23°C, la température de production n'a un très faible effet sur le développement des résistances en compression qu'au jeune âge.

Pour une cure à 35°C, le béton produit à 30°C a présenté une résistance en compression à 28 et 56 jours supérieure de 11 % à celle du béton produit à 22°C. Aucun effet de cette importante différence n'est perceptible au jeune âge (Figure 6.13). Ainsi, il semblerait qu'un facteur additionnel à la température de production a possiblement pu avoir l'impact observé pour les échéances de 28 et 56 jours. Ce facteur inconnu est peut-être également à l'origine de la hausse de résistance à la compression observée pour une production à 30°C et une cure à 23°C à 56 jours.

Il peut être posé comme hypothèse que ces disparités et ces différences non explicables par les différences de température de production et de cure, soient imputables aux variations d'humidité relative qui ont été mentionnées à la section 6.2.3. Une étude sur le BFUP de l'impact de différentes

humidités relatives ou pour une humidité relative contrôlée pour toutes les conditions permettrait d'affirmer ou d'infirmer cette hypothèse. Cette étude n'a cependant pas pu être menée au sein de ce projet.

Il semble donc que dans le cas d'une température de cure faible, la température de production a parfois une faible incidence légèrement à la baisse sur la résistance à la compression des BFUP.

Les résultats obtenus relativement aux effets de la température de production sur la résistance à la compression du BFUP *UP-F3 Poly*© ne rejoignent pas les résultats observés pour des bétons ordinaires, pour lesquels Burg (1996) a mentionné avoir observé une augmentation de la résistance en compression lorsque la température de production du béton est plus faible.

6.4.1.3 Effet de la dimension des cylindres

Les résistances en compression mesurées à 28 et 56 jours sur des cylindres de 75 mm de diamètre et de 100 mm de diamètre sont présentées aux Figure 6.14 et Figure 6.15. À 28 jours, pour la condition 4 (P22C23), les cylindres de 75 mm de diamètre ont présenté une résistance en compression supérieure de 4 % à celle mesurée sur les cylindres de 100 mm de diamètre. Cependant, pour toutes les autres conditions, les résistances mesurées sont plus élevées pour les cylindres de 100 mm de diamètre, avec des écarts allant jusqu'à 10 % et 12 % respectivement pour les conditions 3 (P22C10) et 6 (P30C35).

À 56 jours, les résistances en compression mesurées sur des cylindres de 100 mm de diamètre sont de 2 % à 5 % moins élevées que celles mesurées sur des cylindres de 75 mm de diamètre, respectivement pour les conditions 1 (P9C10), 5 (P22C35), 6 (P30C23) et 7 (P30C35). Le constat inverse est effectué pour les autres conditions, avec des différences de 1 %, 4 % et 10 % respectivement pour les conditions 3 (P22C10), 2 (P9C23) et 4 (P22C23).

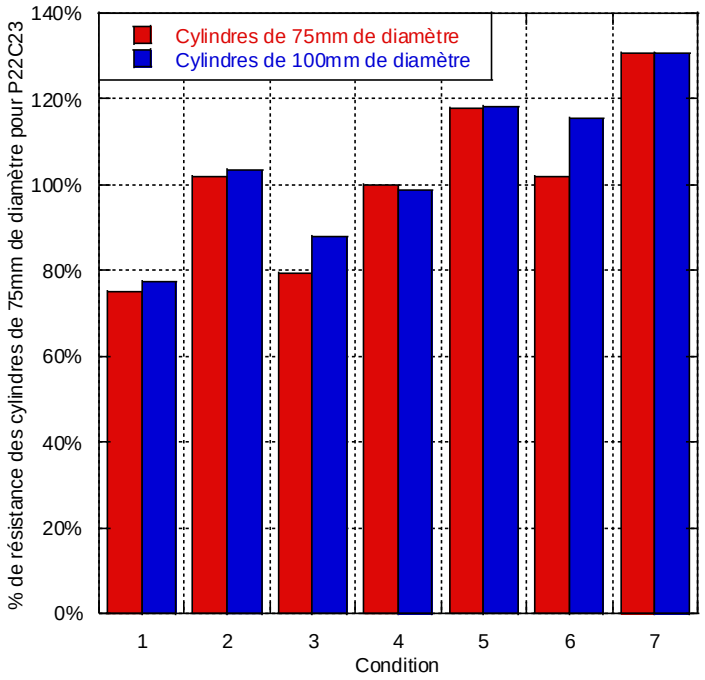


Figure 6.14: Impact de la dimension des cylindres sur les résistances en compression à 28 jours

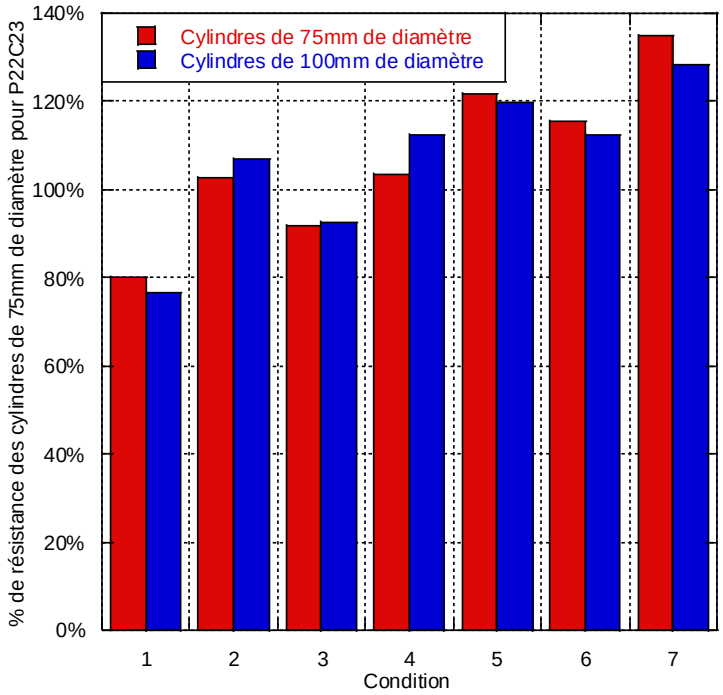


Figure 6.15: Impact de la dimension des cylindres sur la résistance en compression à 56 jours

L'effet de la dimension des échantillons sur les résistances en compression mesurées est relativement faible. En effet, à une échéance de 28 jours, seules deux conditions présentent des écarts notables avec un léger avantage pour les échantillons de 100 mm de diamètre (conditions 3 et 6, pour des températures de production et de cure respectives de 10 et 23°C, et de 30 et 23°C). À une échéance de 56 jours, un écart notable est observé uniquement pour la condition 4 (P22C23). Considérant l'hétérogénéité des matériaux testés, la variabilité au sein des résultats d'essais et le fait que les faibles tendances observées ne se confirment pas aux différentes échéances d'essais, il semblerait que la dimension des échantillons testés ait une influence négligeable sur les résistances en compression mesurées, et ce quelles que soient les températures de production et de cure.

6.4.1.4 Effet de la vitesse de chargement

La vitesse de chargement à appliquer lors d'un essai de compression peut varier en fonction de la géométrie et des normes choisies pour effectuer les essais. De manière à ce que la caractérisation du BFUP *UP-F3 Poly*© soit la plus exhaustive et précise possible, il a été décidé de produire et tester des cubes de trois (3) pouces de côté en plus des cylindres de trois (3) et quatre (4) pouces de diamètre. La norme CSA A23.2-9C utilisée pour la caractérisation des cylindres en compression indique d'utiliser une vitesse de chargement moyenne de 0.25 MPa/s, alors que le taux de chargement minimum préconisé par la norme ASTM C109 est de 0.35 MPa/s pour les essais sur cubes. Afin de pouvoir comparer la résistance des cubes et des cylindres sans que la vitesse de chargement lors des essais n'influe sur les résultats, il a été décidé d'utiliser trois vitesses de chargement différentes pour caractériser les cubes et les cylindres. Ces vitesses de chargement sont de 0.25, 0.35 et 1 MPa/s. La vitesse de chargement de 1MPa/s a été choisie en conformité avec l'ASTM C1856 (2017) et une nouvelle annexe à paraître dans la norme CSA A23.1 (2019).

En raison d'une limitation du volume du malaxeur et du nombre de moules pour couler les cylindres, cette production de BFUP s'est faite lors d'une cinquième coulée. Pour rester consistant avec les résultats précédents, la condition choisie est la condition 4 pour que les spécimens soient produits à une température cible de 20°C et muris à une température contrôlée de 23°C. Tous les résultats présentés dans cette section ont leurs valeurs indiquées en pourcentage de la résistance moyenne obtenue pour les cylindres de trois pouces de diamètres coulés durant cette cinquième production et testés avec une vitesse de chargement de 0.25 MPa/s. Les essais ont été menés à 28

et 120 jours et les valeurs moyennes ont été obtenus à partir d'au moins trois spécimens par condition d'essai. Les résultats sont présentés au Tableau 6.8, à la Figure 6.16 et à la Figure 6.17.

Tableau 6.8: Résistances en compression des spécimens comparativement à la résistance en compression pour la vitesse de chargement des cylindres à 0.25 MPa/s à 28 jours

Échéance	**28 jours**		**120 jours**	
Vitesse de chargement (MPa/s)	**Cylindres**	**Cubes**	**Cylindres**	**Cubes**
0.25	**100.0%**	103.8%	113.3%	112.5%
0.35	105.2%	101.4%	111.5%	108.0%
1.00	108.2%	109.2%	116.3%	116.3%

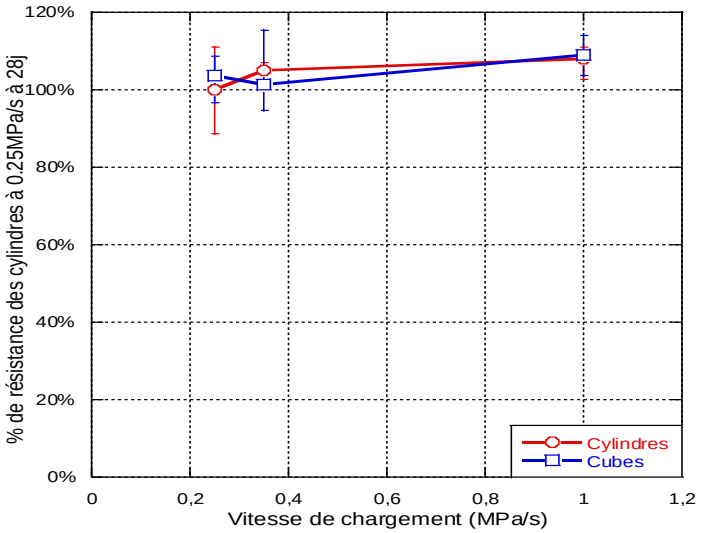


Figure 6.16: Évolution des résistances en compression en fonction de différentes vitesses de chargement à 28 jours

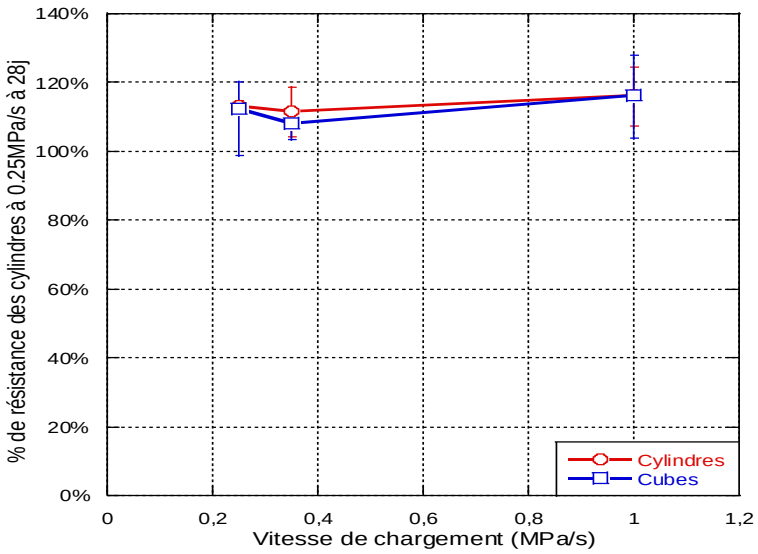


Figure 6.17: Évolution des résistances en compression en fonction de différentes vitesses de chargement à 120 jours

Mise à part l'influence de la différence d'échéances entre 28 et 120 jours, il n'est pas possible de dresser de tendance nette au sujet de l'impact de la vitesse de chargement des spécimens, qu'ils soient cylindriques ou cubiques. Une légère hausse de la résistance à la compression des cylindres et des cubes pour une vitesse de chargement plus élevée peut être notée (8 % et 5 % respectivement). Cependant au vu du nombre restreint de spécimens testés, il est impossible de valider cette observation qui peut être due à la variabilité des résultats. Seule une campagne d'essai beaucoup plus importante permettrait de donner un avis définitif sur la question.

6.4.2 Module d'élasticité et coefficient de Poisson

Les résultats d'essais de module d'élasticité et de coefficient de Poisson sont présentés au Tableau 6.9. Le module d'élasticité en compression du BFUP en condition 1 (P10C10) est inférieur de 19 % à celui du BFUP en condition 2 (P9C23). Un écart de 13 % est observé entre les modules d'élasticité du BFUP en condition 3 (P22C10) et en condition 4 (P22C23). Les modules d'élasticité obtenus pour des températures de cure supérieures ou égales à 23°C sont tous du même ordre de grandeur, avec des variations inférieures à 3 %.

Les résultats obtenus pour le coefficient de Poisson sont tous du même ordre de grandeur, avec des valeurs oscillant entre 0.21 et 0.24.

Tableau 6.9: Modules d'élasticité et coefficients de Poisson à 28 jours

Températures de production (°C)	Températures de cure (°C)	E (GPa)	υ (-)
9	10	29.3	0.21
	23	36.0	0.23
22	10	31.6	0.23
	23	36.3	0.24
	35	35.3	0.22
30	23	35.3	0.23
	35	35.8	0.21

Seule la température de cure à 10°C semble affecter à la baisse le module d'élasticité en compression à 28 jours du BFUP étudié. Pour tous les autres résultats obtenus, aucune tendance ne se dégage, ce qui indique qu'une cure à 23°C ou 35°C ne semble pas affecter le module d'élasticité en compression à 28 jours (Tableau 6.9).

Aucune tendance particulière n'est décelable pour le coefficient de Poisson, qui présente des valeurs du même ordre de grandeur pour toutes les températures de production et de cure étudiées (Tableau 6.9).

Il serait intéressant de réaliser des essais sur un plus grand nombre de spécimens pour s'assurer que les tendances observées ne soient pas simplement liées à l'hétérogénéité du matériau. Il serait également pertinent de réaliser des essais au jeune âge et à plus long terme, de manière à évaluer de manière plus approfondie le lien entre le développement des résistances en compression et le développement du module d'élasticité et du coefficient de Poisson.

6.4.3 Résistance à la flexion

Les résultats des essais de flexion sont présentés en deux étapes. Dans une première étape, les résultats de module de rupture et d'énergie de rupture (Tableau 6.10) calculés selon la norme d'essai ASTM C1609 (ASTM International, 2012) sont présentés. Dans une seconde étape, les courbes de contrainte en fonction de la flèche moyenne mesurée sont exposées.

Les résultats typiques de calcul des courbes moyennes sont illustrés à la Figure 6.18 pour le *UP-F3 Poly*© pour la condition 7 (P30C35) à 28 jours. Les courbes moyennes ont été calculées par la méthode combinée d'unitarisation et de discrétisation par pas de calcul constant proposée par Androuët (2018). Trois spécimens ont été testés par condition d'essai. Seules les courbes moyennes seront utilisées pour la comparaison des bétons dans le reste du rapport. Les valeurs extrêmes obtenues pour chacune des conditions d'essai seront présentées sur les courbes moyennes, sous formes de barres d'erreur, uniquement pour les contraintes maximales moyennes obtenues (et les déplacements associés).

