

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INFLUENCE DE L'ÉNERGIE SPÉCIFIQUE DE MALAXAGE SUR LES PROPRIÉTÉS
RHÉOLOGIQUES ET MÉCANIQUES DES REMBLAIS EN PÂTE CIMENTÉS

REAGAN KABANGA DIKONDA

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUES ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MINÉRAL)

AVRIL 2018



BIBLIOTHÈQUE

Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue
Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Mise en garde

La bibliothèque du Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue et de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue a obtenu l'autorisation de l'auteur de ce document afin de diffuser, dans un but non lucratif, une copie de son œuvre dans Depositum, site d'archives numériques, gratuit et accessible à tous.

L'auteur conserve néanmoins ses droits de propriété intellectuelle, dont son droit d'auteur, sur cette œuvre. Il est donc interdit de reproduire ou de publier en totalité ou en partie ce document sans l'autorisation de l'auteur.

Warning

The library of the Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue and the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue obtained the permission of the author to use a copy of this document for non-profit purposes in order to put it in the open archives Depositum, which is free and accessible to all.

The author retains ownership of the copyright on this document. Neither the whole document, nor substantial extracts from it, may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

Ce mémoire intitulé :

INFLUENCE DE L'ÉNERGIE SPÉCIFIQUE DE MALAXAGE SUR LES PROPRIÉTÉS
RHÉOLOGIQUES ET MÉCANIQUES DES REMBLAIS EN PÂTE CIMENTÉS

présenté par : DIKONDA Reagan Kabanga

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

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

M. CHAPUIS P. Robert, Ph. D., président

M. MBONIMPA Mamert, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. BELEM Tikou, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. QUELLET Serge, Ph. D., membre

DÉDICACE

*Je dédie ce mémoire à toute ma famille, et en particulier à mes parents Annie Kaseka Tshituka,
Innocent Kabanga Dibondo et Justin Biayi Mikenji.*

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier sincèrement mon Directeur de recherche, le professeur Mamert Mbonimpa, pour sa disponibilité, ses conseils judicieux, sa rigueur et son encadrement qui ont rendu possible la réalisation de ce projet de maîtrise. La direction de ce travail a été co-assurée par le professeur Belem Tikou à qui j'exprime ma profonde gratitude pour ses conseils et recommandations pertinents durant mon parcours.

Je tiens également à remercier tous les professeurs et le personnel de l'IRME.

J'exprime ma reconnaissance aux professeurs Kongolo Mukendi, Augustin Ependa et Guyh Dituba Ngoma pour leurs encouragements et bons conseils.

Mes remerciements s'adressent également à l'équipe de l'URSTM, en particulier à Patrick Bernèche, Ibrahima Hane, Yvan Poirier, Mohamed Bini Mangane, Joël Beauregard, et Pierre-Alain Jacques pour leur soutien technique durant mes travaux de laboratoire.

Je tiens aussi à remercier Benjamin Aubin qui m'a grandement aidé pour le branchement électrique lors de l'installation du wattmètre.

Je remercie mes collègues étudiants et particulièrement Drissa Ouattara, Fabrice Beya Kazambua, Gretta Nyameogo, Alex Kalonji Kabambi, Patrick Kalonji Kayumba, Yve-Dady Botula, Richard Bassole, Elysée Ngabu, Nathalie Chevé, Cyrille Kabamba, Parrein Kwizera, Jouini Marouen, Francis Kifumbi, Ousseynou Kanteye, Christelle Rocard et Patrick Vualu pour leur support moral et intellectuel durant le projet.

Je remercie enfin toutes les autres personnes que je n'ai pas citées, mais qui ont contribué, de près ou de loin, à la réussite de ce projet de maîtrise.

Enfin, je remercie aussi mon épouse Kabula Musangu Florence, ma famille et tous les amis

RÉSUMÉ

Les mines souterraines modernes recourent de plus en plus à la technologie des remblais en pâte cimentés (RPC). Le RPC est un matériau composite complexe constitué d'un mélange de rejets de concentrateur (ou résidus miniers) filtrés avec une quantité relativement faible de liant (2 à 8% par rapport à la masse de résidus secs) et d'eau de gâchage. Les propriétés rhéologiques et mécaniques déterminées dans la phase d'optimisation des recettes au laboratoire peuvent dépendre de la procédure de malaxage utilisée pour la fabrication des mélanges de RPC (durée et vitesse de malaxage, masse de charge et type du malaxeur). Si la même procédure de malaxage n'a pas été utilisée, la comparaison des résultats inter-laboratoires peut alors s'avérer difficile. Cette comparaison pourrait être possible en utilisant l'énergie spécifique de malaxage (ESM) qui exprime les paramètres de malaxage. Sur le terrain, il est de plus connu que le cisaillement du RPC au cours de sa distribution en pipelines et trous de forage modifie ses propriétés rhéologiques et mécaniques de manière que les mélanges préparés au laboratoire pourraient ne pas être représentatifs du RPC déposé sous terre. De plus, cette variation des propriétés rhéologiques au cours du transport du RPC à cause du cisaillement dans les pipelines devrait être prise en compte pour l'estimation des pertes de charge dans la conduite. L'énergie dissipée lors du malaxage du RPC à l'usine de remblai pourrait constituer une base de comparaison commune des propriétés rhéologiques et mécaniques pour les mélanges de RPC.

L'objectif du projet est d'évaluer l'impact de l'énergie spécifique de malaxage au laboratoire sur les propriétés rhéologiques et mécaniques des RPCs. Pour ce faire, un wattmètre muni d'une centrale d'acquisition, permettant d'évaluer l'énergie dissipée durant le malaxage, a été montée sur deux types de malaxeurs de laboratoire (Malaxeurs Hobart SP300AT et KitchenAid de marque Professionnel plus 5). Les mélanges étudiés ont été préparés à base des résidus LaRonde et Westwood, d'un liant composé de 20% GU et 80% de laitier de haut fourneau et de l'eau de robinet. Des recettes de RPC de références ayant un affaissement au cône standard d'Abrams de 7 pouces ont été préparées à base de chaque résidu selon la procédure habituellement utilisée à l'IRME (vitesse de rotation de 166 rpm, durée de malaxage de 5 min, masse de la charge de 8 kg et de 9 kg respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood). Les pourcentages solides correspondants étaient respectivement de 75 % et 70 % pour les RPC à base de résidus LaRonde et Westwood. Tous les autres mélanges étudiés étaient préparés à ces pourcentages solides (selon le type de résidus), en variant successivement les paramètres de malaxage. À la fin de chaque malaxage, la

température des mélanges est déterminée et les échantillons sont soumis à des essais d'affaissement au cône d'Abrams (mesure de la consistance) et rhéologiques. Les courbes d'écoulement et de viscosité obtenues ont été ajustées respectivement à l'aide des modèles de Herschel-Bulkley et de Cross. Des éprouvettes de RPC sont aussi préparées pour la détermination de leur résistance en compression uniaxiale (unconfined compressive strength ou UCS) à 7, 28 et 90 jours de cure.

Les résultats indiquent que la consistance des mélanges du RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood augmente avec l'ESM. Le seuil de cisaillement et la viscosité à l'infini des RPCs étudiés diminuent sensiblement lorsque l'ESM augmente pour les deux types de résidus étudiés. Une tendance à l'amélioration de l'UCS des RPCs à différents temps de cure avec l'augmentation de l'ESM a été observée. Une relation empirique permettant de prédire l'ESM avec une précision acceptable (erreur relative 2,1 % et 5,8% respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood) en fonction des paramètres de malaxage a été établie pour les deux types de résidus étudiés. Une étude préliminaire d'évaluation de la variation des propriétés rhéologiques au cours du transport de RPC en pipeline a été également initiée.

Mots clés : Remblais en pâte cimenté, procédure de malaxage, énergie spécifique de malaxage, propriétés rhéologiques, propriétés mécaniques

ABSTRACT

Modern underground mines are increasingly using cemented paste backfill (CPB) technology. CPB can be described as a relatively complex composite material that consists typically of a filtered wet tailings, a relatively small amount of hydraulic binder (2-8% based on dry tailings mass) and mixing water. The rheological and mechanical properties determined in the laboratory during the recipe optimization phase can depend on the mixing procedure used in the manufacturing of CPB mixtures (mixing time, mixing speed, mass of the mixer and type of mixer). If the same mixing procedure has not been used, comparing inter-laboratory results may be difficult. This comparison could be possible using the specific mixing energy (SME), that should depend on the mixing parameters. In the field, it is known that shearing of CPB during its distribution in pipelines and boreholes modifies its rheological and mechanical properties; thus mixtures prepared in the laboratory may not be representative of CPB put in place in the stope. In addition, this variation of rheological properties during CPB transport due to shearing in pipelines should be taken into account to estimate pipe pressure losses. The energy dissipated during CPB mixing could provide a common basis to compare rheological and mechanical properties for CPB mixtures.