Tableau 6.10: Modules de rupture moyens et énergies de rupture en flexion

Condition	**Température de production (°C)**	**Température de cure (°C)**	**Module de rupture (MPa)**		**Energie totale (J)**	
			28 j	**56 j**	**28 j**	**56 j**
1	9	10	17.7	19.7	122.5	133.9
2		23	19.2	20.6	153.2	136.9
3	22	10	20.7	20.0	129.3	157.1
4a		23	20.3	20.2	166.5	129.7
4b			24.5	23.3	197.0	187.9
5		35	24.4	23.3	188.0	150.2
6	30	23	23.6	19.7	178.3	177.7
7		35	24.8	26.4	196.2	224.6

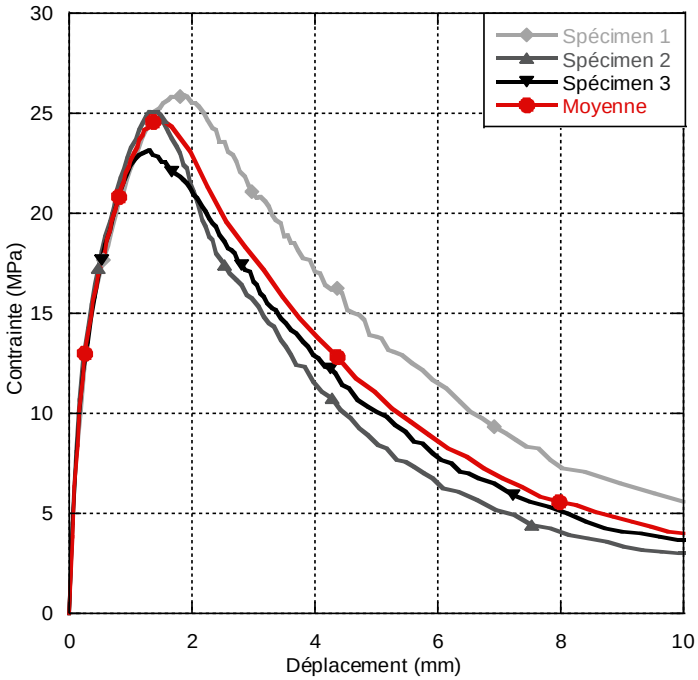
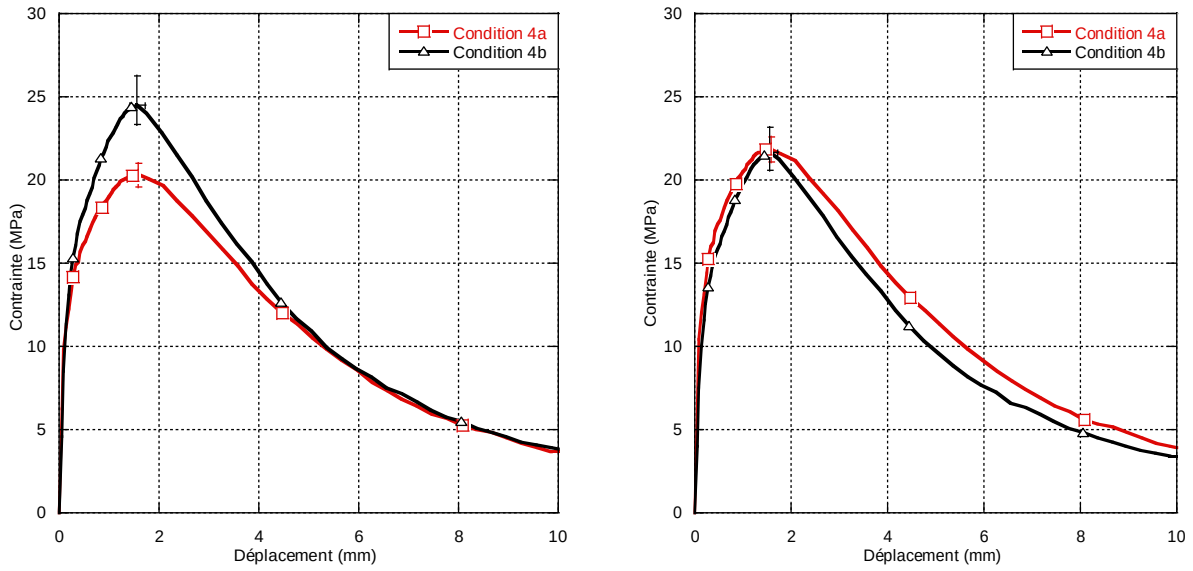


Figure 6.18: Courbes typiques contrainte vs flèche moyenne des prismes en flexion

Il est important de noter que les courbes moyennes de flexion de bétons fibrés sont fortement influencées par l'orientation des fibres au sein des spécimens de même que par la densité de fibres (Doyon-Barbant, 2018; Ferrara, Caverzan, Muhaxheri, & Di Prisco, 2012). Dans une première approche, l'analyse des résultats de flexion a démontré que l'impact de la température de production et de cure du BFUP était difficile à estimer, car la variabilité des résultats liés à l'orientation et la densité des fibres dans les spécimens d'essais semblait plus importante. A titre d'exemple, les productions 4a et 4b (P22C23) ont été formulées, coulées et mûries de manière identique et présentent des résistances en compressions similaires. Les résultats de flexion à 28 jours pour ces productions sont présentés à la Figure 6.19a, on y constate une forte variabilité des courbes moyennes alors que des courbes très similaires y seraient attendues.

Dans une deuxième approche, les résultats de flexion ont été traités pour considérer l'orientation et la densité des fibres mesurés dans les spécimens d'essais afin de permettre une analyse adéquate des résultats. Les courbes ont été multipliées par un coefficient de pondération propre à chaque condition réalisée, celui-ci considérant l'orientation et la densité des fibres des spécimens. La Figure 6.19b présente les courbes de la Figure 6.19a traitées. On constate que la considération de l'influence de l'orientation et de la densité des fibres réduit la différence entre les résistances

maximales à la flexion des conditions 4a et 4b à 3 %. L'application des coefficients correcteurs prenant en compte les effets de la densité des fibres ainsi que leur angle d'orientation moyen permettrait donc bien de s'affranchir en moyenne des aléas pouvant être causés durant les essais de résistance à la flexion par le positionnement des fibres au sein des spécimens. Les sous-sections suivantes décriront les résultats d'orientation et de densité des fibres mesurés au sein des spécimens et le traitement effectué pour traiter les courbes moyennes de résistance en flexion.



(a) À 28 jours, sans analyse de l'orientation et de la densité des fibres

(b) À 28 jours, avec analyse de l'orientation et de la densité des fibres

Figure 6.19: Résistance moyenne en flexion, conditions 4a et 4b

6.4.3.1 Analyse de l'orientation des fibres dans les spécimens en flexion

Analyser l'orientation des fibres au sein d'un spécimen testé en flexion s'avère être un travail long et fastidieux. Comme indiqué à la section 3.4.1.1, les spécimens sont coupés à la scie à béton, puis chaque coupe est polie, peinte, poncée, scannée et enfin analysée.

Afin de réduire sensiblement ce temps tout en conservant une bonne représentabilité des spécimens pour chaque condition, une sélection ciblée des spécimens à tester a été effectuée. Pour les conditions dont la variabilité des résultats est faible, le spécimen dont le comportement et le pic de

résistance en flexion s'approchent le plus de la moyenne a été choisi. Pour les conditions présentant une forte variabilité, l'ensemble des spécimens a été considéré pour l'analyse d'orientation des fibres et leur densité. En ce qui concerne les conditions pour lesquelles seuls deux spécimens sont considérés valides au sens de la norme ASTM C1609 (2012) et dont la variabilité des résultats est faible, les spécimens ont été comparés à ceux d'autres conditions et le spécimen dont le comportement s'éloigne le moins du comportement global des autres spécimens a été considéré.

Les résultats des analyses d'orientation des fibres et les densités de fibres mesurées sont présentés au Tableau 6.11.

Tableau 6.11: Résultats des analyses d'orientation des fibres

Échéance	**Condition**	**Angle d'orientation moyen des fibres sur les spécimens étudiés (°)**			**Densité des fibres (nb/cm²)**		
		Spécimen 1	**Spécimen 2**	**Spécimen 3**	**Spécimen 1**	**Spécimen 2**	**Spécimen 3**
À 28 jours	1 (P9C10)		44.7			55.3	
	2 (P9C23)	42.8		46.0	61.7		58.1
	3 (P22C10)		48.1	40.0		52.7	62.9
	4a (P22C23)	52.5		45.7	60.4		61.5
	4b (P22C23)			40.3			71.6
	5 (P22C35)	48.1	48.8	47.0	63.2	70.5	59.8
	6 (P30C23)		41.6			67.8	
	7 (P30C35)		39.7	39.0		63.3	59.1
À 56 jours	1 (P9C10)	50.3		50.2	53.7		60.2
	2 (P9C23)		44.3	43.8		57.8	54.1
	3 (P22C10)		45.7			55.6	
	4a (P22C23)			47.6			54.5
	4b (P22C23)	37.9	43.3	47.6	68.6	65.5	54.7
	5 (P22C35)	48.5	54.4	41.8	52.6	56.1	64.6
	6 (P30C23)	49.6		48.2	54.0		49.9
	7 (P30C35)	48.0			64.4		

6.4.3.2 Calcul des coefficients de pondération

Les courbes de flexion présentées sont les courbes moyennes pour chaque condition. L'analyse de l'orientation des fibres n'ayant pas été effectuée pour tous les spécimens, un coefficient de pondération moyen reflétant l'orientation et la densité des fibres au sein de chaque condition a été appliqué. Ces coefficients prennent en compte deux facteurs : l'orientation moyenne des fibres et la densité des fibres au sein des spécimens. Cette prise en compte a été effectuée en considérant la racine du produit d'un coefficient prenant en compte l'orientation des fibres et d'un coefficient prenant en compte la densité des fibres. La méthodologie de détermination des coefficients de pondération est expliquée à l'Annexe E.

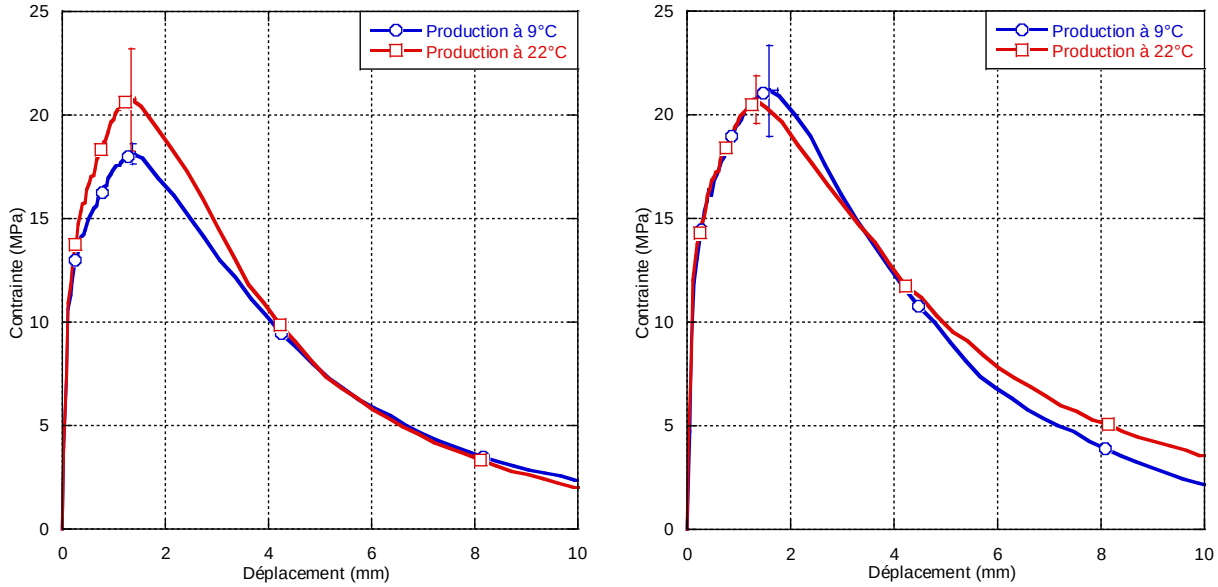
Les coefficients de pondération appliqués aux valeurs en ordonnées des courbes de flexion moyennes pour chaque condition sont présentés au Tableau 6.12.

Tableau 6.12: Coefficients de pondération appliqués aux courbes de flexion moyennes

Condition	À 28 jours	À 56 jours
1 (P9C10)	1.028	1.076
2 (P9C23)	0.985	1.016
3 (P22C10)	1.002	1.036
4a (P22C23)	1.027	1.069
4b (P22C23)	0.858	0.950
5 (P22C35)	0.985	1.049
6 (P30C23)	0.896	1.110
7 (P30C35)	0.917	0.987

6.4.3.3 Effets de la température de production sur la résistance en flexion

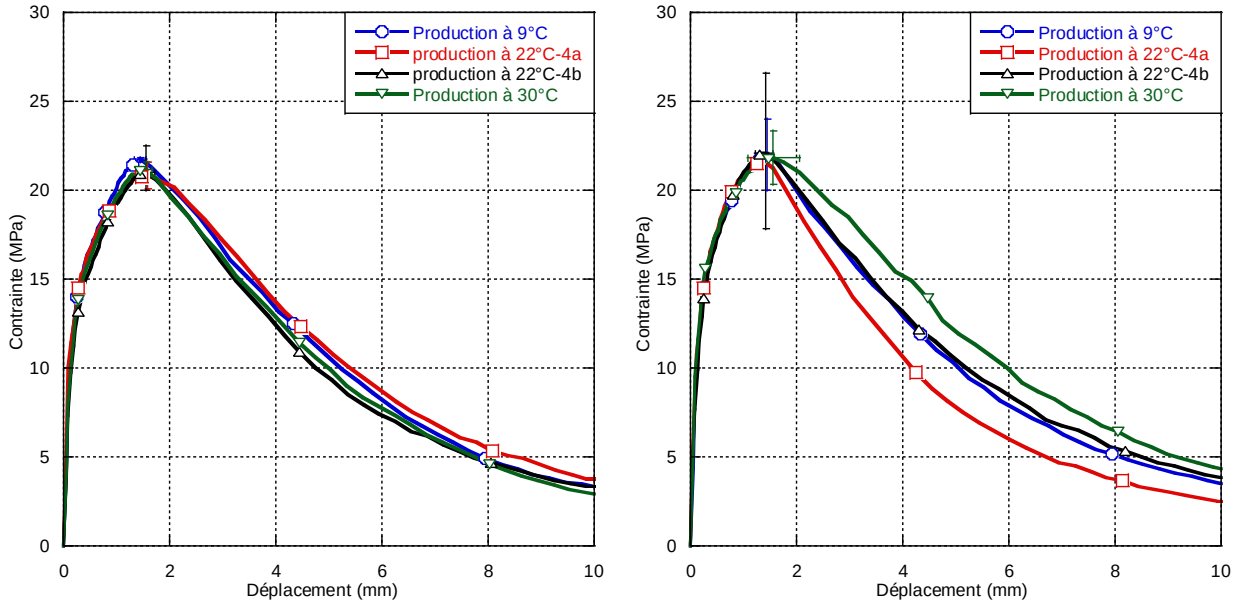
Les résultats de flexion obtenus après la pondération permettant de s'affranchir des effets de l'orientation et de la densité des fibres sont présentés à la Figure 6.20 pour une cure à 10°C. À 28 jours, la résistance maximale à la flexion obtenue pour la production à 22°C est supérieure de 14 % à celle obtenue pour la production à 9°C. À 56 jours, cette différence a disparu, et la résistance à la flexion obtenue pour la production à 22°C est inférieure à celle obtenue à 9°C de 2 % (effet moindre que la variabilité des résultats).



(a) À 28 jours (b) À 56 jours

Figure 6.20: Résistance moyenne en flexion pour une cure à 10°C

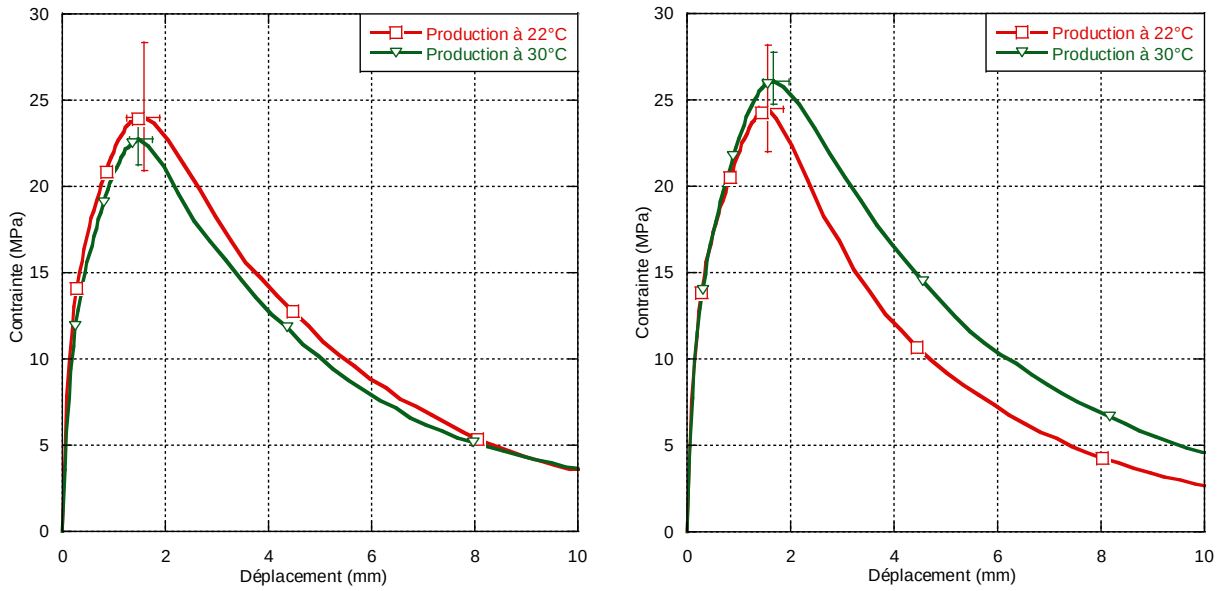
La Figure 6.21 présente les résultats obtenus pour les BFUP conservés en cure à 23°C et produits à 9, 22 et 30°C. Les différences maximales entre les résistances moyennes maximales apparaissent pour des productions à 9°C et 22°C (4a) à 28 jours et pour des productions à 22°C (4b) et 22°C (4a) à 56 jours respectivement pour des différences de 4 et 2 %. Que ce soit à 28 et 56 jours, les résultats sont donc très similaires avec des différences entre les conditions inférieures à la variabilité au sein même des conditions.



(a) À 28 jours (b) À 56 jours

Figure 6.21: Résistance moyenne en flexion pour une cure à 23°C

Les résultats obtenus pour une cure à 35°C sont présentés à la Figure 6.22. À 28 jours la résistance moyenne à la flexion pour une production à 30°C est inférieure de 5 % à celle obtenue pour une production à 22°C. À 56 jours la résistance moyenne à la flexion pour une production à 30°C est supérieure de 6 % à celle obtenue pour une production à 22°C. Les résultats sont donc globalement similaires avec une variabilité plus importante que la différence observable entre les conditions.



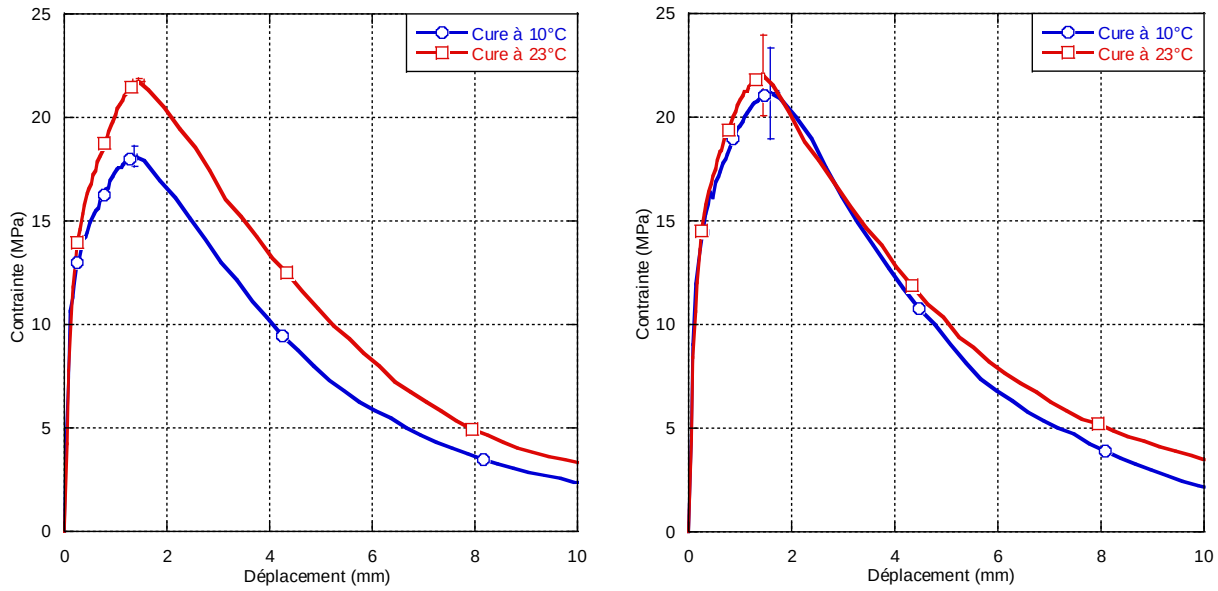
(a) À 28 jours

(b) À 56 jours

Figure 6.22: Résistance moyenne en flexion pour une cure à 35°C

6.4.3.4 Effets de la température de cure sur la résistance en flexion

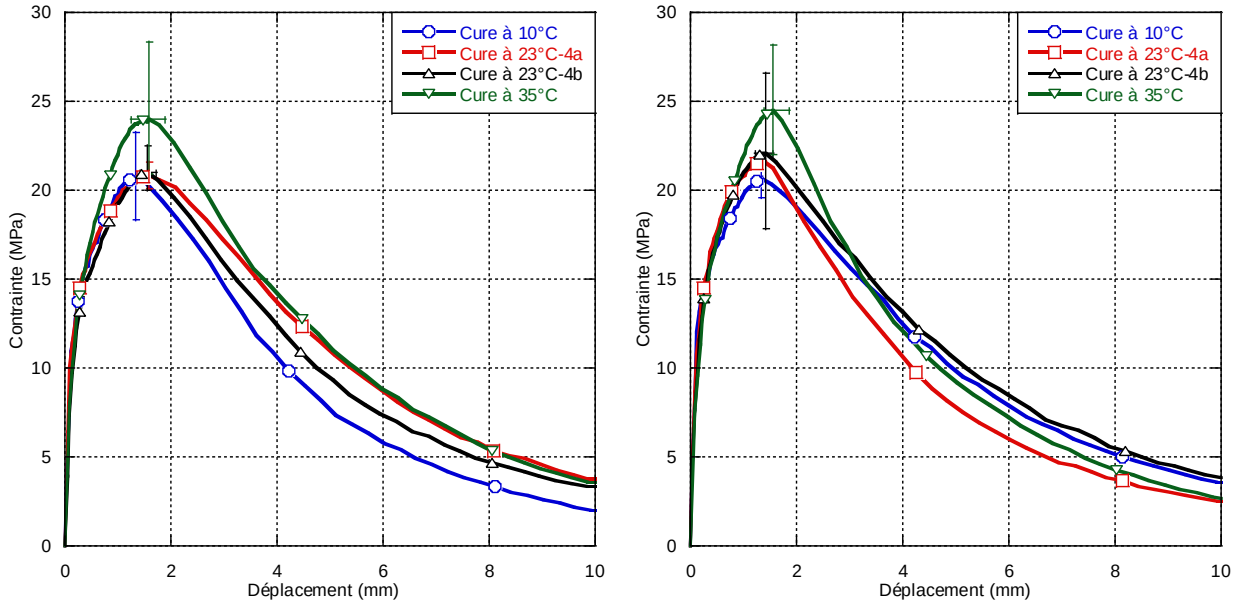
Les résultats obtenus pour une production à 9°C sont présentés à la Figure 6.23. À 28 et 56 jours, les résistances moyennes à la flexion pour la cure à 23°C sont plus élevées respectivement de 19 % et 4 % que les résistances moyennes à la flexion pour la cure à 10°C.



(a) À 28 jours (b) À 56 jours

Figure 6.23: Résistances moyennes en flexion pour une production à 9°C

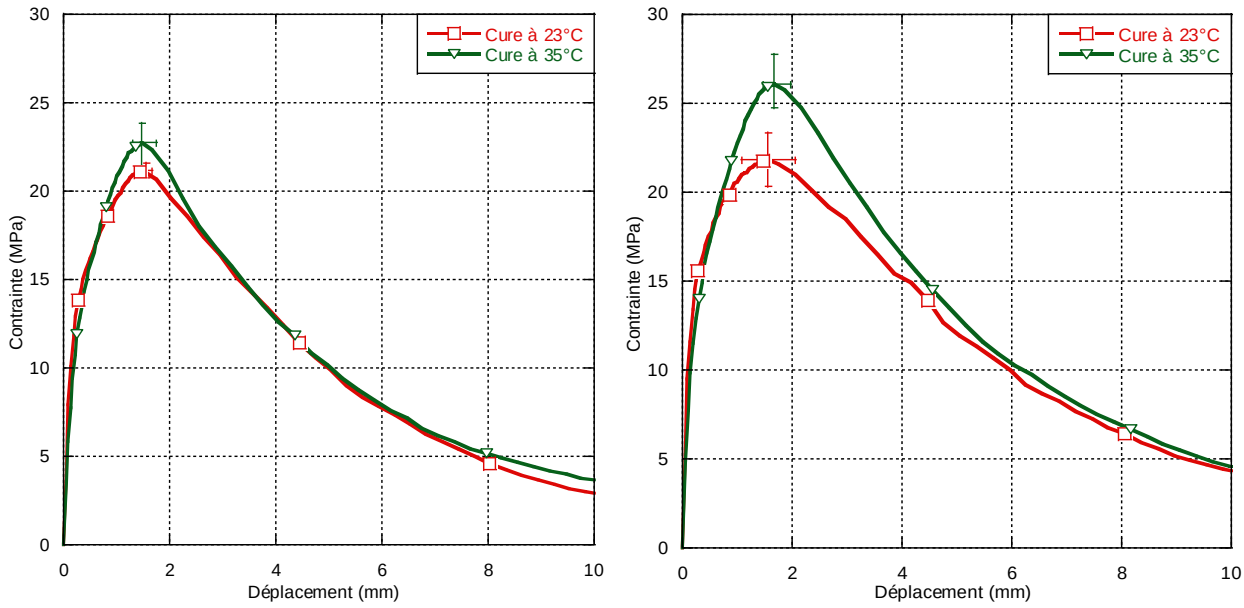
Les résultats obtenus pour une production à 22°C sont présentés à la Figure 6.24. À 28 jours la résistance moyenne maximale pondérée obtenue pour une cure à 35°C est supérieure de plus de 14 % aux trois autres conditions dont la différence est inférieure à 2 %. Les variabilités entre les spécimens mûris à 35°C et les spécimens mûris à des températures plus basses se recoupent, mais n'englobent pas les résistance moyennes maximales. Cette différence notée à 28 jours pour la cure à 35 °C peut donc être considérée comme importante. À 56 jours la résistance moyenne maximale pondérée obtenue pour une cure à 35°C est supérieure de plus de 10 % à celles obtenues pour une cure à 22°C, elles même supérieure de plus de 4 % à celle obtenue pour une cure à 10°C. La variabilité des résultats mûris à 23°C englobe l'ensemble des résultats, cependant les variabilités des spécimens mûris à 10 et 35°C ne se recoupent pas, attestant d'une différence importante.



(a) À 28 jours (b) À 56 jours

Figure 6.24: Résistance moyenne en flexion pour une production à 22°C

Les résultats obtenus pour une production à 30°C sont présentés à la Figure 6.25. À 28 et 56 jours, les résistances moyennes à la flexion pour une cure à 35°C sont respectivement supérieures de 7 % et 19 % à celles obtenues pour une cure à 23°C. Les variabilités entre les différentes températures de cure à 28 jours ne se recoupent que très légèrement, mais ne se recoupent plus à 56 jours.



(a) À 28 jours (b) À 56 jours

Figure 6.25: Résistance moyenne en flexion pour une production à 30°C

6.4.3.5 Analyse des résultats

Il importe de noter en début d'analyse que les résistances à la flexion obtenues après pondération pour les deux production identiques (4a et 4b) produites à 22°C et mûries à 23°C sont égales. Ces résultats valident donc la méthode de pondération utilisée pour s'affranchir des effets de l'orientation et de la densité des fibres.

Pour une température de cure de 10°C, à 28 jours une différence de résultats en flexion conséquente est observée entre des productions à 9 et 22°C. Cette différence disparaît à 56 jours et les productions à 9 et 22°C présentent les mêmes résistances maximales à la flexion.

Pour des températures de cure de 23 et 35°C, la variation de la température de production n'entraine aucune différence entre les moyennes des résistances maximales à la flexion.

Ainsi l'ensemble des résultats obtenus pour des variations de températures de production indiquent que la variation de la température de production n'a pas d'effet notable sur les résistances à la flexion, mis à part à 28 jours pour des températures de production et de cure basses où les effets sont cependant relativement faibles. Ces résultats sont tout-à-fait conformes à ceux obtenus durant les essais de compression et valident les tendances observées.

Pour une température de production à 9°C à 28 jours, l'augmentation de la température de cure s'accompagne d'une augmentation de la résistance maximale à la flexion. À 56 jours, cette différence est négligeable.

Pour une température de production à 22°C, une cure à 35°C donne de meilleures résistances maximales à la flexion que des cures à 23°C et 10°C, que ce soit à 28 ou 56 jours. La température de cure à 10°C ne donne une résistance à la flexion maximale inférieure à celle obtenue pour une cure à 23°C qu'à 56 jours, cette faible tendance étant comprise dans la variabilité du matériau. Bien que la tendance ne soit pas très nette pour des températures de cure à 10 et 23°C, il semble que l'augmentation de la température de cure entraine une hausse des résultats obtenus à la flexion pour une production à 22°C.

Pour une production à 30°C, une augmentation de la température de cure correspond à une augmentation des résistances maximales à la flexion, que ce soit à 28 et 56 jours.

Il peut donc être conclu qu'une augmentation de la température de cure s'accompagne d'une augmentation sensible des résistances à la flexion. Cette tendance est en accord avec celle mentionnée dans la littérature recensée (section 2.4.5) et celle observée durant les essais en compression.

6.4.4 Synthèse des résultats sur les propriétés à l'état durci

Deux tendances se dessinent quant à la résistance en compression des BFUP testés en fonction des températures de production et de cure.

La température de production ne semble pas influencer particulièrement la résistance à la compression du BFUP étudié, hormis dans le cas où la température de cure est de 10°C. Cette tendance peut s'expliquer de la manière suivante. Les phases de pré-induction et d'induction sont directement liées à la dissolution des ions dans la solution interstitielle du béton (Gartner & Gaidis, 1989). Une baisse de la température de production diminue la vitesse de dissolution et augmente les concentrations nécessaires pour atteindre la sursaturation des ions présents dans ladite solution (Thomas et al., 2003). Cela retarde une des causes probables de la fin de la phase d'induction : la saturation de la couche de C-S-H(m) et sa rupture sous l'effet de la pression osmotique (Gartner & Gaidis, 1989). Une température de production plus basse ralentirait ainsi l'arrivée à saturation de

ladite couche, retarderait le début de la précipitation des C-S-H et par là-même le développement des propriétés mécaniques du béton dans le temps.

La deuxième tendance observée est que la température de cure influence de manière notable les résistances obtenues. De manière générale, plus la température de cure est élevée, plus la résistance à la compression augmente rapidement et atteint une valeur élevée. En effet, la résistance en compression obtenue à 28 jours lors d'une cure à 10°C est dépassée à une échéance de 3 jours seulement lorsque le BFUP est soumis à une cure à 35°C. La résistance en compression est dépendante de la vitesse d'hydratation et du degré d'hydratation final dans le BFUP (Gallucci et al., 2006; Kamen et al., 2007). De basses températures de cure ralentissent ces paramètres de manière significative. En effet, une baisse de la température de production du béton de 21°C (passage de 30°C à 9°C) a retardé de plus de 4 heures le moment où la température du béton en condition adiabatique a augmenté de 1°C, passant de 7.33 heures à 11.83 heures.

Les essais de résistance à la flexion ont quant à eux permis de dégager deux tendances importantes.

D'une part, il a été observé que les différences de résistance en flexion observées entre deux coulées de BFUP d'une même condition peuvent être plus importantes que les différences observées entre des bétons produits ou conservés à des températures différentes. Ceci est lié à la variation de l'orientation et à la densité des fibres retrouvées dans les prismes de flexion. Ceci démontre l'importance capitale de la technique de mise en place des BFUP dans les spécimens de caractérisation et au niveau des éléments produits en BFUP en usine et en chantier, mais également que le soin apporté à l'orientation des fibres est au moins aussi important que tout effet pouvant être induit par des différences de température de production et de cure.

D'autre part, mis à part dans le cas d'une production et d'une cure à basse température, la température de production ne semble pas avoir d'effet significatif sur le comportement en flexion du BFUP testé, alors que la température de cure a un effet notable sur les résultats obtenus à la flexion. Cette tendance observée sur le comportement en flexion a aussi été notée pour la résistance à la compression. Une hausse de la résistance à la compression devrait logiquement augmenter la résistance à la flexion puisque la surface supérieure des spécimens de flexion est soumise à des efforts de compression. En plus de cet effet, une température de cure plus élevée peut aussi améliorer la performance des fibres dans la zone inférieure tendue des spécimens de flexion, en particulier leur adhérence avec la matrice cimentaire environnante.

La résistance en flexion d'un BFUP est directement reliée à la résistance des fibres et à la force nécessaire pour les arracher de la matrice cimentaire (Yoo et al., 2016). Cette force d'ancrage dépend de la compacité de l'interface fibre-pâte, elle-même reliée à la résistance du BFUP (Chan & Chu, 2004; Wu, Shi, & Khayat, 2016). C'est une des raisons pour lesquelles la présence de fumée de silice améliore tant les qualités des BFUP en traction et en flexion. Elle permet d'offrir une meilleure compacité, de créer plus de contacts entre la matrice cimentaire et les fibres, et développe plus de produits de type C-S-H grâce aux réactions pouzzolaniques avec la portlandite. Or, il a été montré que l'augmentation de la température de cure entrainait une augmentation de la cinétique de réaction entre la portlandite et les ajouts cimentaires (Wang et al., 2015). Il est ainsi probable que l'augmentation des résistances à la flexion relevées pour des températures de cure plus élevées soit imputable à une hausse des réactions pouzzolaniques entre la portlandite et la fumée de silice, ce qui aurait pour effet d'améliorer significativement l'interface entre la pâte et les fibres.

6.5 Perspectives

La réalisation de cette campagne d'essais apporte plusieurs éléments d'information importants pour les règles normatives et l'usage du BFUP industriellement.

D'une part, la campagne expérimentale a démontré que l'usage de différentes dimensions de cylindres (75 et 100 mm de diamètre) pour la mesure de la résistance à la compression a peu d'impact sur les résultats obtenus. Ensuite, la modification de la vitesse de chargement à 1 MPa/s pour les essais de résistance à la compression a également une influence limitée sur les résultats obtenus. Les nouvelles procédures proposées dans la prochaine annexe sur les BFUP de la norme CSA A23-1 sont donc adéquates.

D'autre part, la campagne expérimentale réalisée offre aujourd'hui une meilleure compréhension de l'influence des conditions de chantier sur les propriétés des BFUP. Par exemple, en utilisant le Tableau 6.6 présentant le pourcentage de résistance à la compression d'un BFUP par rapport à sa valeur à 28j pour des températures de production et de cure de référence, une entreprise peut déterminer approximativement quelle sera la résistance attendue pour les conditions de chantier envisagées (par exemple des températures de production et de cure d'environ 10 °C). Des mesures préventives peuvent donc être mises en place si les résultats attendus ne permettent pas d'atteindre les propriétés désirées.

CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

7.1 Rappel des objectifs

Ce projet avait pour but d'optimiser et de caractériser des BFUP en contexte industriel. Ce projet s'inscrit donc dans la continuité des travaux de recherche réalisés la dernière décennie pour améliorer les connaissances des propriétés des BFUP mis en place dans un contexte industriel. En raison des deux axes de recherches distincts abordés durant ce projet à savoir, l'optimisation et la caractérisation de BFUP, ce projet a été scindé en deux phases de travail.

La première phase consistait à développer un outil d'optimisation permettant de développer des BFUP en limitant autant que possible la durée de la campagne expérimentale et les ressources nécessaires. À cet effet, deux modèles d'optimisation granulaire s'appuyant sur des théories totalement différentes ont été programmés en utilisant le langage de programmation Visual Basic pour Applications. L'insertion des fibres sous formes de sphères de diamètre équivalent a été réalisée dans ces modèles. Une optimisation numérique a permis d'obtenir rapidement une formulation de BFUP préliminaire et une campagne d'essais a démontré avec succès les propriétés adéquates du BFUP optimisé aux états frais et durci.

La seconde phase était axée sur la caractérisation des propriétés d'un BFUP soumis à différentes températures de production et de cure. Pour cela, quelques productions de BFUP visant à déterminer les quantités de glace en remplacement de l'eau dans les mélanges nécessaires à l'obtention des températures de production visées et la mise en place d'un système de contrôle de la température pour assurer un maintien des spécimens aux températures de cure adéquates ont été effectués. Ces dispositions ont ensuite permis la réalisation d'une campagne d'essais d'envergure pour mesurer les propriétés aux états frais et durci d'un BFUP fabriqué à différentes températures de production et maintenu à différentes températures de cure.

7.2 Conclusion du projet de recherche

Le développement de l'outil numérique d'optimisation de formulations de BFUP a permis de produire de manière efficace des BFUP qui ont été soumis à des essais de caractérisation aux états frais et durci. Les conclusions de cette première phase sont résumées ci-dessous.

- L'outil développé permet d'optimiser la composition de mélanges granulaires de plusieurs composantes par application du Modèle d'Empilement Compressible (CPM) de de Larrard (2000) et du modèle d'Andreasen et Andersen (A&A) modifié par Funk et Dinger (1994) ;
- L'outil développé permet de prendre en considération la présence de fibres au sein du mélange à travers la détermination d'un diamètre équivalent proposé par Ferrara et al. (2007) ;
- Le modèle d'A&A modifié est plus facile d'utilisation que le modèle CPM, car il nécessite uniquement de connaître les distributions granulométriques des différentes composantes. En revanche, contrairement au modèle d'A&A modifié, le modèle CPM s'appuie sur une description physique de la réalité de la combinaison de structures granulaires et permet de quantifier physiquement la compacité du mélange granulaire ;
- L'utilisation des deux modèles d'optimisation granulaire a permis de proposer deux formulations de BFUP, avec rapport eau/liant et dosage en superplastifiant équivalents ou modifiés par rapport au BFUP de référence ;
- Les maniabilités des BFUP optimisés numériquement sont de 10 % à 40 % inférieures à celle du BFUP développé en laboratoire, la borne de 10 % étant obtenue pour un E/L identique au BFUP de référence, celle de 40 % ayant été obtenue pour un E/L ne permettant que de remplir les vides prédits par le modèle CPM. Le BFUP optimisé numériquement présentant une maniabilité inférieure de 10 % à celle du BFUP de référence est néanmoins autoplaçant ;
- Les résistances à la compression des BFUP optimisés avoisinent les 120 MPa et sont similaires à celles du BFUP de référence optimisé en laboratoire ;
- Les modèles d'optimisation granulaires dans l'outil numérique sont donc validés et performants. Leur utilisation peut donc permettre de réduire significativement le temps de développement en laboratoire de mélanges de BFUP, et probablement des autres gammes de bétons.

Pour atteindre les objectifs de la deuxième phase du projet, le BFUP *UP-F3 Poly*© a été produit à des températures de 9, 22 et 35°C, a été soumis à des températures de cure de 10, 23 et 35°C

jusqu'à la réalisation des essais aux états frais et durci (maniabilité, calorimétrie, résistance en compression et en flexion). Les conclusions de cette phase sont résumées ci-dessous.

- À dosages en eau et en adjuvants identiques, la diminution de la température de production des BFUP entraine une augmentation de leur maniabilité ;
- Pour une formulation donnée, la température de production n'a pas d'influence sur la chaleur d'hydratation totale (élévation de température en condition adiabatique) dégagée par les BFUP ;
- L'usage de différentes dimensions de cylindres (75 et 100 mm de diamètre) pour la mesure de la résistance à la compression a peu d'impact sur les résultats obtenus ;
- La modification de la vitesse de chargement à 1 MPa/s pour les essais de résistance à la compression a également une influence limitée sur les résultats obtenus ;
- Ces deux dernières conclusions confirment que les nouvelles procédures proposées dans la prochaine annexe sur les BFUP de la norme CSA A23-1 sont adéquates ;
- La température de production n'a pas d'impact significatif sur les propriétés à l'état durci, mis à part dans le cas d'une température de production de 10°C. Dans ce cas particulier, le BFUP présente un retard sur le développement des résistances mécaniques ;
- L'augmentation de la température de cure réduit la durée de la phase d'induction au sein des BFUP, accélérant de fait leur hydratation et le développement des résistances. Ainsi, une augmentation de la température de cure permet d'accroître la résistance à la compression et à la flexion des BFUP ;
- Les deux dernières conclusions apportent une meilleure compréhension de l'influence des conditions de chantier sur les propriétés des BFUP. Les résultats de ces travaux permettront à une entreprise de déterminer approximativement quelle sera la résistance attendue pour les conditions de chantier envisagées et de prendre des mesures préventives si requises.

7.3 Recommandations

Les recommandations suivantes portent autant sur l'utilisation de l'outil d'optimisation numérique de formulation de BFUP que sur les effets des différentes températures de production et de cure sur les propriétés des BFUP.

- Il serait pertinent d'utiliser l'outil développé numériquement pour comparer les formulations optimales proposées par les modèles à des formulations de bétons courants disponibles sur le marché, tels que des bétons ordinaires, des bétons à hautes performances, des bétons autoplaçants, etc. L'outil permettrait possiblement de mettre au point des formulations permettant d'obtenir des résistances mécaniques équivalentes, mais à moindre coût ou présentant un retrait moindre ;
- La maniabilité des mélanges obtenus par l'outil d'optimisation ne peut être anticipée, notamment en considérant que l'utilisateur a la charge de choisir la quantité d'eau finale de gâchage. Il est donc nécessaire d'effectuer une campagne d'essai si cette propriété est sujette à optimisation ;
- Pour clarifier certaines tendances, il serait recommandé de produire les spécimens d'essais en plus grand nombre pour diminuer la variabilité des résultats obtenus pour les résistances à la compression et à la flexion et ainsi mieux évaluer les tendances obtenues ;
- Les résultats des essais de flexion sont tributaires de la variation de l'orientation et de la densité des fibres présentes dans les spécimens de caractérisation. Dans l'éventualité où les conditions expérimentales ne modifient que peu la résistance à la flexion (comme dans le présent projet), il est probable que la variabilité de l'orientation et du dosage en fibres dans les spécimens ait un impact supérieur à celui étudié dans les conditions expérimentales. Dans ce cas, il importe de pondérer les résultats des essais de flexion en considérant l'orientation et la densité des fibres pour s'affranchir de ces effets parasites sur les résultats.
- Dans le cadre d'une utilisation de BFUP dans un contexte industriel avec des températures extérieures différentes de celles observées en laboratoire, l'utilisation des pourcentages obtenus à diverses échéances (2, 3, 7, 28 et 56 jours) pour les résultats de résistance à la compression pourraient possiblement servir à la mise en place de coefficients de sécurité propres aux BFUP durant la phase de construction d'un ouvrage ;

- Considérant le ralentissement conséquent des résistances à la compression et des résistances à la flexion obtenues durant ce projet pour une température de production de 9°C et une température de cure de 10°C, il est recommandé de ne pas soumettre les BFUP au cumul de telles contraintes thermiques bien que les normes l'autorisent.

7.4 Poursuite de la recherche

À la lumière des observation réalisées dans le cadre de ce projet de recherche, plusieurs questionnement et études futures ont été soulevées. Il serait pertinent que les prochains projets de recherche traitent des sujets suivants.

- Valider par une campagne d'essais le modèle d'intégration des fibres développé au cours de ce projet ;
- Étudier l'impact de l'humidité relative sur les propriétés durcies des BFUP pour les différentes températures de cures maintenues au cours de ce projet ;
- Élargir l'éventail de composantes (autres granulats et ajouts minéraux de différents types) à considérer pour l'optimisation des BFUP ;
- Effectuer une campagne d'essais à plus long terme pour comparer l'évolution des résistances à la compression sous l'effet de températures de cure de 10 et 35°C pour vérifier si les disparités relevées pour la résistance à la compression à 56 jours se confirment ;
- Effectuer une campagne d'essais à long terme pour déterminer l'influence de la variation des températures de cures induites naturellement par le changement des saisons sur les résistances à la compression et à la flexion des BFUP ;
- Étudier l'impact des différentes températures de production et de cure sur la durabilité et le retrait des BFUP ;
- Développer une méthodologie de mise en place du BFUP pour les spécimens destinés aux essais de flexion et de traction directe pour réduire au maximum la variabilité induite par le positionnement des fibres au sein des spécimens ;
- Proposer une relation présentant la résistance en compression du BFUP en fonction de la température de production, de la température de cure et de l'âge du BFUP ;

- Étudier le comportement déformationnel (retrait et fluage) du BFUP en fonction des températures de production et de cure.

BIBLIOGRAPHIE

Ahlborn, T. M., Misson, D. L., Peuse, E. J., & Gilbertson, C. G. (2008). *Durability and strength characterization of ultra-high performance concrete under variable curing regimes.* Communication présentée à Proc. 2nd Int. Symp. on Ultra High Performance Concrete, Fehling, E., Schmidt, M., & Stürwald, S.(Eds.) Kassel, Germany (p. 197-204).

Ahmad, F. S., Foret, G., & Le Roy, R. (2011). Bond between carbon fibre-reinforced polymer (CFRP) bars and ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC): Experimental study. *Construction and Building Materials, 25*(2), 479-485.

Andreasen, A., & Andersen, J. (1930). Über die Beziehung zwischen Kornabstufung und Zwischenraum in Produkten aus losen Körnern (mit einigen Experimenten). *Kolloid-Zeitschrift, 50*(3), 217-228.

Androuët, C. (2018). *Calcul de courbes moyennes, essais de flexion et de traction (rapport technique)*. Montréal : École Polytechnique de Montréal.

Androuët, C., & Charron, J.-P. (2013). *Étude comparative entre différents essais de maniabilité (Rapport Technique)*. Montréal : École Polytechnique de Montréal.

Anson-Cartwright, M. (2011). *Optimization of aggregate gradation combinations to improve concrete sustainability.*

(2016).

ASTM International. (2012). *C1609 Standard Test Method for Flexural Performance of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam With Third-Point Loading)*. West Conshohocken, PA.

ASTM International. (2014). *C469 Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson's Ratio of Concrete in Compression*. West Conshohocken, PA.

ASTM C109/C109M-16a (2016) Standard Test Method for Compressive Strength of Hydraulic Cement Mortars (Usin 2-in. or [50-mm] Cube Specimens).

ASTM C187-16 (2016) Standard Test Method for amount of water required for normal consistency of hydraulic cement paste.

ASTM C191 (2014) Standard Test Methods for Time of Setting of Hydraulic Cement by Vicat Needle.

ASTM C230 (2014) Standard Specification for Flow Table for Use in Tests of Hydraulic Cement.

ASTM C1437 (2015) Standard Test Method for Flow of Hydraulic Cement Mortar.

ASTM C1609 (2012) Standard Test Method for Flexural Performance of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam With Third-Point Loading).

ASTM C1856 (2017) Standard Practice for Fabricating and Testing Specimens of Ultra-High Performance Concrete.

ASTM D698 (2012) Standard Test Methods for Laboratory Compaction Characteristics of Soil Using Standard Effort.

Aure, T. W., & Ioannides, A. M. (2015). Fracture analysis of aggregate interlock jointed slabs-on-grade. *Construction and Building Materials, 77*, 340-348. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.12.086

Banthia, N. (1990). A study of some factors affecting the fiber-matrix bond in steel fiber reinforced concrete. *Canadian Journal of Civil Engineering, 17*(4), 610-620.

Barnett, S. J., Lataste, J.-F., Parry, T., Millard, S. G., & Soutsos, M. N. (2010). Assessment of fibre orientation in ultra high performance fibre reinforced concrete and its effect on flexural strength. *Materials and Structures, 43*(7), 1009-1023.

Baron, J., & Olivier, J. (1996). *Les bétons-bases et données pour leur formulation*.

Baule, A., & Makse, H. A. (2014). Fundamental challenges in packing problems: from spherical to non-spherical particles. *Soft Matter, 10*(25), 4423-4429.

Bentz. (1997). Three-Dimensional Computer Simulation of Portland Cement Hydration and Microstructure Development. *Journal of the American Ceramic Society, 80*(1), 3-22.

Bierwagen, D. A.-H., A; Keierleber, B; Wipf, T. (2009). Review of Ultra-High-Performance Concrete (UHPC) PI Girder Bridge in Buchanan County, Iowa (Design, Construction, Testing, and Monitoring). *Proceedings of the 2009 Mid-Continent Transportation Research Symposium*.

Brouwers, H. T. H. (2006). Particle-size distribution and packing fraction of geometric random packings. *Physical review E, 74*(3).

Brouwers, H. T. H., & Radix, H.J. (2005). Self-compacting concrete: theoretical and experimental study. *Cement and Concrete Research, 35*(11), 2116-2136.

British Standard 812-2 Testing aggregates. Methods for determination of density (1995).

Burg, R. G. (1996). *The influence of casting and curing temperature on the properties of fresh and hardened concrete*: Portland Cement Association.

Byholm, T., Toivakka, M., & Westerholm, J. (2009). Effective packing of 3-dimensional voxel-based arbitrarily shaped particles. *Powder Technology, 196*(2), 139-146.

Canadian Standard Association. (2014). *A23.1. Concrete materials and methods of concrete construction*. Mississauga, Ontario, Canada: Canadian Standards Association.

Canadian Standard Association. (2014). *A23.2-3C. Making and curing concrete compression and flexural test specimens*. Mississauga, Ontario, Canada: Canadian Standards Association.

Canadian Standard Association. (2014). *A23.2-5C. Affaissement du béton*. Mississauga, Canada: Canadian Standard Association.

Canadian Standard Association. (2014). *A23.2-9C. Compressive strength of cylindrical concrete specimens*. Mississauga, Ontario, Canada: Canadian Standards Association.

Canadian Standard Association. (2014). *A23.2-19C. Détermination de l'étalement du béton*. Mississauga, Canada: Canadian Standard Association,.

Canadian Standard Association. (2014). *A23.2. Test methods and standard practices for concrete*. Mississauga, Ontario, Canada: Canadian Standard Association.

Cazacliu, B., Loukili, A., Abdi, B., & Le Roy, R. (2006). *Malaxage d'un béton fibré à ultra-hautes performances*. Laboratoires des Ponts et Chaussées

Chan, Y.-W., & Chu, S.-H. (2004). Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete. *Cement and Concrete Research, 34*(7), 1167-1172.

Charron, J.-P., & Desmettre, C. (2013). *Rapport de recherche SR13-01 - Intérêt de l'utilisation des bétons renforcés de fibres pour la construction d'ouvrages d'art durables*. Montréal, Qc, Canada: École Polytechnique de Montréal.

Charron, J.-P., Kamen, A., & Denarié, E. (2003). *Étude comparative des performances de ciments vis-à-vis du dégagement de chaleur d'hydratation de bétons*.

Chen, X., Wu, S., & Zhou, J. (2013). Influence of porosity on compressive and tensile strength of cement mortar. *Construction and Building Materials, 40*, 869-874.

Cheyrezy, M., Maret, V., & Frouin, L. (1995). Analyse de la microstructure du béton de poudres réactives (BPR). *Ann Inst Tech Batiments Travaux Publics, 539*, 103-111.

Chidiac, S., Habibbeigi, F., & Chan, D. (2006). Slump and slump flow for characterizing yield stress of fresh concrete. *ACI Materials Journal, 103*(6), 416-418.

Cintré, M. (1988). *Recherche d'un mode opératoire de mesure de compacité de mélanges vibrés à sec de classes élémentaires de granulats*. LRPC de Blois:

Collepardi, S., Coppola, L., Troli, R., & Collepardi, M. (1997). Mechanical properties of modified reactive powder concrete. *ACI Special Publications, 173*, 1-22.

Collepardi, M. (2003). A state-of-the-art review on delayed ettringite attack on concrete. *Cement and Concrete Composites, 25*(4), 401-407.

Cruz, C. R., & Gillen, M. (1980). Thermal expansion of Portland cement paste, mortar and concrete at high temperatures. *Fire and Materials, 4*(2), 66-70.