The purpose of this project was to evaluate the impact of the specific mixing energy in the laboratory on the rheological and mechanical properties of CPB. To do this, a Wattmeter to recording the power consumption during mixing and to evaluate the energy dissipated during mixing, was installed on two types of laboratory mixers (Hobart SP300AT and KitchenAid mixers Professional Plus 5). The mixtures studied were prepared from LaRonde and Westwood tailings, a binder composed of 20% GU and 80% blast furnace slag and tap water. Reference CPB recipes with standard Abrams cone slump of 7 in (17,78 cm) were prepared based on each tailing according to the usual procedure our laboratory (rotational speed of 166 rpm, mixing time of 5 min, load mass of mixer of 8 kg and 9 kg respectively for LaRonde and Westwood tailings). The solid contents were 75% and 70% for LaRonde and Westwood tailings, respectively. All the other mixtures studied were prepared at these solid contents by successively varying the mixing parameters. At the mixing end of each CPB batch, the temperature of the mixtures were determined and the samples were subjected to rheological and slump tests (consistency measurement). The flow and viscosity curves obtained were adjusted respectively using the Herschel-Bulkley and Cross models. CPB specimens were also prepared to determine their unconfined compressive strength (UCS) at curing times of 7, 28 and 90 days.

Results indicate that the consistency of CPB mixtures prepared with LaRonde and Westwood tailings increases with the SME. The yield stress and the viscosity at very high shear rate of the CPB mixtures decreased significantly when the SME increased for both types of tailings studied. It was observed that UCS of CPB at different cure times tends to increase with increasing SME. An empirical relationship was established to predict the SME with acceptable accuracy (Relative Error 2,1% and 5,8% respectively for LaRonde and Westwood tailings). A preliminary study was also initiated to evaluate the variation of rheological properties during pipeline transport of CPB.

Key words: Cement paste backfill, mixing procedure, specific mixing energy, rheological properties, mechanical properties.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ	V
ABSTRACT.....	VII
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES TABLEAUX	XIV
LISTE DES FIGURES	XV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXI
LISTE DES ANNEXES	XXIV
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Contexte de l'étude	1
1.2 Problématique	3
1.3 Objectifs de l'étude	5
1.4 Structure du rapport	5
CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	7
2.1 Généralités sur le remblayage minier.....	7
2.2 Technologie de mise en œuvre du remblai minier en pâte.....	8
2.2.1 Épaississage des résidus	10
2.2.2 Filtration des résidus	10
2.2.3 Ajout des agents liants.....	11
2.2.4 Ajout de l'eau.....	13
2.2.5 Malaxage du mélange.....	15
2.2.6 Distribution du RPC sous terre dans les chantiers	16

2.3	Propriétés géotechniques du RPC.....	18
2.4	Propriétés rhéologiques des fluides non-newtoniens.....	21
2.4.1	Généralités.....	21
2.4.2	Fluides à comportement rhéologique indépendant du temps.....	26
2.4.3	Fluides à comportement rhéologique dépendant du temps.....	28
2.4.4	Fluides viscoélastiques.....	28
2.4.5	Modèles des lois de comportement rhéologiques.....	29
2.4.6	Propriétés rhéologiques du RPC.....	31
2.5	Propriétés mécaniques du RPC.....	34
2.6	État de l'art sur le malaxage des produits granulaires.....	37
2.6.1	Mécanisme de malaxage.....	37
2.6.2	Influence du malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques d'un mélange granulaire.....	39
2.6.3	Énergie spécifique de malaxage.....	43
2.7	Besoins en recherche.....	49
CHAPITRE 3 APPROCHE MÉTHODOLOGIQUE.....		50
3.1	Méthodologie générale de l'étude.....	50
3.2	Caractérisation des matériaux étudiés.....	52
3.2.1	Matériaux utilisés.....	52
3.2.2	Caractérisation physique des résidus miniers et du liant.....	53
3.2.3	Analyse chimique des résidus et du liant.....	58
3.2.4	Analyse minéralogique des résidus miniers.....	60
3.2.5	Analyse environnementale des résidus miniers.....	62
3.3	Mise en place du système d'évaluation de l'énergie spécifique de malaxage.....	64
3.3.1	Description de l'appareillage et acquisition de l'énergie de malaxage.....	64

3.3.2	Traitement des données	65
3.4	Caractérisation rhéologique des RPCs	67
3.4.1	Mesure de l'affaissement au cône	68
3.4.2	Mesure des paramètres rhéologiques au rhéomètre AR2000	69
3.5	Caractérisation mécanique des RPCs	72
3.6	Programme expérimental et préparation des recettes	73
3.6.1	Détermination des pourcentages solides des mélanges	74
3.6.2	Mélanges pour l'étude de l'effet des paramètres de malaxage	76
CHAPITRE 4	RÉSULTATS	79
4.1	Évaluation et prédiction de l'énergie spécifique de malaxage du remblai en pâte cimenté	79
4.1.1	Puissance et énergie de malaxage à vide	79
4.1.2	Effet du pourcentage solide du RPC	81
4.1.3	Influence de la durée de malaxage	82
4.1.4	Influence de la vitesse de malaxage	83
4.1.5	Influence de la masse de charge du malaxeur	84
4.1.6	Modèle semi-analytique de prédiction de l'énergie spécifique de malaxage	86
4.2	Influence de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques du RPC	90
4.2.1	Effet de la durée de malaxage	91
4.2.2	Effet de la vitesse de malaxage	94
4.2.3	Effet de la masse de charge du malaxeur	97
4.2.4	Effet du type de malaxeur	100
4.2.5	Effet de l'énergie spécifique de malaxage	102

4.3	Influence de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés mécaniques du RPC	104
4.3.1	Effet de la durée de malaxage	104
4.3.2	Effet de la vitesse de malaxage	106
4.3.3	Effet de la masse de charge du malaxeur	107
4.3.4	Effet du type de malaxeur	108
4.3.5	Effet de l'énergie spécifique de malaxage	110
CHAPITRE 5	DISCUSSION	112
5.1	Corrélation entre les indices de consistance et d'écoulement du RPC	112
5.2	Influence du cisaillement induit par le malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC	113
5.2.1	Effet de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques du RPC	113
5.2.2	Effet de l'énergie spécifique de malaxage sur la résistance à la compression simple du RPC	116
5.3	Influence du cisaillement induit par le transport du RPC en pipeline sur ses propriétés rhéologiques	118
5.3.1	Dissipation d'énergie spécifique au cours du transport du RPC	119
5.3.2	Estimation de la variation des propriétés rhéologiques du RPC en fonction des pertes de charge dans la conduite	123
5.3.3	Estimation de la variation des propriétés rhéologiques du RPC en fonction de la distance de transport	128
5.4	Implications par rapport à la préparation des mélanges de RPC au laboratoire	130
CHAPITRE 6	CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS	133
6.1	Conclusions	133
6.2	Recommandations et perspectives	137
BIBLIOGRAPHIE		139

ANNEXES 148

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Caractéristiques de différents types de remblai utilisés dans les mines souterraines (adapté de Hassani and Archibald 1998)	8
Tableau 2.2: Caractéristiques des principaux liants hydrauliques utilisés dans la confection de RPC (adapté de Hane 2015)	13
Tableau 2.3: Modèles de lois de comportement rhéologiques définissant l'écoulement des matériaux fluides	30
Tableau 2.4: Modèles de viscosité des matériaux fluides.....	31
Tableau 2.5: Influence du temps de malaxage sur la résistance en compression simple du béton BAP (tiré de Rahman et al. 2011).....	43
Tableau 3.1: Propriétés physiques des solides	55
Tableau 3.2: Caractéristiques granulométriques des résidus LaRonde et Westwood.....	57
Tableau 3.3: Résultats des analyses du soufre et du carbone totaux par fournaise à induction.....	58
Tableau 3.4: Résultats des analyses chimiques des résidus par ICP-AES et du liant par XRF.....	59
Tableau 3.5 : Résultats des analyses chimiques des lixiviats et de l'eau de robinet par ICP-AES	60
Tableau 3.6: Critères d'évaluation du potentiel de génération d'acide des résidus miniers.....	63
Tableau 3.7: Critères d'évaluation du potentiel de génération d'acide des résidus miniers.....	63
Tableau 3.8: Mélanges de RPC préparés à base des résidus Westwood et LaRonde en vue de déterminer le pourcentage solide requis.....	74
Tableau 3.9: Mélanges de RPC préparés à base des résidus Westwood en vue d'étudier l'influence de la procédure de malaxage sur les propriétés du RPC	76
Tableau 3.10: Mélanges de RPC préparés à base des résidus LaRonde en vue d'étudier l'influence de la procédure de malaxage sur les propriétés du RPC	77