Concrete materials and methodes of concrete construction (2019).

de Larrard, F. (1987). *Modèle linéaire de compacité des mélanges granulaires.* Communication présentée à from materials science to construction materials engineering-proceedings of the first international congress held by RILEM and organized by AFREM, Palais de Congrés, Versailles, France, september 7-11, 1987 (vol. 1).

de Larrard, F. (2000). *Structures granulaires et formulation des bétons*: Laboratoire Central des Ponts et Chaussées.

de Larrard, F., & Sedran, T. (1994). Optimization of ultra-high-performance concrete by the use of a packing model. *Cement and Concrete Research, 24*(6), 997-1009.

Deaux, O., Androuët, C., & Charron, J.-P. (2017). *Optimisation de Bétons Fibrés à Ultra-Hautes Performances et caractérisation de leurs propriétés en contexte industriel*. Montréal : École Polytechnique de Montréal.

Deaux, O., Androuët, C., & Charron, J. P. (2018). *Optimisation de bétons fibrés à ultra-hautes performances et caractérisation de leurs propriétés en contexte industriel*. École Polytechnique de Montréal.

Delsol, S. (2012). *Évaluation du coefficient d'orientation dans les bétons renforcés de fibres métalliques - mémoire de M.Sc.A.* (École Polytechnique de Montréal).

Desmettre, C. (2011). *Contribution à l'étude de la perméabilité du béton armé sous sollicitations statiques et cycliques - thèse de Ph.D.* (École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc, Canada).

Doyon-Barbant. (2018). *Impact de l'orientation des fibres sur les comportements en traction, en flexion et en cisaillement d'un béton renforcé de fibres métalliques - mémoire de M.Sc.A.* (École Polytechnique de Montréal).

Droll, K. (2004). *Influence of additions on ultra high performance concretes–grain size optimisation.* Communication présentée à Proceedings of the International Symposium on Ultra-High Performance Concrete, Kassel, Germany, Sept. 13 (vol. 15, p. 285-301).

Elkhadiri, I., Palacios, M., & Puertas, F. (2009). Effect of curing temperature on cement hydration. *Ceram Silik, 53*(2), 65-75.

Escoffres, P. (2017). *Effet de l'utilisation d'ajouts cristallins sur le potentiel de cicatrisation de bétons à hautes performances en condition de service - mémoire de M.Sc.A.* (École Polytechnique de Montréal).

Falconer. (2004). *Fractal geometry: mathematical foundations and applications*: John Wiley & Sons.

Fennis, S. A. A. M. (2008). Measuring water demand or packing density of micro powders–comparison of methods. *TUDelft Repository (http://repository. tudelft. nl/view/ir/uuid: 9f1a716d-d669-4ce5-9fae-1afefac2c168/).*

Fennis, S. A. A. M. (2011). *Design of ecological concrete by particle packing optimization thèse de Ph.D.* (Technische Universiteit Delft).

Fennis, S.A.A.M., & Walraven, J.C. (2012). Using particle packing technology for sustainable concrete mixture design. *Heron, 57 (2012) 2*.

Ferrara, L., Caverzan, A., Muhaxheri, M., & Di Prisco, M. (2012). *Identification of tensile behaviour of SFR-SCC: direct vs. indirect tests.* Communication présentée à Fibre Reinforced Concrete: challenges and opportunities, Proceedings BEFIB 2012, 8th International RILEM Symposium, Centro Cultural Vila Flor, Guimarães, Portugal (p. 1-12).

Ferrara, L., Park, Y.-D., & Shah, S. P. (2007). A method for mix-design of fiber-reinforced self-compacting concrete. *Cement and Concrete Research, 37*(6), 957-971.

Ferrara, Park, Y.-D., & Shah, S. P. (2008). Correlation among fresh state behavior, fiber dispersion, and toughness properties of SFRCs. *Journal of Materials in Civil Engineering, 20*(7), 493-501.

Franke, L., Deckelmann, G., & Schmidt, H. (2008). *Behavior of ultra-high performance concrete with respect to chemical attack.* Communication présentée à Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra-High Performance Concrete, Kassel, Germany (p. 453-460).

Fuller, W. B., & Thompson, S. E. (1907). The laws of proportioning concrete. *Journal of Transportation Engineering-ASCE, 59*, 67-143.

Fung, W. W. S., Kwan, A. K. H., & Wong, H. H. C. (2009). Wet packing of crushed rock fine aggregate. *Materials and structures, 42*(5), 631-643.

Fung, W. W. S. & Kwan, A. K. H. (2014). Effect of particle interlock on flow of aggregate through opening. *Powder Technology, 253*, 198-206.

Funk, J. E., & Dinger, D. R. (1994). *Predictive process control of crowded particulate suspensions: applied to ceramic manufacturing*. USA, Kluwer academic publishers: Springer Science & Business Media.

Furnas, C. C. (1928). *Flow of gases through beds of broken solids*. Bureau of Mines, Washington, DC (USA).

Furnas, C. C. (1931). Grading aggregates-I.-Mathematical relations for beds of broken solids of maximum density. *Industrial & Engineering Chemistry, 23*(9), 1052-1058.

Gallucci, E., Zhang, X., & Scrivener, K. (2006). Influence de la température sur le développement microstructural des bétons. *Proceedings of Septième édition des Journées scientifiques du Regroupement francophone pour la recherche et la formation sur le béton (RF)²B, Toulouse, France*.

Gao, X., Yu, Q., Yu, R., & Brouwers, H. (2016). *Properties of hybrid steel fiber reinforced alkali activated slag-fly ash composites.* Communication présentée à Proceedings of the 9th international concrete conference, July 4-6, 2016, Dundee, Scotland, UK.

Gartner, E. M., & Gaidis, J. M. (1989). Hydration mechanisms: I. *Materials Science of Concrete III, I, 1 pp., 95*.

Ghafari, E., Costa, H., & Júlio, E. (2014). RSM-based model to predict the performance of self-compacting UHPC reinforced with hybrid steel micro-fibers. *Construction and Building Materials, 66*, 375-383.

Gill, A. S., & Siddique, R. (2017). Strength and micro-structural properties of self-compacting concrete containing metakaolin and rice husk ash. *Construction and Building Materials, 157*, 51-64. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.088

Goh, K. L. (2017). Physical Properties of Fibres and Matrix. Dans *Discontinuous-Fibre Reinforced Composites* (p. 21-48): Springer.

Goltermann, P., Johansen, V., & Palbøl, L. (1997). Packing of aggregates: an alternative tool to determine the optimal aggregate mix. *ACI Materials Journal, 94*(5), 435-443.

Graybeal, B., Baby, F., Marchand, P., & Toutlemonde, F. (2012). *Direct and flexural tension test methods for determination of the tensile stress–strain response of UHPFRC.* Communication présentée à Kassel international conference, HIPERMAT (p. 395-418).

Grosse, C., Reinhardt, H., Krüger, M., & Beutel, R. (2006). Ultrasound through-transmission techniques for quality control of concrete during setting and hardening. *Proceedings of the advanced testing of fresh cementitious materials, Stuttgart*, 83-93.

Habel, K., Viviani, M., Denarié, E., & Brühwiler, E. (2006). Development of the mechanical properties of an ultra-high performance fiber reinforced concrete (UHPFRC). *Cement and Concrete Research, 36*(7), 1362-1370.

Habert, G., Denarié, E., Šajna, A., & Rossi, P. (2013). Lowering the global warming impact of bridge rehabilitations by using Ultra High Performance Fibre Reinforced Concretes. *Cement and Concrete Composites, 38*, 1-11.

He, Z.-h., Li, L.-y., & Du, S.-g. (2017). Creep analysis of concrete containing rice husk ash. *Cement and Concrete Composites, 80*, 190-199. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2017.03.014

Hegger, J., Tuchlinski, D., & Kommer, B. (2004, september 13-15). *Bond anchorage behavior and shear capacity of ultra high performance concrete beams.* Communication présentée à Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany (p. 351-360).

Hirschi, T., & Wombacher, F. (2008). *Influence of different superplasticizers on UHPC.* Communication présentée à Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany (p. 77-84).

Hou, X., Struble, L. J., & Kirkpatrick, R. J. (2004). Formation of ASR gel and the roles of C-S-H and portlandite. *Cement and Concrete Research, 34*(9), 1683-1696. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2004.03.026

Huang, H., Gao, X., Wang, H., & Ye, H. (2017). Influence of rice husk ash on strength and permeability of ultra-high performance concrete. *Construction and Building Materials, 149*, 621-628. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.155

Huang, W., Kazemi-Kamyab, H., Sun, W., & Scrivener, K. (2017). Effect of cement substitution by limestone on the hydration and microstructural development of ultra-high performance concrete (UHPC). *Cement and Concrete Composites, 77*, 86-101.

Hunger, M. (2010). *An integral design concept for ecological self-compacting concrete - Ph.D thesis.* (Eindhoven University of Technology, The Netherlands).

Hüsken, G. (2010). *A multifunctional design approach for sustainable concrete, with application to concrete mass products (Ph.D).* (Eindhoven University of Technology).

IREX, Institut pour la recherche appliquée et l. expérimentation en génie c. (2011). *Les Bétons Auto-Plaçants*: Presses de l'école nationale des Ponts et Chaussées.

Jang, H., Ko, K., Kim, S., Basch, R., & Fash, J. (2004). The effect of metal fibers on the friction performance of automotive brake friction materials. *Wear, 256*(3-4), 406-414.

Jia, X., & Williams, R. A. (2001). A packing algorithm for particles of arbitrary shapes. *Powder Technology, 120*(3), 175-186.

Jia, T., Zhang, Y., & Chen, J. K. (2012). Simulation of granular packing of particles with different size distributions. *Computational Materials Science, 51*(1), 172-180.

Joisel, A. (1952). Composition des bétons hydrauliques. *Ann. l'ITBTP, 58,992, 1065*.

Justs, J., Bajare, D., Shakhmenko, G., & Korjakins, A. (2011). *Ultra high performance concrete hardening under pressure.* Communication présentée à Proc. of the International Scientific Conference "Civil Engineering'11 (p. 12-13).

Kamen, A. (2007). *Comportement au jeune âge et différé d'un BFUP écrouissant sous les effets thermomécaniques - Ph.D Thesis.* (Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne).

Kamen, A., Denarie, E., & Brühwiler, E. (2007). Thermal effects on physico-mechanical properties of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *ACI materials journal, 104*(4), 415-423.

Kamen, A., Denarié, E., Sadouki, H., & Brühwiler, E. (2009). Evaluation of UHPFRC activation energy using empirical models. *Materials and structures, 42*(4), 527-537.

Kang, S.-T., Lee, Y., Park, Y.-D., & Kim, J.-K. (2010). Tensile fracture properties of an ultra high performance fiber reinforced concrete (UHPFRC) with steel fiber. *Composite Structures, 92*(1), 61-71.

Kannan, V. (2018). Strength and durability performance of self compacting concrete containing self-combusted rice husk ash and metakaolin. *Construction and Building Materials, 160*, 169-179. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.11.043

Kazemi-Kamyab, H., Denarié, E., & Brühwiler, E. (2010). *Very early age stiffness development of UHPFRC matrices in low temperatures.* Communication présentée à Proceedings 8th fib PhD symposium in Kgs, Lyngby, Denmark.

Kim, Han, S. H., & Song, Y. C. (2002). Effect of temperature and aging on the mechanical properties of concrete: Part I. Experimental results. *Cement and Concrete Research, 32*(7), 1087-1094.

Kjellsen, K. O., & Detwiler, R. J. (1992). Reaction kinetics of Portland cement mortars hydrated at different temperatures. *Cement and Concrete Research, 22*(1), 112-120.

Kjellsen, K. O., Detwiler, R. J., & Gjørv, O. E. (1990). Pore structure of plain cement pastes hydrated at different temperatures. *Cement and Concrete Research, 20*(6), 927-933.

Kjellsen, K. O., Detwiler, R. J., & Gjørv, O. E. (1991). Development of microstructures in plain cement pastes hydrated at different temperatures. *Cement and Concrete Research, 21*(1), 179-189.

Klieger, P. (1958). *Effect of mixing and curing temperature on concrete strength.* Communication présentée à Journal Proceedings (vol. 54, p. 1063-1081).

Kreiger, E., Ahlborn, T., Harris, D., & Silva, H. (2012). *Characterization of the fracture behavior of UHPC under flexural loading.* Communication présentée à Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, Kassel, Germany (p. 411-418).

Kumar, R., & Bhattacharjee, B. (2003). Porosity, pore size distribution and in situ strength of concrete. *Cement and Concrete Research, 33*(1), 155-164.

Kwan, A., Chan, K., & Wong, V. (2013). A 3-parameter particle packing model incorporating the wedging effect. *Powder Technology, 237*, 172-179.

Langston, P., Kennedy, A. R., & Constantin, H. (2015). Discrete element modelling of flexible fibre packing. *Computational Materials Science, 96*, 108-116.

Le Thanh Ham, K. S., & Ludwig, H.-M. (2012). *Synergistic Effect of Rice Husk Ash and Fly Ash on Properties of Self-Compacting High Performance Concrete.* Communication présentée à Ultra-High Performance Concrete and Nanotechnology in Construction. Proceedings of Hipermat 2012. 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials (p. 187).

Lecomte, A., Meching, J., & Diliberto, C. (2006, June 19-20). *Indice de serrage des pâtes cimentaires de consistance normale.* Communication présentée à Septième édition des Journées scientifiques du Regroupement francophone pour la recherche et la formation sur le béton, Toulouse, France.

Lédée, V., de Larrard, F., Sedran, T., & Brochu, F. (2004). *Méthode d'essai n°61 - Essai de compacité des fractions granulaires à la table à secousses - Mode opératoire*. Laboratoire Central des ponts et Chaussées.

Lee, D. L. (1970). Packing of spheres and its effect on the viscosity of suspensions. *J. Paint Technol., 42*, 579-587.

Lee, S. -K. (2009). *Résistance au cisaillement des bétons renforcés de fibres (M.ing).* (École Polytechnique de Montréal).

Lian, C., Zhuge, Y., & Beecham, S. (2011). The relationship between porosity and strength for porous concrete. *Construction and Building Materials, 25*(11), 4294-4298.

Lowke, D., Stengel, T., Schießl, P., & Gehlen, C. (2012). Control of rheology, strength and fibre bond of UHPC with additions-effect of packing density and addition type. *Ultra-High Performance Concrete and Nanotechnology in Construction. Proceedings of Hipermat 2012*(19), 215-224.

Manalo, A., & Aravinthan, T. (2012). Behaviour of glued fibre composite sandwich structure in flexure: experiment and fibre model analysis. *Materials & Design, 39*, 458-468.

Mangulkar, M., & Jamkar, S. (2013). Review of particle packing theories used for concrete mix proportioning. *Int. J. Sci. Eng. Res, 4*, 143-148.

Manning, D. G., & Hope, B. B. (1971). The effect of porosity on the compressive strength and elastic modulus of polymer impregnated concrete. *Cement and Concrete Research, 1*(6), 631-644.

Marquardt, I. (2002). *Ein Mischungskonzept für selbstverdichtenden Beton auf der Basis der Volumenkenngrößen und Wasseransprüche der Ausgangsstoffe*.

Martinie, L. (2010). *Comportement rhéologique et mise en œuvre des matériaux cimentaires fibrés (Ph.D).* (Université Paris-Est).

Mehdipour, I., & Khayat, K. H. (2018). Understanding the role of particle packing characteristics in rheo-physical properties of cementitious suspensions: A literature review. *Construction and Building Materials, 161*, 340-353.

Meng, W., Valipour, M., & Khayat, K. H. (2017). Optimization and performance of cost-effective ultra-high performance concrete. *Materials and structures, 50*(1), 29.

Milewski, J. (1973). A study of the packing of milled fibreglass and glass beads. *Composites, 4*(6), 258-265.

Milewski, J. (1978). The combined packing of rods and spheres in reinforcing plastics. *Industrial & Engineering Chemistry Product Research and Development, 17*(4), 363-366.

Moini, M. (2015). *The optimization of concrete mixtures for use in highway applications.* (The University of Wisconsin-Milwaukee).

Mooney, M. (1951). The viscosity of a concentrated suspension of spherical particles. *Journal of colloid science, 6*(2), 162-170.

Mouret, M., Bascoul, A., & Escadeillas, G. (1999). Microstructural features of concrete in relation to initial temperature—SEM and ESEM characterization. *Cement and Concrete Research, 29*(3), 369-375.

Nan, W., Wang, Y., Ge, Y., & Wang, J. (2014). Effect of shape parameters of fiber on the packing structure. *Powder Technology, 261*, 210-218.

Nardin, M., Papirer, E., & Schultz, J. (1985). Contributional'etude des empilements au hasard de fibres et/ou de particules sphe riques. *Powder Technology, 44*(2), 131-140.

Nehdi, M., Mindess, S., & Aïtcin, P.-C. (1996). Optimization of high strength limestone filler cement mortars. *Cement and Concrete Research, 26*(6), 883-893.

Neville, A. M. (2000). *Propriétés des bétons*: Eyrolles.

Odler, I., & Rößler, M. (1985). Investigations on the relationship between porosity, structure and strength of hydrated Portland cement pastes. II. Effect of pore structure and of degree of hydration. *Cement and Concrete Research, 15*(3), 401-410.

Park, Kim, D. J., Ryu, G. S., & Koh, K. T. (2012). Tensile behavior of ultra high performance hybrid fiber reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites, 34*(2), 172-184.

Park, Kim, Y. J., Cho, J.-R., & Jeon, S.-J. (2015). Early-Age Strength of Ultra-High Performance Concrete in Various Curing Conditions. *Materials, 8*(8), 5537-5553.