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1: Illustration du flow-sheet de l'usine de fabrication de RPC (tirée de Belem et al. 2003)	9
Figure 2.2: Vue en perspective d'un filtre à disques permettant la filtration des résidus (tirée de Belem et al. 2003).....	11
Figure 2.3: Représentation de la composition des divers liants sur un diagramme ternaire CaO-Al ₂ O ₃ -SiO ₂ (tirée de Coussy 2011).....	12
Figure 2.4: Schéma illustratif l'influence de l'interaction entre la chimie de l'eau de gâchage et celle du liant sur le développement de la résistance du RPC (tirée de Benzaazoua et al. 2002b).	14
Figure 2.5: Vue générale des malaxeurs pour les RPC : a) malaxeur à double vis (à l'usine de remblai) et b) malaxeur à béton (au laboratoire) (tirée de Belem et al. 2003).	16
Figure 2.6: Différentes configurations de distributions de RPC dans les chantiers sous terre (Belem and Benzaazoua 2008a)	17
Figure 2.7: Représentation de la particule de fluide soumise à l'effet des contraintes (adapté de Chhabra and Richardson 2011)	21
Figure 2.8: Représentation du profil des vitesses dans un écoulement laminaire d'un fluide newtonien	25
Figure 2.9: Comportements rhéologiques des fluides indépendant du temps	27
Figure 2.10: Comportement rhéologique des fluides dépendant du temps : variation de la viscosité avec le temps de cisaillement à un taux de cisaillement constant	28
Figure 2.11: Illustration montrant les différents facteurs d'influence des propriétés rhéologiques du RPC.	32
Figure 2.12: Illustration de l'effet des liants et du pourcentage solide sur les rhéogrammes du RPC (Ouattara et al. 2010).	33
Figure 2.13: Paramètres d'Influence du comportement mécanique du RPC : a) Effet du type de liants (Ciment Portland (T10-T50) et Ciment au laitier (T10-Slag), à 4,5%) et du drainage sur	

différentes granulométries (G1 à G5) du résidu ; b) effet de la concentration en sulfates dissous (Benzaazoua et al. 2003).	36
Figure 2.14: Effet de la température sur la valeur de l'UCS des RPC (Fall et al. 2010).....	37
Figure 2.15: Évolution de l'écart-type de la teneur en agrégats de plus de 4 mm dans les échantillons de 1kg de béton à différents temps de malaxage dans chacun des quatre compartiments lors de la décharge (Tiré de Cazacliu 2013).	38
Figure 2.16: Influence de boucle d'hystérésis sur le processus de malaxage : a)description de l'hystérésis; b) variation de la boucle d'hystérésis en fonction du taux de précisaillement et du taux de cisaillement (vitesse de différents malaxeurs) (tirée de Williams et al. 1999)	40
Figure 2.17: Viscosité plastique de Bingham en fonction du taux de précisaillement pour différentes méthodes de malaxage (tirée de Williams <i>et al.</i> , 1999).....	41
Figure 2.18: Effets du temps de malaxage sur le rapport eau-ciment (tirée de Rahman et al. 2011).	42
Figure 2.19: Effet du temps de malaxage sur le taux d'absorption en eau pour des temps de cure de 7 jours, 28 jours et 90 jours (tirée de Rahman et al. 2011).	43
Figure 2.20: Influence de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques de la pâte de ciment (tirée de Orban 1986).....	46
Figure 3.1: Schéma descriptif de l'approche méthodologique globale de la recherche	51
Figure 3.2: Processus de traitement de la pulpe des résidus Westwood pour l'obtention des résidus filtrés : a) Agitateur de pulpe, b) Filtre à presse et c)Homogénéisation à la pelle	52
Figure 3.3 Pycnomètre à hélium de marque AccuPyc 1330 de Micrométriecs utilisé dans ce projet	54
Figure 3.4 Granulomètre au laser de marque Mastersize 2000 Malvern utilisé dans ce projet.....	56
Figure 3.5 Distribution granulométrique (pourcentage volumique cumulé) des résidus LaRonde et Westwood.....	57
Figure 3.6: Résultats des analyses minéralogiques sur les résidus LaRonde et Westwood	61
Figure 3.7: Schéma simplifié du montage de la centrale de mesure de l'énergie de malaxage.....	64

Figure 3.8: Appareillage pour la mesure de l'énergie de malaxage	65
Figure 3.9: Schéma illustrant le principe de calcul de l'énergie de malaxage à vide	66
Figure 3.10: Essai de détermination de l'affaissement au cône standard d'Abrams (Ouattara et al. 2017b)	68
Figure 3.11: Corrélation entre le slump au cône standard d'Abrams et celui au petit cône	69
Figure 3.12: Appareillage pour essai rhéologique : a) Thermomètre PCStestr35 et b) Rhéomètre AR2000 de TA Instruments utilisés dans le cadre de ce projet.....	70
Figure 3.13 : Graphique illustrant le principe de la procédure « <i>steady state step flow</i> » du mode de cisaillement « écoulement permanent »	71
Figure 3.14 : Presse électromécanique MTS 10/GL utilisée pour les essais en compression uniaxiale.	73
Figure 3.15 : Variation de l'affaissement au cône standard avec le pourcentage solide pour des mélanges de RPC préparés à base des résidus Westwood et LaRonde (4,5% de S-GU, malaxage à 166 rpm pendant 5 min).....	75
Figure 4.1: Évolution de la puissance de malaxage durant le fonctionnement à vide du malaxeur Hobart à 166 rpm et de l'énergie de malaxage à 91, 166 et 282 rpm	80
Figure 4.2: Validation du calcul de l'énergie de malaxage: comparaison entre l'énergie de malaxage calculée et celle mesurée durant le fonctionnement à vide du malaxeur Hobart	81
Figure 4.3: Variation de l'ESM des RPCs préparés à base des résidus Westwood et LaRonde avec le pourcentage solide ($\Omega = 166$ rpm, durée de malaxage t_f de 5 min, malaxeur Hobart et différentes masses de charge).....	82
Figure 4.4: Variation de l'ESM de RPCs préparés à base des résidus LaRonde ($m = 4743$ g) et Westwood ($m = 4234$ g) avec la durée de malaxage lorsque le malaxeur Hobart tourne à 166 rpm	83
Figure 4.5 : Variation de l'ESM de RPCs à base des résidus LaRonde ($m = 4743$ g) et Westwood ($m = 4234$ g) avec la vitesse de malaxage lorsque le malaxeur Hobart tourne pendant 5 minutes.....	83

- Figure 4.6 : Variation de l'ESM des mélanges de RPC préparés à base des résidus LaRonde et Westwood avec la masse de charge du malaxeur lorsque le malaxeur Hobart tourne pendant 5 minutes à une vitesse de 166 rpm. 84
- Figure 4.7 : Effet du type de malaxeurs (Hobart et KitchenAid) sur l'ESM des mélanges de RPC préparés avec les résidus a) LaRonde (m = 1,8 kg) et b) Westwood (m = 1,7 kg) lorsque le malaxage dure 5 minutes en considérant différentes vitesses de malaxage..... 85
- Figure 4.8 : Influence a) de la vitesse de malaxage et b) de la masse de charge du malaxeur sur la puissance spécifique de malaxage de mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood dans le malaxeur Hobart tournant pendant 5 minutes. 88
- Figure 4.9 : Comparaison de l'ESM mesurée versus l'ESM prédite pour les mélanges de RPC préparés avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood..... 89
- Figure 4.10 : Affaissements au cône des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm avec les résidus LaRonde (m = 4742 g) et Westwood (m = 4234 g) à différentes durées de malaxage. 91
- Figure 4.11 : Rhéogrammes descendants des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm avec les résidus a) LaRonde (m = 4742 g) et b) Westwood (m = 4234 g) à différentes durées de malaxage. 92
- Figure 4.12 : Effet de la variation de la durée de malaxage sur : a) le seuil de cisaillement et b) l'indice d'écoulement des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde (m = 4742 g) et Westwood (m = 4234 g) préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm..... 93
- Figure 4.13 : Effet de la variation de la durée de malaxage sur la viscosité à l'infini des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde (m = 4742 g, $C_w = 75\%$) et Westwood (m = 4234 g, $C_w = 70\%$) préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm..... 94
- Figure 4.14 : Affaissements au cône des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart pendant 5 minutes avec les résidus a) Laronde (m = 4742 g) et b) Westwood (m = 4234 g) à différentes vitesses de malaxage..... 95
- Figure 4.15: Rhéogrammes des RPCs préparés avec les résidus a) LaRonde (m = 4742 g) et b) Westwood (m = 4234 g) dans le malaxeur Hobart (5 minutes) à différentes vitesses de malaxage. 95