Patel, H., Bland, C., & Poole, A. (1995). The microstructure of concrete cured at elevated temperatures. *Cement and Concrete Research, 25*(3), 485-490.

Pena, A., Garcia-Rojo, R., & Herrmann, H. J. (2007). Influence of particle shape on sheared dense granular media. *Granular Matter, 9*(3-4), 279-291.

Pepe, M. (2015). *Concrete Industry: Waste Generation and Environmental Concerns. In: A Conceptual Model for Designing Recycled Aggregate Concrete for Structural Applications*: Springer, Cham.

Petscharnig, F. (1987). Einfluesse der jahreszeitlichen temperaturschwankungen auf die betondruckfestigkeit. *Zement und Beton, 32*(4).

Piérard, J., Dooms, B., & Cauberg, N. (2012). *Evaluation of durability parameters of UHPC using accelerated lab tests.* Communication présentée à Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, Kassel, Germany (p. 371-376).

Plank, J., Schroefl, C., Gruber, M., Lesti, M., & Sieber, R. (2009). Effectiveness of polycarboxylate superplasticizers in ultra-high strength concrete: the importance of PCE compatibility with silica fume. *Journal of Advanced Concrete Technology, 7*(1), 5-12.

Prati, C., & Gandolfi, M. G. (2015). Calcium silicate bioactive cements: Biological perspectives and clinical applications. *Dental Materials, 31*(4), 351-370. doi:https://doi.org/10.1016/j.dental.2015.01.004

Prem, P. R., Bharatkumar, B., & Iyer, N. R. (2013). Influence of curing regimes on compressive strength of ultra high performance concrete. *Sadhana, 38*(6), 1421-1431.

Price, W. H. (1951). Factors influencing concrete strength. *ACI journal*, *47*(2), 417-432.

Pyo, S., Kim, H.-K., & Lee, B. Y. (2017). Effects of coarser fine aggregate on tensile properties of ultra high performance concrete. *Cement and Concrete Composites, 84*, 28-35.

Ragalwar, K. A., Nguyen, H., Ranade, R., Heard, W. F., & Williams, B. A. (2017). *Influence of Distribution Modulus of Particle Size Distribution on Rheological and Mechanical Properties of Ultra-High-Strength SHCC Matrix.* Communication présentée à International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites, Dresden, Germany (p. 221-229).

Rao, V. K., & Krishnamoothy, S. (1993). Aggregate mixtures for least-void content for use in polymer concrete. *Cement, Concrete and Aggregates, 15*(2), 97-107.

Richard, P., & Cheyrezy, M. (1995). *Les bétons de poudres réactives (BPR)* Communication présentée à Annales de l'institut technique du bâtiment et des travaux publics.

RILEM, T. (1997). Adiabatic and semi-adiabatic calorimetry to determine the temperature increase in concrete due to hydration heat of the cement. *Materials and Structures, 30*(8), 451-457.

RILEM TC 119-TCE. (1997). TCE1: Adiabatic and semi-adiabatic calorimetry to determine the temperature increase in concrete due to hydration heat of the cement. *Materials and Structures, 30*(8), 451-457.

Röβler, M., & Odler, I. (1985). Investigations on the relationship between porosity, structure and strength of hydrated portland cement pastes I. Effect of porosity. *Cement and Concrete Research, 15*(2), 320-330.

Russell, H. G., & Graybeal, B. A. (2013). *Ultra-high performance concrete: A state-of-the-art report for the bridge community*.

Sangadji, S. (2017). Can Self-healing Mechanism Helps Concrete Structures Sustainable? *Procedia Engineering, 171*, 238-249. doi:https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.01.331

Savino, V., Lanzoni, L., Tarantino, A., & Viviani, M. (2018). Simple and effective models to predict the compressive and tensile strength of HPFRC as the steel fiber content and type changes. *Composites Part B: Engineering, 137*, 153-162.

Sbia, A., Peyvandi, Soroushian, Balachandra, & Sobolev. (2015). Evaluation of modified-graphite nanomaterials in concrete nanocomposite based on packing density principles. *Construction and Building Materials, 76*(Supplement C), 413-422. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.12.019

Schachinger, I., Hilbig, H., & Stengel, T. (2008). *Effect of curing temperature at an early age on the long-term strength development of UHPC.* Communication présentée à Second Int. Symp. on Ultra High Performance Concrete (vol. 1, p. 205-212).

Scheffler, B., & Schmidt, M. (2012). *Application of Ultra-High Performance Concrete for Multifunctional Road Pavements.* Communication présentée à Proceedings of 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, University of Kassel, Germany (p. 913-920).

Schröfl, C., Gruber, M., & Plank, J. (2012). Preferential adsorption of polycarboxylate superplasticizers on cement and silica fume in ultra-high performance concrete (UHPC). *Cement and Concrete Research, 42*(11), 1401-1408.

Schwaab, M., & Pinto, J. C. (2007). Optimum reference temperature for reparameterization of the Arrhenius equation. Part 1: Problems involving one kinetic constant. *Chemical Engineering Science, 62*(10), 2750-2764.

Scrivener, K., Füllmann, T., Gallucci, E., Walenta, G., & Bermejo, E. (2004). Quantitative study of Portland cement hydration by X-ray diffraction/Rietveld analysis and independent methods. *Cement and Concrete Research, 34*(9), 1541-1547.

Sedran, T. (1999). *Rhéologie et rhéométrie des bétons. Application aux bétons autonivelants.* (École nationale des Ponts et Chaussées).

Sedran, T., de Larrard, F., & Angot, D. (1994). Prévision de la compacité des mélanges granulaires par le modèle de suspension solide - II - Validation, cas des mélanges confinés. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*(194).

Sedran, T., de Larrard, F., & Le Guen, L. (2007). Détermination de la compacité des ciments et additions minérales à la sonde de Vicat. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 155-163.

Shi, Y., Matsui, I., & Feng, N. (2002). Effect of compound mineral powders on workability and rheological property of HPC. *Cement and Concrete Research, 32*(1), 71-78.

Shi, C., Wang, D., Wu, L., & Wu, Z. (2015). The hydration and microstructure of ultra high-strength concrete with cement–silica fume–slag binder. *Cement and Concrete Composites, 61*(Supplement C), 44-52. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2015.04.013

Shi, Wu, Xiao, Wang, Huang, & Fang. (2015). A review on ultra high performance concrete: Part I. Raw materials and mixture design. *Construction and Building Materials, 101*, 741-751.

Soliman, N., & Tagnit-Hamou, A. (2016). Development of ultra-high-performance concrete using glass powder–Towards ecofriendly concrete. *Construction and Building Materials, 125*, 600-612.

Strunge, J., & Deuse, T. (2008). *Special cements for ultra high performance concrete.* Communication présentée à Proceedings of the Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany (p. 61-68).

Sujivorakul, C. (2012). *Flexural model of doubly reinforced concrete beams using ultra high performance fiber reinforced concrete.* Communication présentée à Ultra-High Performance Concrete and Nanotechnology in Construction. Proceedings of Hipermat 2012. 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials (p. 435).

Taylor, H. F. W., Famy, C., & Scrivener, K. L. (2001). Delayed ettringite formation. *Cement and Concrete Research, 31*(5), 683-693. doi:http://dx.doi.org/10.1016/S0008-8846(01)00466-5

Termkhajornkit, P., & Barbarulo, R. (2012). Modeling the coupled effects of temperature and fineness of Portland cement on the hydration kinetics in cement paste. *Cement and concrete research, 42*(3), 526-538.

Thomas, Green, B., O'Neal, E., Perry, V., Hayman, S., & Hossack, A. (2012). *Marine performance of UHPC at Treat Island.* Communication présentée à Proceedings of Hipermat 2012 3rd

International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials (p. 365-370).

Thomas, Jennings, H. M., & Chen, J. J. (2009). Influence of nucleation seeding on the hydration mechanisms of tricalcium silicate and cement. *The Journal of Physical Chemistry C, 113*(11), 4327-4334.

Thomas, Rothstein, D., Jennings, H. M., & Christensen, B. J. (2003). Effect of hydration temperature on the solubility behavior of Ca-, S-, Al-, and Si-bearing solid phases in Portland cement pastes. *Cement and Concrete Research, 33*(12), 2037-2047.

Toledo Filho, R., Koenders, E., Formagini, S., & Fairbairn, E. (2012). Performance assessment of ultra high performance fiber reinforced cementitious composites in view of sustainability. *Materials & Design (1980-2015), 36*, 880-888.

Toufar, W., Born, M., & Klose, E. (1976). Beitrag zur Optimierung der Packungsdichte polydisperser körniger Systeme. *Freiberger Forschungsheft, 558*(29-44), 201.

U.S Bureau of Reclamation. (1975). Concrete Manual, 8th Edn.

U.S. Bureau of Reclamation. (1975). *Concrete Manual, 8th ed.* Washington, DC, USA: U.S Bureau of Reclamation.

Van, & Ludwig. (2012). *Proportioning optimization of UHPC containing rice husk ash and ground granulated blast-furnace slag.* Communication présentée à Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, Kassel, Germany (p. 197-205).

Van, Rößler, C., Bui, D.-D., & Ludwig, H.-M. (2014). Rice husk ash as both pozzolanic admixture and internal curing agent in ultra-high performance concrete. *Cement and Concrete Composites, 53*, 270-278. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2014.07.015

Van Der Putten, J., Dils, J., Minne, P., Boel, V., & De Schutter, G. (2017). Determination of packing profiles for the verification of the compressible packing model in case of UHPC pastes. *Materials and Structures, 50*(2), 118.

Van Tuan, N., Ye, G., van Breugel, K., Fraaij, A. L. A., & Bui, D. D. (2011). The study of using rice husk ash to produce ultra high performance concrete. *Construction and Building Materials, 25*(4), 2030-2035. doi:https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.11.046

Wang, Shi, C., Wu, Z., Xiao, J., Huang, Z., & Fang, Z. (2015). A review on ultra high performance concrete: Part II. Hydration, microstructure and properties. *Construction and Building Materials, 96*, 368-377.

Wang, Yang, C., Liu, F., Wan, C., & Pu, X. (2012). Preparation of ultra-high performance concrete with common technology and materials. *Cement and concrete composites, 34*(4), 538-544.

Wang, Yu, R., Shui, Z., Song, Q., & Zhang, Z. (2017). Mix design and characteristics evaluation of an eco-friendly Ultra-High Performance Concrete incorporating recycled coral based materials. *Journal of Cleaner Production, 165*, 70-80.

Weerdt, K. D. (2007). *Course report Rheology of cement-based materials, DTU-RILEM Doctoral Course*. Technical University of Denmark, Lyngby.

Wille, K, El-Tawil, S., & Naaman, A. E. (2014). Properties of strain hardening ultra high performance fiber reinforced concrete (UHP-FRC) under direct tensile loading. *Cement and Concrete Composites, 48*(Supplement C), 53-66. doi:https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2013.12.015

Wille, K., Tue, N. V., & Parra-Montesinos, G. J. (2014). Fiber distribution and orientation in UHP-FRC beams and their effect on backward analysis. *Materials and structures, 47*(11), 1825-1838.

Williams, S., & Philipse, A. (2003). Random packings of spheres and spherocylinders simulated by mechanical contraction. *Physical Review E, 67*(5), 051301.

Wong, H., Zobel, M., Buenfeld, N., & Zimmerman, R. (2009). Influence of the interfacial transition zone and microcracking on the diffusivity, permeability and sorptivity of cement-based materials after drying. *Mag. Concr. Res, 61*(8), 571-589.

Wu, Z., Shi, C., & Khayat, K. (2016). Influence of silica fume content on microstructure development and bond to steel fiber in ultra-high strength cement-based materials (UHSC). *Cement and Concrete Composites, 71*, 97-109.

Wuest, J., & Brühwiler, E. (2008). *Model for predicting the UHPFRC tensile hardening.* Communication présentée à Ultra High Performance Concrete (UHPC): Proceedings of the Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Germany, March 05-07, 2008 (p. 153).

Yammine, J., Chaouche, M., Guerinet, M., Moranville, M., & Roussel, N. (2008). From ordinary rhelogy concrete to self compacting concrete: A transition between frictional and hydrodynamic interactions. *Cement and Concrete Research, 38*(7), 890-896.

Yang, S., Millard, S., Soutsos, M., Barnett, S., & Le, T. (2009). Influence of aggregate and curing regime on the mechanical properties of ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC). *Construction and Building Materials, 23*(6), 2291-2298.

Yazıcı, H., Yardımcı, M. Y., Aydın, S., & Karabulut, A. Ş. (2009). Mechanical properties of reactive powder concrete containing mineral admixtures under different curing regimes. *Construction and Building Materials, 23*(3), 1223-1231.

Yazıcı, H., Yiğiter, H., Karabulut, A. Ş., & Baradan, B. (2008). Utilization of fly ash and ground granulated blast furnace slag as an alternative silica source in reactive powder concrete. *Fuel, 87*(12), 2401-2407.

Ye, G. (2003). *Experimental study and numerical simulation of the development of the microstructure and permeability of cementitious materials - Ph.D Thesis.* (Technische Universiteit Delft).

Yengejeh, S. I., Kazemi, S. A., & Öchsner, A. (2017). Carbon nanotubes as reinforcement in composites: A review of the analytical, numerical and experimental approaches. *Computational Materials Science, 136*, 85-101.

Yoo, D.-Y., Banthia, N., Kang, S.-T., & Yoon, Y.-S. (2016). Effect of fiber orientation on the rate-dependent flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *Composite Structures, 157*, 62-70.

Young, W., Boparai, J., Perry, V., Archibald, B., & Salib, S. (2012). *Whiteman Creek Bridge–A Synthesis of Ultra High Performance Concrete and Fibre Reinforced Polymers for Accelerated Bridge Construction.* Communication présentée à 3 rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, Kassel, Germany (p. 849-856).

Yu, R., Spiesz, & Brouwers. (2012). *A method for calculating equivalent diameter of fiber in self-compacting fiber reinforced concrete.* Communication présentée à Proceedings of the 18th international conference on building materials (IBAUSIL 2012. Bauhaus-University, Germany (p. 546-553).

Yu, R., Spiesz, P., & Brouwers, H. (2014). Mix design and properties assessment of ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC). *Cement and Concrete Research, 56*, 29-39.

Yu, R., Spiesz, P., & Brouwers, H. (2015). Development of Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC): Towards an efficient utilization of binders and fibres. *Construction and Building Materials, 79*, 273-282.

Yu, R., Spiesz, P., & Brouwers, H. (2016). Energy absorption capacity of a sustainable Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC) in quasi-static mode and under high velocity projectile impact. *Cement and Concrete Composites, 68*, 109-122.

Yu, A. B., Zou, R. P., & Standish, N. (1992). Packing of ternary mixtures of nonspherical particles. *Journal of the American Ceramic Society, 75*(10), 2765-2772.

Zdeb, T. (2013). Ultra-high performance concrete–properties and technology. *Bulletin of the polish academy of sciences: Technical sciences, 61*(1), 183-193.

Zhao, S., Fan, J., & Sun, W. (2014). Utilization of iron ore tailings as fine aggregate in ultra-high performance concrete. *Construction and Building Materials, 50*, 540-548.

ANNEXE A - MESURE DE LA COMPACITÉ PAR VOIE SÈCHE

Matériel utilisé

Un moule métallique cylindrique de 150 mm ± 1 mm de diamètre intérieur et de 300 mm ± 5 mm de hauteur intérieure est utilisé (Figure A.1a). Une table d'étalement conforme aux exigences de la norme ASTM C230 (2014) (Figure A.1b), un disque supportant la masse de diamètre extérieur inférieur d'un millimètre au diamètre intérieur du moule et une masse sont également nécessaires. La masse doit permettre d'appliquer une pression de 10 kPa sur la composante. Pour la surface considérée, cela correspond à une masse de 18.01 kg. Le moule cylindrique doit être fermement fixé à la table d'étalement pour limiter la dissipation d'énergie au sein du montage expérimental (Figure A.1c).

a) Moule cylindrique

b) Table d'étalement

c) Système complet

Figure A.1: Moule, table d'étalement et système complet pour la méthode par voie sèche

Protocole d'essai

Le protocole expérimental est décrit au Tableau A.1 pour chaque échantillon. Il est recommandé de réaliser l'essai sur au moins deux échantillons de chaque composante évaluée.

Tableau A.1: Protocole expérimental de malaxage et de mesure de masse d'un échantillon d'une composante pour la détermination de la compacité résiduelle par voie sèche

Étapes pour la mesure par voie sèche
- S'assurer que le moule soit propre et sec ; - Insérer le disque supportant la masse tout au fond du moule et mesurer au pied à coulisse la hauteur entre la face supérieure du disque et le rebord du moule en 2 points (à 180°) H_{v_1} et H_{v_2} ; - Calculer la hauteur moyenne H_v et enlever le disque ; - Peser un échantillon de la composante à tester de 3.5 kg ± 0.1 g ; - Diviser la quantité de composante en 3 parties de masses à peu près équivalentes ; - Verser une première partie dans le moule et appliquer 20 secousses (2 secousses/seconde) ; - Répéter cette opération pour les deux autres parties ; - Placer le disque supportant la masse sur la surface de la composante - Placer la masse sur le disque précédemment mis en place ; - Appliquer 40 secousses (2 secousses/seconde) ; - Calculer la hauteur moyenne H_c ; - Répéter les trois étapes précédentes jusqu'à ce que deux valeurs successives de H_c soient égales ; - Vider et nettoyer le moule.