- Figure 4.16 : Effet de la variation de la vitesse de malaxage sur a) le seuil de cisaillement et b) la viscosité à l'infini des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart pendant 5 minutes avec les résidus LaRonde ($m = 4742 \text{ g}$) et Westwood ($m = 4234 \text{ g}$)..... 96
- Figure 4.17 : Affaissement au cône des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood à différentes masses de charge du malaxeur. 97
- Figure 4.18 : Rhéogrammes des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood à différentes masses de charge du malaxeur. 98
- Figure 4.19 : Variation du seuil de cisaillement et de l'indice d'écoulement des mélanges de RPC préparés avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood en fonction de la masse de charge du malaxeur ($t = 5 \text{ minutes}$ et $\Omega = 166 \text{ rpm}$)..... 99
- Figure 4.20 : Variation de la viscosité à l'infini des RPCs préparés avec les résidus LaRonde et Westwood en fonction de la masse de charge du malaxeur ($t = 5 \text{ minutes}$ et $\Omega = 166 \text{ rpm}$). 99
- Figure 4.21 : Affaissements des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood dans deux types de malaxeurs : Hobart et KitchenAid. 100
- Figure 4.22 : Rhéogrammes des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde dans deux types de malaxeurs : Hobart et KitchenAid. 101
- Figure 4.23 : Effet de l'ESM sur l'affaissement au cône des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood dans le malaxeur Hobart 102
- Figure 4.24 : Effet de l'ESM sur a) le seuil de cisaillement et b) la viscosité à l'infini des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood 103
- Figure 4.25: Variation de l'UCS et du gain de résistance avec la durée de malaxage des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm à base des résidus a) LaRonde ($m = 4742 \text{ g}$) et b) Westwood ($m = 4234 \text{ g}$) 105
- Figure 4.26: Variation de l'UCS avec la vitesse de malaxage des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant pendant 5 minutes à base des résidus a) LaRonde ($m = 4743 \text{ g}$) et b) Westwood ($m = 4234 \text{ g}$)..... 106

- Figure 4.27: Variation de l'UCS des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes à base des résidus a) LaRonde et b) Westwood..... 107
- Figure 4.28: Variation de l'UCS et de l'ESM des mélanges de RPC à base de résidus a) LaRonde (m = 4743 g) et b) Westwood (m = 4743 g) avec le type de malaxeur (Malaxeurs Hobart et KitchenAid) lorsque les malaxeurs tournent pendant 5 minutes à différentes vitesses 109
- Figure 4.29: Effet de l'ESM sur l'UCS des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart avec a) les résidus LaRonde et b) les résidus Westwood..... 111
- Figure 5.1 : Corrélation entre les indices de consistance (K) et d'écoulement (n) du modèle de Herschel-Bulkley pour les différents mélanges de RPCs préparés à base des résidus LaRonde et Westwood..... 113
- Figure 5.2: Variation de la masse volumique (kg/m^3) des éprouvettes de RPC avec les résidus LaRonde et Westwood à 7 jours de cure en fonction de l'ESM (Wh/kg) 117

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

ASTM	American Society for Testing and Materials
B_w (%)	Pourcentage de liant dans les remblais
C_C (-)	Coefficient de courbure
C_U (-)	Coefficient d'uniformité
C_W (%)	Pourcentage des solides massique dans les remblais
D (m)	Diamètre de la conduite
D_{10} (μm)	Diamètre de particules correspondant à 10% passant
D_{50} (μm)	Diamètre de particules correspondant à 50% passant
D_{60} (μm)	Diamètre de particules correspondant à 60% passant
D_{80} (μm)	Diamètre de particules correspondant à 80% passant
D_R (-)	Densité des grains solides
e (-)	Indice des vides
E (Wh)	Énergie totale dissipée pendant le malaxage
E_0 (Wh)	Énergie de malaxage à vide
E_P (Wh)	Énergie potentielle
E_T (Wh/kg)	Énergie spécifique dissipée au cours du transport en pipeline
ESM (Wh/kg)	Énergie spécifique de malaxage
I (A)	Intensité du courant
K (Pa/s ⁿ)	Indice de consistance
K_{HB} (Pa/s ⁿ)	Indice de consistance de Herschel-Bulkley
K_S (Pa/s ⁿ)	Indice de consistance de Sisko
m (kg)	Masse du RPC malaxée
N_p (-)	Nombre de puissance

$n_{HB}(-)$	Indice d'écoulement ou de comportement du fluide de Herschel-Bulkley
$n_s (-)$	Indice de viscosité de Sisko
P (Pa)	Pression
R_0 (m)	Rayon de la zone en bloc d'écoulement
RCP	Remblai cimenté en pâte
Re (-)	Nombre de Reynolds
S_s (m ² /kg)	Surface spécifique
t (s)	Temps
U (m/s)	Vitesse d'écoulement
UCS (kPa)	Résistance à la compression simple
w (%)	Teneur en eau massique

Liste des lettres et symboles grecs

$\Delta p/L$ (kPa/m)	Pertes de charge linéaire
Δ	Symbole nabla pour la différence totale
$\dot{\gamma}$ (1/s)	Taux de cisaillement
γ (kN/m ³)	Poids volumique
η (Pas)	Viscosité plastique
η_B (Pas)	Viscosité plastique de Bingham
η_∞ (Pas)	Viscosité à l'infini
ρ (kg/m ³)	Masse volumique
ρ_s (kg/m ³)	Masse volumique des grains solides
τ (Pa)	Contrainte de cisaillement
τ_{HB} (Pa)	Seuil de cisaillement de Herschel-Bulkley

τ_o (Pa)	Seuil de cisaillement de Bingham
τ_{oc} (Pa)	Seuil de cisaillement critique
Ω (rpm)	Vitesse angulaire
δ_{ij} (-)	symbole de Kronecker
μ (kg/(m.s))	Viscosité dynamique
ν (m ² /s)	Viscosité cinématique

LISTE DES ANNEXES

Annexe A - ERREURS STANDARDS TYPIQUES (ÉQUATION [3-11]) DES MODÈLES RHÉOLOGIQUES	148
---	-----

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte de l'étude

A l'heure actuelle, l'exploitation des ressources minérales contribue de manière significative au développement socioéconomique des communautés à travers la planète. Elle génère des retombées économiques et constitue un secteur de grande importance. Mais, les défis qui accompagnent cette exploitation ne sont pas négligeables. C'est le cas d'énormes quantités de rejets générés par l'industrie minière, incluant les roches stériles et les rejets de concentrateurs ou résidus miniers. En effet, Mudd and Boger (2013) ont indiqué une production annuelle de résidus comprise entre 5 et 7 milliards de tonnes à travers le monde. Selon Lapointe (2012), près de 100 millions de tonnes de rejets miniers étaient générés chaque année par l'industrie minière québécoise, composée en 2012 de quelques 50 mines exploitant des métaux et des produits industriels tels que l'or, le cuivre, le fer, etc. Lorsque ces rejets contiennent certains minéraux sulfureux métalliques (pyrite, pyrrhotite,..), ils peuvent s'oxyder sous l'action de l'oxygène en présence de l'eau et générer des eaux acides ou drainage minier acide (DMA). Les réactions menant au DMA sont bien documentées dans la littérature (Steffen and Kirsten 1889; Blowes et al. 1994; Perkins et al. 1995; Parbhakar-Fox and Lottermoser 2015). Le DMA peut causer des impacts environnementaux plus ou moins considérables (Gray 1997; Bell and Donnelly 2006; Hudson-Edwards et al. 2011).

Dans le cas des exploitations minières souterraines, les excavations créées par l'extraction minière peuvent affecter négativement la stabilité géomécanique de l'ossature de la mine et limiter ainsi de manière sensible le taux de récupération du minerai, allant parfois jusqu'à compromettre la rentabilité de l'opération minière (Hester and Harrison 1994; Belem and Benzaazoua 2004; Belem and Benzaazoua 2007; Calvez 2007; Mkpuma et al. 2015). Le remblayage minier peut contribuer au support secondaire des terrains et à la stabilité des excavations, ce qui permet d'augmenter le taux de récupération du minerai (Mitchell et al. 1982; De Souza et al. 2003; Kesimal et al. 2003; Belem and Benzaazoua 2008b). Les remblais miniers les plus utilisés sont le remblai hydraulique (cimenté ou non), le remblai rocheux (cimenté ou non) et le remblai en pâte (toujours cimenté). Le remblai en pâte cimenté (RPC) est actuellement le plus utilisé au Canada (Landriault D. A. et al. 1997; Belem and Benzaazoua 2004) et à travers le monde (Wu et al. 2013; Zhang et al. 2017) en raison des nombreux avantages qu'il procure à l'industrie minière en rapport avec la stabilité des chantiers souterrains, la sécurité des travailleurs, le stockage des rejets, etc. Si le rôle principal du RPC est

d'intervenir comme support de terrain, le recours au RPC constitue aussi une méthode de gestion et de valorisation des rejets miniers dans la mesure où une partie des résidus miniers potentiellement polluants pour l'environnement peut être retournée sous terre.

Le RPC est un matériau composite complexe obtenu après malaxage d'une masse de matériaux constitués principalement de résidus miniers filtrés (68 à 85% solides), d'une quantité relativement petite du liant (2 à 8% par rapport à la masse de résidus secs) et de l'eau de gâchage (15 à 30%). Différents types de liants hydrauliques, tels que le ciment Portland et des ajouts minéraux cimentaires comme les laitiers de haut fourneau, les cendres volantes etc., sont souvent utilisés dans la préparation des recettes de RPCs (Peyronnard and Benzaazoua 2012; Tariq and Yanful 2013; Sheshpari 2015b). Parmi les rôles qu'on assigne au RPC en mines souterraines (support vertical, pilier confiné, pilier autoportant, semelle support, plancher de travail et stockage des rejets), celui de support de terrain permettant la récupération des chantiers secondaires en garantissant la sécurité aussi bien des travailleurs que des équipements de chantiers est sans doute le plus fréquent (Mitchell et al. 1982; Belem et al. 2000). Dans ce cas, le RPC doit présenter des propriétés mécaniques adéquates pour remplir de manière satisfaisante son rôle. La résistance en compression uniaxiale (ou *unconfined compressive strength*, *UCS*) constitue le paramètre-clé pour le design de la stabilité physique des chantiers.