Une fois les mesures de hauteur H_c obtenues, il s'agit de calculer la moyenne des hauteurs H_c pour chaque composante.

Calcul de la compacité ∅ de la composante

Le volume apparent de composante est calculé par application de l'équation A.1.

$$V = \frac{\pi D^2}{4} \times (H_v - H_c) \tag{A.1}$$

Où :

- V est le volume apparent de composante ;
- D est le diamètre du récipient d'essai ;
- H_v est la hauteur moyenne du récipient d'essai ;
- H_c est la hauteur moyenne de la composante après compactage.

La masse volumique apparente de la composante peut être calculée par application de l'équation A.2.

$$\rho_a = \frac{M}{V} \tag{A.2}$$

Où :

- ρ_a est la masse volumique apparente de la composante ;
- M est la masse de la composante ;
- V est le volume apparent de la composante.

La compacité est alors calculée par application de l'équation A.3.

$$\emptyset = \frac{\rho_a}{\rho} \tag{A.3}$$

Où :

- $\emptyset$ est la compacité de la composante ;
- ρ_a est la masse volumique apparente de la composante ;
- ρ est la masse volumique de la composante en conditions SSS.

ANNEXE B - MESURE DE LA COMPACITÉ PAR VOIE HUMIDE

Protocole expérimental

Le protocole expérimental est décrit au Tableau B.1. Le cylindre utilisé pour la pesée du mélange doit être pesé à vide avant d'être rempli et son volume doit être connu. Pour déterminer le volume, il s'agit de peser le cylindre rempli d'eau à une température connue et de déterminer le volume occupé par l'eau en divisant la masse d'eau mesurée par la densité de l'eau.

Tableau B.1: Protocole expérimental de malaxage et de mesure de masse d'une composante pour la détermination de la compacité résiduelle par voie humide

Étapes pour la mesure de la compacité par voie humide
- Diviser la quantité de composante sèche en 2 parties : incorporer la moitié dans le malaxeur et séparer l'autre moitié en 4 quantités égales ; * Si l'essai se fait en présence de superplastifiant, diviser le superplastifiant dans 5 récipients proportionnellement aux quantités de composante sèche ; - Ajouter la totalité de l'eau et malaxer pendant 3 minutes ; * Si l'essai se fait en présence de superplastifiant, en incorporer la moitié avec l'eau et conserver une petite quantité d'eau pour rincer les récipients ; - Ajouter 1/8 de la composante sèche totale (et du superplastifiant total) et malaxer 3 minutes ; - Réitérer l'action précédente jusqu'à ce que tout le matériau soit malaxé, et malaxer 3 minutes entre chaque ajout ; - Remalaxer manuellement pour garantir l'homogénéité de l'ensemble du mélange ; - Malaxer dans le malaxeur 3 minutes ; - Transférer la pâte dans un moule cylindrique en excès et enlever le surplus avec une spatule ; - Peser le cylindre.

Calcul de la compacité $\emptyset$ du mélange

Fung et al. (2009) proposent la méthodologie suivante pour déterminer la compacité d'une composante ou d'un mélange de composantes cimentaires. Après avoir pesé la masse M du mélange au sein du contenant de volume V connu, et connaissant le ratio volumique Eau/Solide (E/S), il est possible de calculer le volume solide de grains V_s permettant alors de calculer la compacité $\emptyset$ et le ratio de vides u. La méthodologie présentée ci-après permet la détermination de la compacité d'un mélange de plusieurs composantes α, β et γ.

① Calcul de la densité théorique du mélange humide $\rho_{mélange}$ en fonction des densités et quantités d'eau et de composantes sèches, par application de l'équation B.1.

$$\rho_{mélange} = \rho_w R_w + \rho_\alpha R_\alpha + \rho_\beta R_\beta + \rho_\gamma R_\gamma \quad \text{(B.1)}$$

Où :

- $\rho_{mélange}$ est la densité théorique du mélange humide ;
- ρ_w, ρ_α, ρ_β et ρ_γ sont respectivement les densités de l'eau et des composantes α, β et γ ;
- R_w, R_α, R_β et R_γ sont respectivement les ratios volumiques de l'eau et des composantes α, β et γ au sein du mélange.

② Calculer le volume de mélange $V_{mélange}$ dans le cylindre par application de l'équation B.2.

$$V_{mélange} = \frac{M}{\rho_{mélange}} \quad \text{(B.2)}$$

Où :

- $V_{mélange}$ est la somme du volume de grains solides V_s et du volume d'eau V_w dans le contenant ;
- M est la masse du mélange dans le contenant ;
- $\rho_{mélange}$ est la densité théorique du mélange humide.

③ Déterminer la teneur en air u_a dans le mélange par application de l'équation B.3 en divisant la différence de volume du cylindre et du volume de matière par le volume du cylindre.

$$u_a = \frac{(V - V_{mélange})}{V} \quad \text{(B.3)}$$

Où :

- u_a est la teneur en air du mélange ;
- V est le volume du cylindre ;
- $V_{mélange}$ est le volume de matière.

④ Calculer la teneur en vides u en utilisant l'équation B.4.

$$u = u_a + R_w(1 - u_a) \quad \text{(B.4)}$$

Où :

- u est la teneur en vides du mélange ;
- u_a est la teneur en air du mélange ;
- R_w est le ratio volumique de l'eau du mélange.

⑤ Déterminer la compacité du mélange par application de l'équation B.5.

$$\emptyset = 1 - u \tag{B.5}$$

Où :

- $\emptyset$ est la compacité du mélange ;
- u est la teneur en vides du mélange.

ANNEXE C - MÉTHODE D'ANALYSE DES RÉSULTATS DE L'ESSAI DE CALORIMÉTRIE

L'équation de transfert de chaleur sur laquelle se base la détermination de la température calculée est composée de trois termes dans l'équation C.1. Le premier terme caractérise la capacité d'absorption ou de stockage de la chaleur produite par le béton, le second représente la source de chaleur d'hydratation dégagée, alors que le dernier terme exprime les pertes thermiques du calorimètre du fait que celui-ci n'est pas parfaitement isolé.

$$C_v V \frac{dT}{dt} - \frac{dHydr\big(M(t)\big)}{dt} V + \pi_T S\big(T(t) - T_e(t)\big) = 0 \qquad \text{(C.1)}$$

Où :

- C_v est la capacité calorifique du béton ;
- V est le volume de l'éprouvette ;
- T est la température au cœur de l'éprouvette ;
- t est le temps ;
- $Hydr(t)$ est la chaleur d'hydratation dégagée par le béton à une maturité donnée ;
- $M(t)$ est la maturité ;
- π_T est le coefficient de pertes thermiques ;
- S est la surface totale développée de l'éprouvette ;
- T_e est la température extérieure.

La capacité calorifique du béton est obtenue par application de l'équation C.2.

$$C_v = \sum C_{v,i} \times m_i \qquad \text{(C.2)}$$

Où :

- $C_{v,i}$ est la capacité calorifique de la composante i du béton (incluant eau, adjuvants et fibres) ;
- m_i est la masse de la composante i pour un mètre cube de béton.

Les capacités calorifiques des différentes composantes sont issues de de Larrard (2000) et Jang et al. (2004).

Le modèle Danois, exprimé à travers l'équation C.3 (Kamen, 2007), décrit l'évolution de la chaleur d'hydratation en fonction du temps, exprimé en fonction de la chaleur d'hydratation totale dégagée

par le béton (H_T) et de la maturité $\left(M(t)\right)$ définie par la relation d'Arrhenius (Habel et al., 2006) ainsi que de deux paramètres a et b permettant d'ajuster le modèle aux résultats expérimentaux.

$$Hydr(t) = H_T . e^{-\left(\frac{a}{M(t)}\right)^b} \tag{C.3}$$

Où :

- $Hydr(t)$ est la chaleur d'hydratation dégagée par le béton à une maturité donnée ;
- H_T est la chaleur totale d'hydratation dégagée par le béton ;
- a et b sont les paramètres du modèle Danois.

La maturité du béton est déterminée par la relation d'Arrhenius présentée à l'équation 2.57. Ce modèle fait intervenir l'énergie d'activation de la réaction d'hydratation (Q), ainsi que la température du matériau au temps t (T(t)).

$$M(t) = \int_0^t e^{\frac{Q}{R}\left(\frac{1}{273+T_{ref}} - \frac{1}{273+T(t)}\right)} dt \tag{2.57 répétée}$$

Où :

- Q est l'énergie d'activation ;
- R est la constante de gaz parfaits = 8,314 J.mol^{-1}.K^{-1} ;
- $T_{réf}$ est la température de référence.

La chaleur totale d'hydratation dégagée par le béton (H_T) est calculée à partir des chaleurs d'hydratation des différentes composantes du liant constitutif du béton et de leurs proportions selon l'équation C.4 (Neville, 2000).

$$H_T = H_{ciment} . m_{ciment} + H_{SF} . m_{SF} \tag{C.4}$$

Où :

- H_{ciment} est la chaleur d'hydratation dégagée par le ciment ;
- m_{ciment} est la masse de ciment par m^3 de béton ;
- H_{SF} est la chaleur d'hydratation dégagée par la fumée de silice ;
- m_{SF} est la masse de fumée de silice par m^3 de béton.

Les résultats de l'essai de calorimétrie en condition semi-adiabatique sont traités par ajustement des paramètres a et b de l'équation C.3 à l'aide de l'équation de transfert de chaleur qui est résolue par différences finies, l'objectif étant de déterminer les paramètres a et b permettant de reproduire numériquement le comportement observé en laboratoire. Ce traitement permet alors de déduire la courbe de température en condition adiabatique des résultats de l'essai de calorimétrie effectué en condition semi-adiabatique.

ANNEXE D – DÉTERMINATION DE LA COMPACITÉ RÉSIDUELLE DES COMPOSANTES DE BFUP

Sable

La détermination de la compacité résiduelle du sable est réalisée à la table d'étalement tel que présenté à la section 3.2.1. Les résultats des essais réalisés sur deux échantillons sont présentés au Tableau D.1.

Tableau D.1: Calcul de la compacité des échantillons de sable

Échantillon	**1**	**2**
Volume de sable (l)	2.2548	2.2192
Densité apparente (kg/m^3)	1552	1577
Densité théorique (kg/m^3)	2650	2650
Compacité	0.5857	0.5951

La compacité moyenne $\emptyset$ pour ce sable est égale à 0.590. Sa compacité résiduelle β_{sable} est égale à 0.5859.

Ciment

Pour assurer une défloculation des grains de ciment représentative de celle ayant lieu au sein des bétons développés, un superplastifiant a été utilisé à son dosage de saturation.

Des rapports E/C volumiques variant de E/C = 0.3 à E/C = 1.0 ont été considérés pour cette étude. Les compacités obtenues sont présentées à la Figure D.1.

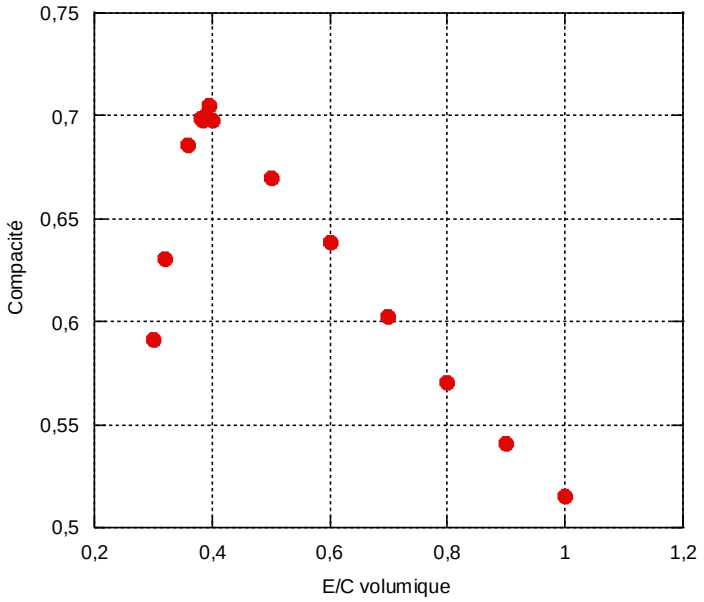


Figure D.1: Compacité du ciment avec superplastifiant à saturation

Un exemple de pâte homogène est présenté à la Figure D.2a. Cette pâte de ciment a une apparence lisse avec quelques agglomérats en son centre dissociés du corps principal de la pâte durant les dernières secondes de malaxage. Ces agglomérats résultent d'un déchirement de la pâte lisse par la vitesse de rotation des pâles du malaxeur. Conformément aux indications relatives à l'obtention d'une pâte lisse de de Larrard (2000), un résultat présentant quantitativement une meilleure compacité a été écarté car la pâte obtenue manquait d'homogénéité. Elle comportait principalement des agglomérats de grains de ciment désolidarisés et une pâte plus humide présente au fond de la cuve du malaxeur, maintenue séparée du reste du mélange par les pâles lors du malaxage (Figure D.2b). La pâte ayant servi à mesurer la masse au sein du cylindre n'étant pas homogène, il n'est pas possible d'assurer que le E/L était respecté dans l'ensemble de l'échantillon.

a) Pâte homogène (E/C = 0.39) b) Pâte non homogène (E/C = 0.34)

Figure D.2: Photos de deux pâtes de ciment

Un optimum de compacité apparait pour un rapport E/C volumique compris entre 0.38 et 0.40. Afin de valider les mesures et d'assurer que l'homogénéité de la pâte soit optimale, des mélanges complémentaires ayant un rapport E/C volumique compris entre 0.38 et 0.40 ont été réalisés. Le malaxeur utilisé pour la réalisation de ces productions supplémentaires présente une énergie de malaxage plus faible que le malaxeur utilisé pour l'ensemble des autres productions présentées dans le présent document. Le pic de compacité déterminé est illustré à la Figure D.3.

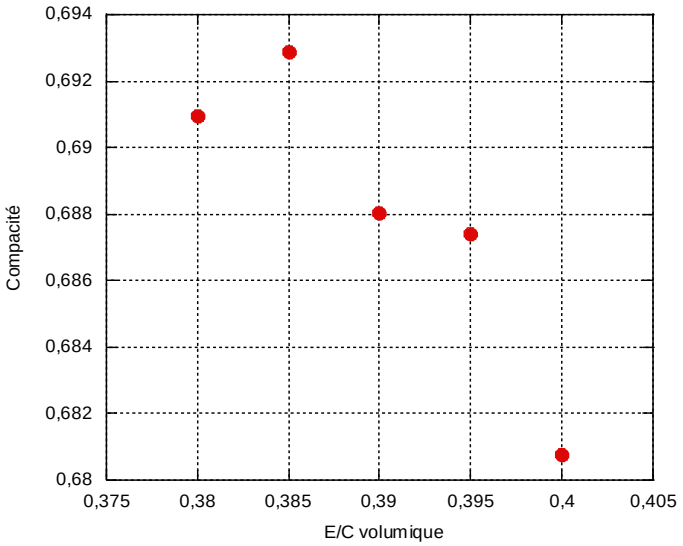


Figure D.3: Compacité du ciment avec superplastifiant à saturation, mélanges complémentaires

La compacité maximale du ciment $\emptyset$ égale à 0.6929 est obtenue pour un rapport E/C volumique égal à 0.385. Sa compacité résiduelle β_{ciment} est égale à 0.5979.

Fumée de silice

De la même manière que pour le ciment, afin d'assurer une défloculation des grains de fumée de silice représentative de celle ayant lieu au sein des bétons développés, un superplastifiant a été utilisé à son dosage de saturation. Étant donné l'obtention de résultats étonnants, le travail a également été réalisé en absence de superplastifiant.

Des rapports E/FS volumiques variant de E/FS = 0.7 à E/FS = 1.0 ont été considérés pour la détermination de la compacité résiduelle de la fumée de silice en présence ou non de superplastifiant. Les compacités obtenues par voie humide sont présentées aux Figure D.4 et Figure D.5, respectivement en présence ou non de superplastifiant.