Le RPC doit néanmoins être d'abord transporté dans des pipelines et trous de forages depuis l'usine de fabrication jusqu'au chantier à remblayer. Il doit alors présenter des propriétés rhéologiques qui favorisent son transport en réduisant le frottement à l'interface matériau-conduite. Les propriétés rhéologiques du RPC sont souvent évaluées à travers des paramètres comme le seuil de cisaillement et la viscosité dynamique. Ces propriétés mesurent l'état de fluidité du mélange, c'est-à-dire sa capacité à s'écouler sous l'effet des contraintes appliquées (pression de pompage ou forces de gravité) sans provoquer le blocage dans la conduite durant le transport en pipeline. Le blocage dans la tuyauterie durant le transport du RPC peut engendrer des conséquences néfastes sur les opérations minières : perte de productivité, augmentation du coût de remblayage, etc. Dans la pratique, la consistance du RPC déterminée à l'aide de l'essai d'affaissement au cône d'Abrams (ou slump) est néanmoins utilisée pour évaluer la transportabilité du RPC. L'expérience montre que le slump à l'usine de fabrication du RPC devrait être compris entre 6 et 10 pouces (152–254 mm) (Landriault et al. 1997; Belem et Benzaazoua 2008) pour faciliter le transport du RPC par pompage ou par gravité (selon les caractéristiques des résidus utilisés). Ces dernières années, des

nombreux travaux ont justement été concentrés à la caractérisation physico-chimique, minéralogique, rhéologique et mécanique des RPC (Belem et al. 2000; Benzaazoua et al. 2004; Ouellet et al. 2007; Yilmaz et al. 2008; Wu et al. 2013; Sivakugan et al. 2015; Ouattara et al. 2017b). Un accent particulier a été mis sur l'intégrité structurale de chantiers remblayés avec du RPC, ainsi que sur les interactions entre le RPC et la roche encaissante (Belem et al. 2005; Belem and Benzaazoua 2008a). Plus récemment, il a été démontré que la température du remblai lors de son transport dans les pipelines augmente sensiblement (Kalonji 2016a). Cela peut affecter la résistance mécanique ultérieure du RPC (Wu et al. 2013).

Sachant que le cisaillement se trouve être la principale sollicitation à laquelle est soumis le RPC aussi bien dans les malaxeurs lors de sa préparation à l'usine de remblai que dans les pipelines pendant son transport vers les chantiers, il est indispensable d'étudier son influence sur les propriétés mécaniques et rhéologiques du RPC. À l'échelle du laboratoire où se fait l'optimisation des recettes, l'intensité de cisaillement appliquée au cours du malaxage pour homogénéiser une masse donnée de mélange peut aussi influencer les propriétés mécaniques et rhéologiques du remblai obtenu. Même si les avancées réelles enregistrées sur la caractérisation du RPC sont pertinentes, il n'en demeure pas moins que l'analyse de l'impact des paramètres du processus de malaxage/cisaillement du RPC reste très peu abordée dans la littérature scientifique disponible à ce jour. C'est dans ce contexte que le présent projet a été initié afin de mettre en évidence l'influence du cisaillement induit par le malaxage au laboratoire sur les propriétés mécaniques et rhéologiques du RPC.

1.2 Problématique

Il a été constaté que le rapport entre les valeurs de résistance en compression simple (UCS) mesurées sur des échantillons prélevés dans les chantiers remblayés et celles mesurées sur les éprouvettes de remblai de même formulation préparées au laboratoire ou à l'usine de fabrication du remblai variaient dans un intervalle allant de 2 à 6 (Revell 2000; Belem et al. 2002; Cayouette 2003; Belem 2009). De plus, l'affaissement au cône du RPC (slump), qui est une mesure de la consistance, présente la même anomalie dans la mesure où la différence entre les affaissements mesurés sous terre et en surface (à la sortie du malaxeur à l'usine de fabrication du remblai) variait entre 25 mm et 50 mm (Belem et al. 2003; Creber et al. 2017). Autrement dit, les propriétés du RPC déterminées à l'usine de remblai sont différentes de celles observées au niveau du chantier. Il

se trouve aussi que les mélanges souvent préparés au laboratoire, et sur lesquels se base la formulation de la recette de RPC, pourraient ne pas être représentatifs du RPC mis en place dans les chantiers. Cela peut entraîner des imprécisions plus ou moins considérables dans la formulation des recettes du RPC lors de sa préparation à l'usine de remblai.

Il existe différentes causes pouvant être à la base de cette variation des propriétés du RPC observée entre l'usine de remblai (ou laboratoire) et les chantiers en mines souterraines (Belem et al. 2002, 2009). Les études ont montré que l'effet d'échelle, de la variation de la température (due au gradient géothermal, à l'interaction entre la température du RPC et celle de la roche encaissante ou au frottement du remblai sur la paroi de la conduite) et des conditions de mise en place (drainage, consolidation, etc.) contribuent largement à cette modification des propriétés du RPC (Wu et al. 2013; Kalonji 2016b; Creber et al. 2017). A ce sujet, Chopin et al. (2007) ont observé que l'efficacité d'un mélange fluide-solide, en termes de propriétés rhéologiques et mécaniques, dépendrait de l'énergie de malaxage employée lors de la préparation du dit mélange. L'énergie spécifique de malaxage (ESM) est de ce fait le paramètre le mieux indiqué dont l'analyse permet de minimiser les écarts entre les caractéristiques d'un mélange des matériaux cimentaires obtenues au laboratoire et celles mesurées sur chantier (Orban et al., 1986). Dans le cas du malaxage, cette énergie devrait dépendre essentiellement de la durée de malaxage, de la vitesse de malaxage, de la masse de charge du malaxeur et du type de malaxeur (Collet 2010). La durée de malaxage des matériaux cimentaires par exemple affecte grandement les propriétés hydromécaniques (UCS et taux d'absorption d'eau) et rhéologiques (viscosité et seuil de cisaillement) du mélange qui en résulte (Belem et al. 2003; Rahman et al. 2006; Cazacliu and Roquet 2009; Cazacliu et al. 2013).

La procédure de malaxage des mélanges de RPC rapportée dans la littérature dépend plus de l'appréciation de l'expérimentateur. La durée de malaxage peut varier de 5 à 15 minutes; et la vitesse de malaxage peut passer de la basse (1-speed, malaxeur Hobart par exemple) à la haute vitesse (3-speed, malaxeur Hobart) selon les cas (Belem et al. 2002; Ouattara et al. 2017b), la masse de charge du malaxeur n'étant pas toujours identique (Haiqiang et al. 2016). On ignore cependant à quel point l'ESM induite par cette variabilité des paramètres de malaxage affecte les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC qui en résulte. Dans ces conditions, la comparaison des résultats inter-laboratoires peut s'avérer difficile si la même procédure de malaxage n'a pas été appliquée. Il serait alors pertinent d'évaluer dans quelle mesure l'énergie spécifique dissipée par le cisaillement durant le malaxage du RPC au laboratoire (ou à l'usine de fabrication) et son transport

in situ affecte les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC. Or à ce jour, l'étude de l'énergie spécifique de malaxage dans le contexte de préparation du RPC, ou du moins de l'un de ses composants (durée de malaxage, vitesse de malaxage, masse de la charge malaxée, et type de malaxeur), n'a pas été assez documentée.

1.3 Objectifs de l'étude

L'objectif principal de ce projet de recherche dans son contexte général est d'analyser l'influence du processus de malaxage au laboratoire, évaluée en terme d'énergie spécifique de malaxage (ESM), sur l'efficacité des propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC.

Les objectifs spécifiques associés à cet objectif général sont les suivants :

- développer une méthode d'acquisition d'énergie de malaxage;
- développer une procédure d'évaluation de l'énergie spécifique de malaxage des RPCs;
- échantillonner et caractériser les résidus à utiliser (LaRonde et Westwood);
- étudier l'influence des paramètres de malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques de RPCs;
- évaluer l'impact de l'ESM sur ces propriétés; et
- évaluer de manière préliminaire l'impact de l'énergie dissipée au cours du transport du RPC en pipeline in situ sur les propriétés rhéologiques et mécaniques en se basant sur les résultats obtenus au laboratoire.

1.4 Structure du rapport

Le présent travail est divisé en six chapitres. Le premier chapitre a fait l'objet d'une introduction générale. Le deuxième chapitre concerne la revue de la littérature et se base sur les concepts généraux associés aux remblais miniers et au processus de malaxage. L'emphase est mise sur l'état de l'art de malaxage de produits granulaires de manière générale. Le troisième chapitre décrit la démarche scientifique suivie pour répondre à la question de recherche. Les différents outils de mesures et méthodes permettant d'évaluer l'énergie spécifique de malaxage et son impact sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC sont présentés dans cette partie. Le programme expérimental y est également décrit. Le quatrième chapitre présente et interprète les résultats de la

mesure de l'énergie de malaxage et ceux des essais rhéologiques et mécaniques réalisés dans le cadre de ce travail. Les paramètres de malaxage tels que la durée de malaxage, la vitesse de malaxage, la masse de charge du malaxeur, le type de malaxeur et leur influence sur les propriétés du RPC sont analysés dans ce chapitre. Le cinquième chapitre porte sur une discussion générale des résultats. Le chapitre 6 présente une conclusion ainsi que des recommandations.

CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE

Ce chapitre présente la synthèse bibliographique en rapport avec le présent projet. Il aborde successivement le remblayage minier, le malaxage des produits granulaires, et les comportements rhéologique et mécanique de RPC. Les besoins en recherche sont aussi présentés à la fin de ce chapitre.

2.1 Généralités sur le remblayage minier

La technologie du remblayage minier souterrain a évolué dans le temps et dans l'espace. Elle aurait vu jour aux États-Unis, en Pennsylvanie, vers les années 1864 et a fait son apparition au Canada en 1950 (Belem et al. 2013). Actuellement, cette technologie est répandue à travers le monde (Australie, Chine, Afrique du sud, Allemagne, etc.) (Benzaazoua et al. 2005; Haiqiang et al. 2016).

En tenant compte de la nature de matériaux qui entrent dans la composition du remblai, on distingue principalement trois types de remblai (Amaratunga and Yaschyshyn 1997). Il s'agit de :

- remblai hydraulique ;
- remblai rocheux ;
- remblai en pâte cimenté (RPC).

Plusieurs paramètres peuvent influencer le choix du type de remblai approprié à une mine donnée. Le tableau 2.1 ci-dessous résume les caractéristiques liées à la composition du mélange, ainsi que les avantages et inconvénients associés à chaque type de remblai (Harvey 2004; Belem et al. 2013; Emad et al. 2014). On peut y constater que le RPC présente plus d'avantages comparativement aux autres types de remblai et constitue par conséquent le matériau de remblayage le plus courant au Canada en général et en Abitibi en particulier (Benzaazoua et al. 2005). Dans les paragraphes qui suivent, nous allons nous attarder sur les résultats de quelques études menées sur la caractérisation du remblai cimenté en pâte.

Tableau 2.1 : Caractéristiques de différents types de remblai utilisés dans les mines souterraines
(adapté de Hassani and Archibald 1998)

Types de remblai	Composition du mélange et procédure de mise en place	Avantages	Inconvénients
Remblai rocheux	<ul style="list-style-type: none"> - Roches stériles d'origines minières ou non, de granulométrie comprise entre 1 et environ 100 mm. - Possibilité d'un ajout de 5 à 6% de coulis de ciment. - Système de transport par convoyeurs, camions ou via les cheminées. 	<ul style="list-style-type: none"> - Application simple, Stockage souterrain et diminution de stérile en surface. - Bonne rigidité si la mise en place est correcte. 	<ul style="list-style-type: none"> - Ségrégation, système de transport encombrant et couteux.
Remblai hydraulique	<ul style="list-style-type: none"> - Résidus de concentrateurs (60 à 70% de solide massique), éventuellement hydrocyclonés pour éliminer la fraction des fines (inférieure à 20 μm). - Possibilité d'amendement granulaire (sable, etc.) et ajout de liants hydrauliques. - Grande quantité d'eau. <p>Système de distribution par gravité via les trous forés et pipelines, avec ou sans pompe.</p>	<ul style="list-style-type: none"> - Faibles coûts de distribution et réseau de distribution simple 	<ul style="list-style-type: none"> - Résistance mécanique modérée, voire faible. - Ségrégation entraînant de coûts onéreux de construction des barricades
Remblai en pâte cimenté	<ul style="list-style-type: none"> - Résidus de concentrateur épaissis (70 à 85% de solide massique). Quantité relativement faible d'eau, de liant, et éventuellement d'adjuvants. 	<ul style="list-style-type: none"> - Résistance mécanique élevée. - Pas de ségrégation. - Enfouissement sous terre des rejets miniers potentiellement générateurs du DMA. 	<ul style="list-style-type: none"> - Coût relatifs en capital plus élevés

2.2 Technologie de mise en œuvre du remblai minier en pâte

Le remblai en pâte cimenté est un matériau destiné au remblayage minier des cavités souterraines, issu du mélange des résidus miniers ou rejets de concentrateur filtrés, d'eau, de liant hydraulique

(ciment) et éventuellement d'adjuvants (Hassani and Archibald 1998; Ouattara et al. 2017b). On rencontre dans la littérature plusieurs rôles que peut jouer le RPC en fonction des objectifs technico-économiques et environnementaux poursuivis par les exploitants. Parmi les rôles les plus courants assignés au RPC, on peut citer l'utilisation comme (Hassani and Archibald 1998; De Souza et al. 2003; Belem 2009) :

- support de terrain, avec confinement du pilier et exposition d'au moins une face du pilier (cas de la méthode d'exploitation par chambres et piliers) ;
- pilier autoportant lors de la reprise des chantiers secondaires, avec plusieurs faces exposées ;
- plateforme de travail et/ou de roulage d'engins lourds (cas de la méthode d'exploitation ascendante) ;
- entrepôts sous terre des rejets miniers, éventuellement générateurs de drainage minier acide (DMA).

La technologie de fabrication du RPC comprend plusieurs étapes. La figure 2.1 ci-dessous présente le schéma de principe du procédé de mise en œuvre du RPC, ainsi que les différentes opérations effectuées dans l'usine de fabrication du remblai.

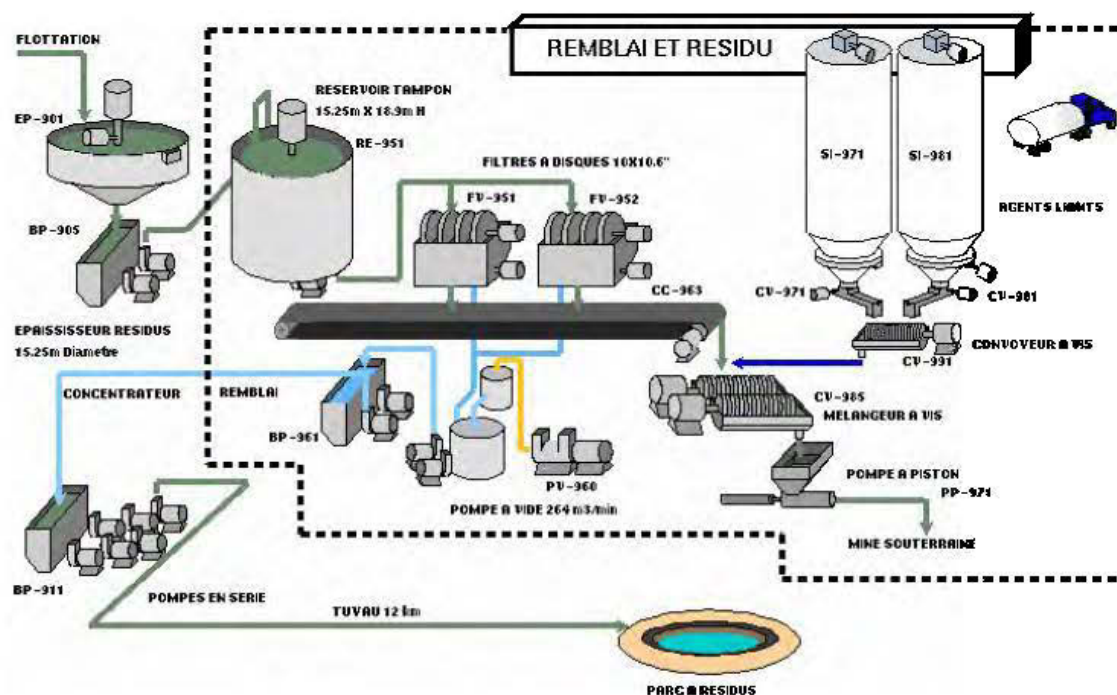


Figure 2.1 : Illustration du schéma de l'usine de fabrication de RPC (tirée de Belem et al. 2003)

L'analyse du schéma de l'usine de remblai ci-dessus permet de distinguer typiquement six (6) opérations dans le procédé classique de fabrication du RPC. On peut citer l'épaississage des résidus, la filtration des résidus, l'ajout des agents liants, l'ajout de l'eau, le malaxage du mélange et la distribution du RPC ainsi produit dans les chantiers. Ces étapes de fabrication du RPC sont décrites dans ce qui suit.