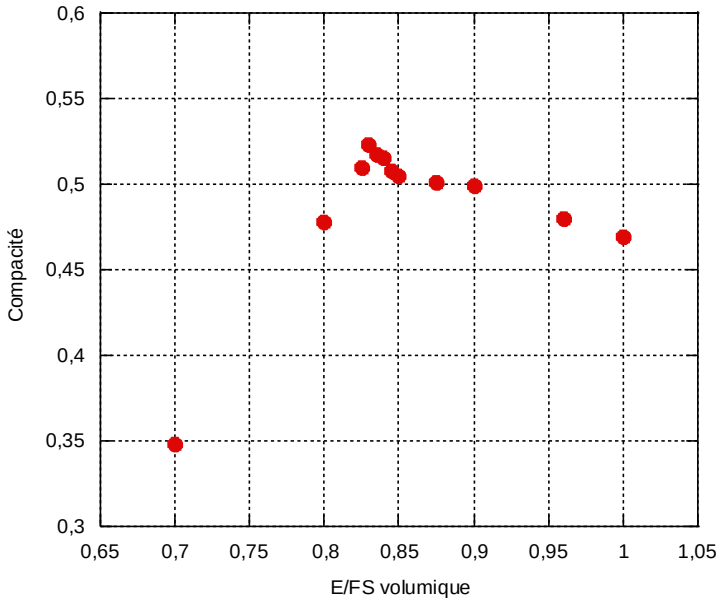


Figure D.4: Compacité de la fumée de silice avec superplastifiant à saturation

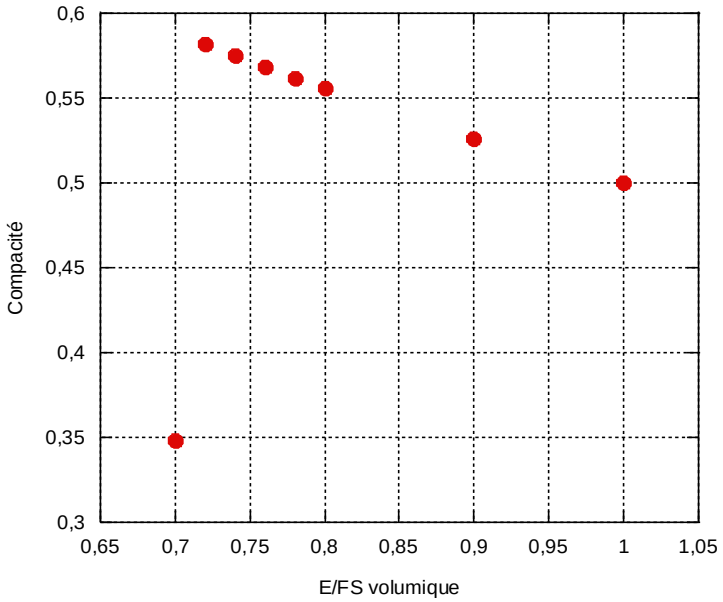


Figure D.5: Compacité de la fumée de silice sans superplastifiant

Lorsque la fumée de silice est en présence de superplastifiant à saturation, la compacité résiduelle $\beta_{FS-super}$ est égale à 0.4642, obtenue pour un rapport volumique E/FS égal à 0.83. Sans superplastifiant, la compacité résiduelle de la fumée de silice β_{FS} est égale à 0.5277, obtenue pour un rapport E/FS égal à 0.72. La valeur de compacité résiduelle obtenue pour la fumée de silice en

absence de superplastifiant est de moindre utilité pour l'application pratique du présent projet de recherche, le superplastifiant étant nécessairement présent dans le BFUP à mettre au point.

La texture des mélanges d'eau et de fumée de silice présentait un aspect excessivement plus visqueux et thixotrope que les mélanges constitués d'eau et de ciment. Il a ainsi été nécessaire d'apporter un niveau de vibration important aux mélanges réalisés pour garantir une mise en place adéquate.

Contrairement à ce qui était attendu, l'utilisation de superplastifiant diminue la compacité résiduelle de la fumée de silice. Pour des rapports E/FS volumiques égaux, l'augmentation du dosage en superplastifiant a progressivement transformé la pâte lisse obtenue en absence de superplastifiant en agglomérats de particules de fumée de silice, agglomérats plus grossiers à mesure que le dosage en superplastifiant est élevé. Ce phénomène est illustré à la Figure D.6 à travers la présentation de photographies des mélanges réalisés.

a) SP = 2.0 % sec L b) SP = 1.5 % sec L c) SP = 1.0 % sec L d) SP = 0.0 % sec L

Figure D.6: Mélanges de fumée de silice et d'eau avec un rapport E/FS=1.0 pour différents dosages en superplastifiant

Le superplastifiant utilisé est un superplastifiant de type polycarboxylates (PCE), à base d'éthers méthacryliques (MPEG-PCE). Tel que mentionné à la section 2.1.1.5, Plank et al. (2009) et Schröfl et al. (2012) ont relevé le fait que les superplastifiants de type MPEG-PCE seraient plus efficaces

pour assurer la dispersion des grains de ciment, alors que les superplastifiants à base d'allyl-éthers (APEG-PCE) seraient plus efficaces pour assurer la dispersion des grains de fumée de silice. Il est donc possible que l'utilisation de superplastifiant de type MPEG-PCE ne favorise pas la dispersion de la fumée de silice.

Le comportement entre le superplastifiant utilisé et la fumée de silice est mal compris. Cependant, étant donné les dimensions excessivement petites des grains de fumée de silice, il est possible qu'un effet électrostatique puisse favoriser un encombrement stérique des particules de fumée de silice en présence de superplastifiant. Toutefois, cette explication probable ne constitue qu'une hypothèse qui serait à valider.

Pour la suite de ce projet, les mélanges formulés contenant tous du superplastifiant à des dosages égaux ou proches du dosage de saturation. La compacité résiduelle de la fumée de silice $\beta_{FS-super}$ a été considérée égale à 0.4642.

Fibres

Les fibres métalliques, de par leurs forme et rigidité, présentent une faible compacité. De plus, leur dosage est fixé dans le cadre de cette étude pour que les fibres occupent 3 % du volume total du BFUP. Ainsi, la compacité β_{fibres} des fibres ne devrait avoir qu'un impact limité sur les résultats de la modélisation, leur dosage étant fixé. L'impact sera principalement décelé au niveau de la compacité réelle du mélange de composantes, sans grandement impacter le tri effectué parmi les différentes combinaisons de composantes considérées.

Le facteur d'élancement des fibres utilisées dans ce projet (longueur des fibres divisée par leur diamètre) est égal à 65. Plusieurs études menées au sujet de la compacité des fibres (Martinie, 2010; Williams & Philipse, 2003) indiquent que pour un tel facteur d'élancement, la compacité des fibres seules au sein d'un empilement de fibres est d'environ 0.1. Selon l'esprit du modèle CPM, la prise en compte des fibres devrait être associée à l'utilisation de la compacité résiduelle des fibres ainsi mesurée. Cependant, cette compacité ne reflète pas l'interaction existant entre les fibres et les grains au sein d'un mélange granulaire pour des dosages en fibres modérés tels que ceux considérés dans les présents travaux.

Pour ces raisons, une valeur de compacité résiduelle relativement faible égale à 0.4 a été considérée.

ANNEXE E – DÉTERMINATION DES COEFFICIENTS DE PONDÉRATION

Les coefficients de pondération appliqués aux résultats obtenus en flexion sont calculés en plusieurs étapes, notamment par la détermination de coefficients intermédiaires prenant en compte l'orientation des fibres et la densité des fibres au sein des spécimens

① Le coefficient prenant en compte l'orientation des fibres pour une spécimen a été calculé par application de l'équation E.1.

$$\alpha_i = \frac{\theta_i}{\theta_m} \tag{E.1}$$

Où :

- α_i est le coefficient calculé pour le spécimen i ;
- θ_i est l'angle d'orientation moyen déterminé pour le spécimen i ;
- θ_m est la moyenne des angles d'orientation pour l'ensemble des spécimens testés.

② La moyenne des coefficients α_i de chaque condition pour chaque échéance est ensuite déterminée par application de l'équation E.2.

$$\alpha_{z-x} = \frac{\sum_1^n \alpha_i}{n} \tag{E.2}$$

Où :

- α_{z-x} est le coefficient moyen à l'échéance z pour la condition x ;
- n est le nombre de spécimens dont l'analyse d'orientation des fibres a été effectuée à l'échéance z pour la condition x.

③ Le coefficient prenant en compte la densité des fibres pour un spécimen a été calculé par application de l'équation E.3.

$$\zeta_i = \frac{1}{\frac{\rho_i}{\rho_m}} \tag{E.3}$$

Où :

- ζ_i est le coefficient calculé pour le spécimen i ;
- ρ_i est la densité de fibres relevée pour le spécimen i ;
- ρ_m est la moyenne des densités de fibres relevées pour l'ensemble des spécimens testés.

④ La moyenne des coefficients ζ_i de chaque condition pour chaque échéance est ensuite déterminée par application de l'équation E.4.

$$\zeta_{z-x} = \frac{\sum_1^n \zeta_i}{n} \tag{E.4}$$

Où :

- ζ_{z-x} est le coefficient moyen à l'échéance z pour la condition x.

⑤ Le coefficient de pondération final est calculé en considérant la racine du produit des deux autres coefficients par application de l'équation E.5.

$$\gamma_{z-x} = \sqrt{\alpha_{z-x} \times \zeta_{z-x}} \tag{E.5}$$

Où :

- γ_{z-x} est le coefficient de pondération final à l'échéance z pour la condition x.

ANNEXE F – FICHE TECHNIQUE DU BFUP *UP-F3 POLY*©

KING

UP-FX POLY

UP-FX Poly est un béton fibré à ultra-hautes performances (BFUP) développé par l'École Polytechnique de Montréal. Ce BFUP contient du ciment Portland, un sable fin, des fibres d'acier et d'autres composantes soigneusement sélectionnées. UP-FX Poly est fabriqué à partir d'un matériau sec préalablement mélangé et ensaché en usine, des adjuvants liquides et des fibres d'acier.

CARACTÉRISTIQUES ET AVANTAGES

- Ultra-hautes résistances à la compression, à la traction, à la flexion et au cisaillement, permettant une réduction significative de la section des éléments, du volume du béton et des barres d'armature afin d'obtenir des éléments structuraux plus minces et légers
- Résistance supérieure aux impacts et à l'abrasion
- Résistance supérieure à la fissuration causée par le retrait, les chocs thermiques et d'autres sollicitations
- Très haute capacité d'absorption d'énergie (ténacité)
- Matériau ultra dense à très faible porosité et perméabilité
- Résistance supérieure aux cycles de gel-dégel ainsi qu'à l'écaillage causé par les sels de déglaçage
- Résistance supérieure aux attaques des sulfates
- Excellente adhérence au substrat existant sans l'usage d'un agent de liaisonnement
- Matériau autoplaçant avec une résistance supérieure au lessivage
- Formulé avec des granulats naturels fin de densité normale, non-réactifs afin d'éliminer toute réaction alkali granulat potentielle (RAG)
- Le système de gestion régissant la fabrication de tous les produits KING et certifiée ISO 9001 : 2008

CARACTÉRISTIQUES ET AVANTAGES EN OPTION

CONTENU EN FIBRES D'ACIER

UP-F2 Poly contient 2% de fibres d'acier par volume.
UP-F3 Poly contient 3% de fibres d'acier par volume.
UP-F4 Poly contient 4% de fibres d'acier par volume.

Se référer à la section Données techniques pour connaître l'influence du dosage en fibres sur les propriétés mécaniques de UP-FX Poly.

UTILISATIONS

- Fabrication d'éléments structuraux préfabriqués tels que des dalles, des parapets, des poutres et des piles
- Mise en œuvre de joints de connexion et de pochettes de cisaillement de tablier de pont composé de dalles préfabriquées en béton
- Réparations permettant le renforcement structural d'éléments existants tels que des dalles, des poutres, des piles, des culées, des murs de soutènement, des tabliers de pont ou d'autres structures en béton
- Mise en oeuvre d'une couche mince sur des surfaces de béton horizontales et verticales, nouvelles ou existantes, pour en augmenter la durée de vie de service
- Réhabilitation sismique de piles de pont

PROCÉDURES

Préparation de la surface : Toute surface destinée à entrer en contact avec le UP-FX Poly doit être exempte de toute trace de poussière, d'huile, de graisse, de rouille ou d'autres substances étrangères susceptibles de nuire à l'adhérence du BFUP. En cas de réparation de béton, enlever le béton altéré ou détérioré et s'assurer que la surface d'application soit suffisamment rugueuse. Dégager derrière toute barre d'armature corrodée un espacement minimal de 25 mm (1 po). Le périmètre de surface à réparer doit être coupé à l'aide d'une scie à une profondeur minimum de 20 mm (3/4 po). Nettoyer la section à réparer avec de l'eau potable et saturer la surface en prenant soin d'y enlever le surplus d'eau libre (SSS).

Malaxage : Le malaxage du UP-FX Poly nécessite un malaxeur à haut taux de cisaillement et du personnel qualifié sur place. Contacter votre Représentant technique KING pour obtenir les procédures de malaxage et un soutien technique en chantier.

Mise en place : La température du matériau frais, du substrat et du coffrage doivent se situer entre 15 °C (59 °F) et 25 °C (86 °F). Par temps froid, il est possible d'utiliser de l'eau de gâchage chaude afin d'augmenter la température du matériau frais évitant ainsi un temps de prise trop long. Ne pas mettre en place le béton lorsque la température ambiante est inférieure à 5 °C (40 °F). Se référer à ACI 306, « Guide to Cold Weather Concreting ».

Par temps chaud, une partie de l'eau de gâchage doit être substituée par de la glace concassée afin de refroidir le matériau frais et d'allonger ainsi le temps de mise en place. Lorsque la température ambiante est supérieure à 30 °C (86 °F), se référer à ACI 305, « Guide to Hot Weather Concreting ».

Mettre en place le matériau selon les instructions de votre Représentant technique KING.

MÛRISSEMENT

Le mûrissement est essentiel à l'obtention des propriétés mécaniques, des paramètres de durabilité et à la réduction du retrait du UP-FX Poly. Immédiatement après la mise en place du matériau, couvrir la surface d'un plastique ou d'un contreplaqué à coffrage non-absorbant afin d'éviter l'évaporation dans les premières 24 heures. La surface du matériau doit être en contact direct avec le plastique ou le contreplaqué à coffrage.

MATÉRIAUX KING ET COMPAGNIE
1-800-430-4104 • produitsdeconstruction@kpmindustries.com • www.kingconstructionproducts.com/fr

KING

UP-FX POLY

Par la suite, une cure humide continue est recommandée, et ce, jusqu'à ce que le matériau atteint l'âge de 7 jours.

La procédure de mûrissement varie selon le type d'application, les spécifications du projet et la température de mûrissement. Communiquer avec votre Représentant technique KING pour des instructions spécifiques.

DONNÉES TECHNIQUES *

Les données suivantes représentent les valeurs caractéristiques obtenues en condition de laboratoire. Les résultats obtenus en chantier peuvent différer.

PRODUITS UP-FX POLY

	UP-F2 POLY	UP-F3 POLY	UP-F4 POLY
MASSE VOLUMIQUE ASTM C 39	2350 kg/m³ (147 lb/pi³)	2400 kg/m³ (150 lb/pi³)	2450 kg/m³ (153 lb/pi³)
ÉTALEMENT ASTM C 1437 (MODIFIÉ)	215 mm ± 35 mm (8 ½ po ± 1 ⅜ po)		
RÉSISTANCE À LA COMPRESSION ASTM C 39			
4 jours	85 MPa (12300 psi)		
28 jours (Valeur de conception; VC)	100 MPa (14500 psi)		
28 jours	120 MPa (17400 psi)		
RÉSISTANCE À LA TRACTION			
28 jours (VC)	5,5 MPa (800 psi)	7,0 MPa (1015 psi)	8,5 MPa (1230 psi)
28 jours	8,0 MPa (1160 psi)	9,5 MPa (1380 psi)	11,0 MPa (1595 psi)
MODULE D'ÉLASTICITÉ ASTM C 469			
28 jours (VC)	32 GPa (4640 ksi)		
28 jours	37 GPa (5370 ksi)		

RÉSISTANCE AUX CYCLES DE GEL-DÉGEL
ASTM C 666 — 98 % (Excellent facteur de durabilité)

RÉSISTANCE EN PRÉSENCE DE SELS DE DÉGLAÇAGE
ASTM C 672
56 cycles — 0,04 kg/m² (0,008 lb./pi²)

PÉNÉTRABILITÉ AUX IONS CHLORURES
ASTM C 1202
28 jours — 90 Coulombs
90 jours — 40 Coulombs

* Les données suivantes ont été obtenues en conditions de laboratoire où les sacs de prémélange UP-FX Poly, l'eau de gâchage potable, les adjuvants liquides et les fibres d'acier sont maintenus à une température de 21 °C (70 °F). Des températures ambiantes inférieures ou supérieures peuvent respectivement ralentir ou accélérer le temps de prise et le développement des résistances.

CONSTITUANTS

- Prémélange UP-FX Poly
- Fibres d'acier
- Adjuvants liquides
- Eau potable

ENTREPOSAGE ET DURÉE DE CONSERVATION

L'entreposage des constituants doit se faire dans un endroit sec protégé des intempéries et du gel. Les sacs non-ouverts ont une durée de conservation de 6 mois.

CONSIGNES DE SÉCURITÉ

Le UP-FX Poly est fabriqué à base de ciment Portland et de fines fibres d'acier. Celles-ci devraient être manipulées avec soin pour éviter tout dommage à la peau ou aux vêtements. Le port d'équipements de sécurité utilisés pour la manutention de produits à base de ciment est recommandé : gants de caoutchouc, masque anti-poussière et lunettes de sécurité. Les fiches de données de sécurité peuvent être fournies sur demande.

Garantie : Ce produit est conçu pour procurer le rendement prescrit dans la présente fiche technique. Si toutefois il est utilisé dans des conditions autres que celles pour lesquelles il est destiné, ou s'il est utilisé d'une façon contraire aux recommandations prescrites dans la présente fiche technique, il risque de ne pas procurer le rendement prescrit aux présentes. Ce qui précède remplace toute autre garantie, déclaration ou condition, exprès ou tacites, y compris, sans s'y limiter, toute condition ou garantie implicite de qualité marchande et de conformité à un usage particulier, ainsi que toute garantie ou condition offertes en vertu de lois applicables ou autrement ou découlant de la conduite habituelle ou des pratiques du commerce établies. [REV.0002_2456065.5]

MATÉRIAUX KING ET COMPAGNIE

Bureau de Burlington
3385 Harvester Rd.,
Burlington, ON
L7N 3N2

Bureau de Montréal
3825 rue Alfred-Laliberté,
Boisbriand, QC
J7H 1P7

Bureau de Brantford
541 Oak Park Rd.,
Brantford, ON
N3T 5L8

Bureau de Sudbury
644 Simmons Rd.,
Dowling, ON
P0M 1R0