2.2.1 Épaississage des résidus

L'objectif poursuivi dans cette étape est la concentration de la phase solide des résidus humides, autrement appelés pulpe, provenant des cellules de flottation de l'usine de traitement. La pulpe concernée se présente sous forme d'une boue peu consistante, dont le pourcentage solide massique ($C_w = \text{masse solide/masse totale}$) est compris entre 25 et 45% (Bussiere 2007). Dans cette pulpe, 70 à 97% des grains solides ont une taille inférieure à 80 μm . Après traitement à l'aide des épaisseurs, le pourcentage solide massique est d'environ 55% (Belem et al. 2003). Il convient de noter que ces pourcentages solides sont donnés à titre indicatif et peuvent varier en fonction de la performance des équipements en place, et des caractéristiques des résidus (densité des grains solides, minéralogie, etc...). Compte tenu de l'évolution de la technologie, les différents pourcentages solides présentés ici peuvent être très variables et sont mentionnés seulement à titre indicatif.

2.2.2 Filtration des résidus

La filtration permet le retrait des quantités d'eau importantes dans les résidus épaissis par compression à travers les filtres à disques ou presses (Figure 2.2). Il en résulte une élévation de la concentration en particules solides. Dépendamment de la granulométrie et de la densité, on atteint des valeurs de pourcentage solide massique C_w comprises entre 70 et 85% (Belem et al. 2013). Les résidus qui en sortent sont donc suffisamment secs pour être directement utilisés dans la préparation du RPC.



Figure 2.2 : Vue en perspective d'un filtre à disques permettant la filtration des résidus (tirée de Belem et al. 2003)

2.2.3 Ajout des agents liants

Les agents liants qui rentrent dans la composition du RPC sont généralement connus sous le nom de liants hydrauliques. Il s'agit de composés minéraux anhydres dont la réaction avec l'eau permet la formation des composés hydratés. L'ensemble des réactions chimiques à la base du phénomène de prise et de durcissement du ciment lorsque celui-ci entre en contact avec l'eau est connu sous le nom d'hydratation. Ces réactions sont bien documentées dans la littérature (Benzaazoua et al. 2004), les hydrates formés au cours des principales phases d'hydratations sont composés de 60 à 70% silicates de calcium hydratés (C-S-H), 20 à 25% d'hydroxyde de calcium [$\text{Ca}(\text{OH})_2$] ou portlandite et 15 à 20% de gypse, ettringite et calcium aluminates (Taylor, 1990). L'acquisition des résistances mécaniques et le phénomène de cimentation avec le temps de cure que l'on observe dans le RPC dépendent essentiellement des hydrates ainsi formés (Benzaazoua et al. 2005).

D'autres matériaux (à base de silice) nécessitent cependant la présence de la chaux ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) et de l'humidité pour réagir et former des composés possédant des propriétés liantes; ils sont appelés liants pouzzolaniques. Dans la pratique minière, le ciment Portland est parfois mélangé avec d'autres composés riches en minéraux silicatés présentant des propriétés pouzzolaniques (cendres volantes ou fly ashes, laitier de haut fourneau ou *blast furnace slag*) afin de minimiser le coût associé à l'acquisition du ciment Portland. La norme ASTM C618-03 (2003) distingue deux classes de cendres volantes sur la base de leur composition chimique : classe C et classe F. La somme des trois principaux oxydes, SiO_2 , Al_2O_3 et Fe_2O_3 doit représenter au moins 50% en masse pour les cendres volantes de classe C et 70% pour la classe F (Tariq & Yanful, 2013). La teneur massique

de la chaux (CaO) doit être inférieure à 10% dans la classe C et comprise entre 10% et 30% pour la classe F. Celle-ci est souvent utilisée avec les résidus sulfureux en raison de sa capacité à neutraliser l'acide produit. Le liant obtenu à la suite de ce mélange peut être caractérisé à la fois par l'hydraulicité et la pouzzolanité.

Il existe plusieurs types de liants sur le marché. En fonction de la chimie des minéraux qui les composent, on distingue principalement quatre types de liants hydrauliques : ciments Portland de type GU, ciments Portland résistant aux sulfates, ciments aux laitiers de haut-fourneaux, ciments aux cendres volantes de charbon (Sheshpari 2015a).

La composition chimique de ciment dépend du type et du dosage de roches utilisés lors de sa fabrication. La chaux (CaO) nécessaire est fournie par des roches calcaires, l'alumine (Al_2O_3), la silice (SiO_2) et l'oxyde de fer (Fe_2O_3) par des argiles. Lorsque l'argile est remplacée par la bauxite et que l'alumine représente au moins 30% en masse dans la composition du ciment, on obtient un produit réfractaire à prise lente mais à durcissement rapide et capable de résister aux milieux agressifs, qu'on appelle ciment alumineux.

La projection des principaux liants hydrauliques et pouzzolaniques dans un diagramme ternaire CaO- Al_2O_3 - SiO_2 permet de visualiser leurs propriétés hydrauliques ou pouzzolaniques (Figure 2.3).

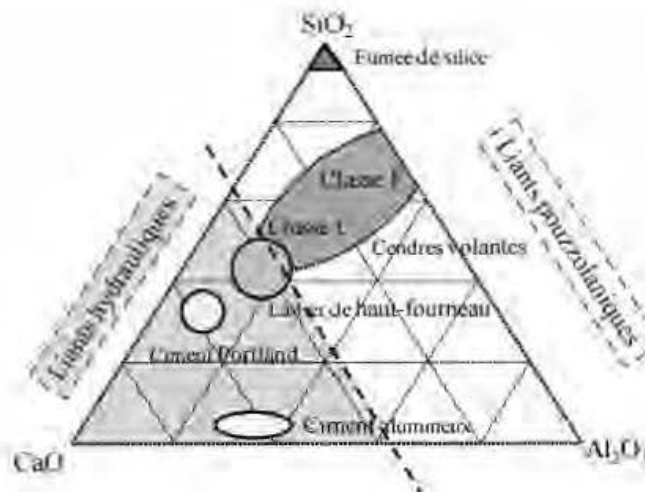


Figure 2.3 : Représentation de la composition des divers liants sur un diagramme ternaire CaO- Al_2O_3 - SiO_2 (tirée de Coussy 2011)

Cette figure montre que le processus de prise et de durcissement des ciments Portland et alumineux est dû au phénomène d'hydratation, tandis que pour les ciments aux laitiers de haut-fourneaux et ceux aux cendres volantes c'est plutôt l'effet combiné de l'hydratation et des réactions pouzzolaniques qui en est à la base. Le tableau 2.2 ci-dessous présente de manière succincte les caractéristiques de principaux liants hydrauliques et pouzzolaniques utilisés dans la fabrication des RPCs.

Tableau 2.2 : Caractéristiques des principaux liants hydrauliques utilisés dans la confection de RPC (adapté de Hane 2015)

Liant hydraulique	Composition	Domaines d'emploi/ caractéristiques
Ciment Portland de type GU	Composé de 50 à 70 % de Silicate tricalcique $3CaO.SiO_2$, 15 à 30 % de Silicate bicalcique $2CaO.SiO_2$, 5 à 10 % d'Aluminate tricalcique $3CaO.Al_2O_3$, 5 à 15 % d'Aluminoferrite Tétracalcique $4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3$, 2 à 6 % de Gypse $CaSO_4$	Liant le plus utilisé et le plus disponible sur le marché
Ciment Portland résistant aux sulfates	Ciment Portland (CP) de type 50 en mélange avec le CP de type GU	Résidu contenant des teneurs élevées en sulfures. Eau enrichie en ions sulfates
Ciment aux laitiers de haut-fourneaux	70 à 90 % de slag en mélange avec le CP de type GU	Acquisition des fortes résistances mécaniques en long terme ; faible résistance en présence de sulfates.
Ciment aux cendres volantes de charbon	30 –50 % de Fly Ash en mélange avec le CP de type GU	Faible coût de production Temps de cure relativement long pour le développement des résistances mécaniques.

2.2.4 Ajout de l'eau

L'eau ajoutée dans la matrice du remblai joue un rôle important dans le processus de mise en œuvre du RPC. L'homogénéité de ce dernier lors du malaxage, et par conséquent ses propriétés mécaniques et rhéologiques, dépendront de la chimie de l'eau utilisée, mais également de la quantité totale d'eau (l'eau interstitielle des résidus et l'eau de mélange ajoutée) présente dans le mélange. En fonction de sa source (l'eau de mine recyclée, l'eau de lac, l'eau de mer ou l'eau de

robinet), l'eau présente des propriétés chimiques variées et peut alors influencer dans une grande proportion les comportements mécaniques et rhéologiques du RPC (Benzaazoua 2000; Benzaazoua et al. 2002a; Benzaazoua et al. 2003; Kesimal et al. 2005; Ercikdi et al. 2010). Les études sur la chimie de l'eau de mélange mettent l'accent sur deux facteurs importants : le taux des ions sulfates et la concentration en sel (Ercikdi et al. 2009). Les interactions chimiques intervenant entre l'eau de mélange, le liant hydraulique utilisé et éventuellement les additifs ajoutés (superplastifiants) sont complexes. L'observation de la figure 2.4 permet de s'en rendre compte.



Figure 2.4: Schéma illustrant l'influence de l'interaction entre la chimie de l'eau de gâchage et celle du liant sur le développement de la résistance du RPC (tirée de Benzaazoua et al. 2002b).

Cette figure montre que la chimie de l'eau peut interférer avec celle du liant et altérer le processus d'acquisition d'hydratation. Parmi les causes attribuables à la chimie de l'eau de gâchage susceptibles d'altérer la résistance mécanique du RPC, on peut citer principalement l'attaque sulfatique et le pH de la solution interstitielle contenant les hydrates.

L'attaque sulfatique est causée par les sulfates contenus dans le remblai. Ils proviennent soit de l'oxydation des sulfures contenus dans les résidus (pyrrhotite, pyrite, etc.), soit de l'eau de gâchage et/ou d'infiltration. Le gypse primaire ajouté au produit cimentaire (clinker) comme régulateur de prise apporte également des ions sulfates dans le mélange. Ces sulfates peuvent réagir avec les ions Ca^{2+} issus de la dissolution de la portlandite instable ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) et former du gypse secondaire ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) et de l'ettringite expansif ($3\text{CaSO}_4 \cdot 3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 32\text{H}_2\text{O}$) par substitution ionique (Benzaazoua et al., 1999, 2002; Hassani et al., 2001; Fall and Benzaazoua, 2005; Quillet et al., 1998, 2006; Ercikdi et al., 2009; De Souza et al., 1997). Lorsque la concentration de ces sulfates reste relativement faible (inférieure à 2000 ppm) les hydrates formés peuvent contribuer de manière fictive à l'acquisition de la résistance à court terme du RPC en remplissant les pores initialement occupés par l'eau (Fall and Benzaazoua 2005). Si par contre, cette concentration de sulfates

augmente jusqu'à dépasser un seuil de 8000 ppm, la précipitation massive des hydrates ci-hauts mentionnés peut alors occuper des volumes supérieurs à ceux des pores disponibles dans la matrice du RPC. Cela peut générer des contraintes dans la microstructure du RPC et provoquer des microfissures au sein de la matrice du RPC. Ce comportement, connu sous le nom de l'attaque sulfatique, peut occasionner alors la chute de résistance à moyen et long termes du RPC (Belem and Benzaazoua, 2008). Notons que le rapport $(\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3) / (\text{CaO} + \text{MgO})$ représente dans ce cas un paramètre important, qui conditionne la durabilité des remblais cimentés contre l'attaque sulfatique. La résistance chimique d'un liant au laitier est d'autant meilleure que ce rapport est inférieur à l'unité.

Pour le pH de la solution interstitielle contenant les hydrates, il est connu qu'un pH compris entre 12 et 13 favorise les conditions d'hydratation de liants et donc le processus d'acquisition de résistance mécanique. La portlandite étant l'un des produits les plus sensibles à l'attaque par les sulfates, sa disparition entraîne une baisse de pH à des valeurs inférieures à 12, ce qui peut inhiber la cinétique des réactions d'hydratation. À des pH plus faibles, il peut y avoir lixiviation des ions Ca^{2+} . Les C-S-H subissent alors des transformations qui peuvent augmenter leur porosité et diminuer les propriétés mécaniques.

2.2.5 Malaxage du mélange

Le but principal du malaxage au laboratoire est de créer et maintenir l'homogénéisation de la suspension de la phase solide dans le liquide (Hashem 2012). À l'usine de remblai, l'ensemble de résidus filtrés, liant hydraulique et eau de procédé (avec additifs éventuellement) formant le mélange est agité mécaniquement dans un malaxeur à double vis en vue d'obtenir un milieu granulaire humide homogène (Figures 2.5 a) (Bélem et al. 2008). Au laboratoire, c'est souvent le malaxeur à béton qui est utilisé dans l'optimisation des recettes (Figures 2.5 b) (Belem et al. 2003). Les malaxeurs Hobart sont également couramment utilisés.

Cependant, il convient de reconnaître que les paramètres de malaxage de RPC ne sont pas toujours bien maîtrisés. En effet, l'impact de ces paramètres de malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC n'est pas toujours connu. On note par exemple que la durée du temps de malaxage à l'usine de remblai est estimée à 45 secondes ; tandis que la consistance du remblai désirée, évaluée par des mesures de l'affaissement au cône, constitue le seul indicateur de la fin du

processus de malaxage (Belem et al. 2003). Cette durée de malaxage peut toutefois varier d'une mine à l'autre.



Figure 2.5 : Vue générale des malaxeurs pour les RPC : a) malaxeur à double vis (à l'usine de remblai) et b) malaxeur à béton (au laboratoire) (tirée de Belem et al. 2003).

2.2.6 Distribution du RPC sous terre dans les chantiers

L'usine de fabrication de remblai est généralement installée en surface tandis que les chantiers à remblayer sont situés en profondeur dans les mines souterraines. L'industrie minière recourt à deux techniques essentielles permettant d'assurer le transport et la distribution du remblai en pâte dans les chantiers sous terre : le forage de trous légèrement inclinés et l'installation de conduites (ou pipelines) (Belem et al. 2003). Certaines mines combinent parfois les deux techniques, celles-ci mettent à profit l'énergie potentielle due à la différence de niveaux entre l'usine de remblai en surface et les chantiers sous terre.

Le défi consiste à vaincre les pertes de charge générées par le frottement entre le fluide et les parois de la conduite. Lorsque la pression générée par la gravité n'est pas suffisante pour cheminer le RPC à travers les conduites jusqu'au chantier, on observe alors du colmatage dans la tuyauterie (autrement appelé bouchon). On fait intervenir les pompes pour éviter le blocage dans la tuyauterie et assurer la cadence demandée par le chantier (Kaplan 2001).

De manière générale, on distingue trois circuits de configurations permettant d'assurer la distribution des remblais en pâtes : le système par gravité, le système par pompage et gravité, le système par gravité et pompage (Figure 2.6) (Thomas 1979; Belem and Benzaazoua 2008a). Le

transport du RPC par gravité est utilisé dans les deux mines concernées dans ce projet, à savoir les mines LaRonde et Westwood.

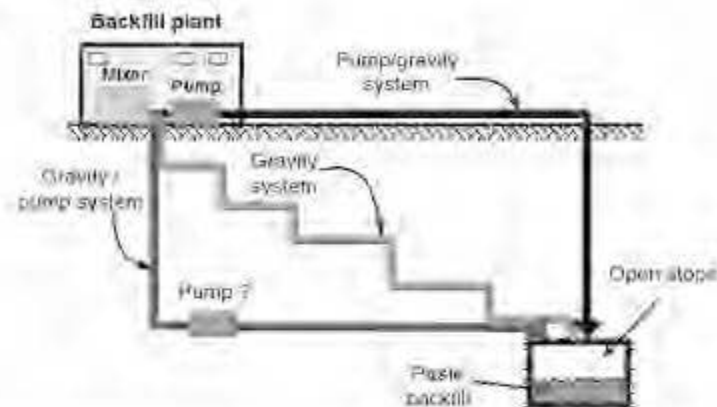


Figure 2.6 : Différentes configurations de distributions de RPC dans les chantiers sous terre
(Belem and Benzaazoua 2008a)

Dans le cas du transport par gravité, l'énergie potentielle que possède le remblai minier à une position donnée par rapport au chantier en mine souterraine est transformée en énergie cinétique et en énergie de pression suivant la loi de la conservation de l'énergie. Si g (N/kg ou m/s^2) représente l'intensité du champ gravitationnel, l'énergie potentielle ou de hauteur E_p (J) que possède une masse de remblai m (kg), à la hauteur h (m), peut être déterminée par l'expression [2-1] ci-dessous:

$$E_p = mgh \quad [2-1]$$

Comme le montre la figure 2.6, le système devrait être conçu de sorte que le transport se fasse en palier. L'énergie accumulée par la masse du remblai lors de sa chute libre sous l'effet de la gravité sur les sections verticales du design est en partie dissipée par frottement entre le remblai et la paroi de la tuyauterie sur les sections horizontales du design. Comme l'utilisation des pompes dans ce système de transport n'est pas requise, la hauteur h des sections verticales du design devrait être déterminée de sorte que l'énergie potentielle générée puisse couvrir d'une part les pertes de charge totales dans la ligne et d'autre part les besoins en énergie cinétique et en énergie de pression nécessaire au transport du remblai.

Si la configuration de la mine n'offre pas la possibilité d'acheminer le remblai dans les différents chantiers sous terre par gravité, on peut alors recourir au système de transport par gravité et pompage. Dans ce cas, le remblai est d'abord pompé sur une distance horizontale avant de s'écouler

par gravité dans une canalisation verticale ou légèrement inclinée jusqu'au chantier souterrain. Dans ce système de transport, la pression de pompage fournie par les pompes devrait être déterminée de sorte que la somme de l'énergie de pression des pompes et de l'énergie potentielle puisse couvrir d'une part les pertes de charge totales dans la ligne et d'autre part les besoins en énergie cinétique et en énergie de pression nécessaire au transport du remblai.

Dans le cas du transport par pompage et gravité, le remblai est d'abord transporté par gravité dans le pipeline ou le puits de forage vertical jusqu'à un niveau sous terre et ensuite distribué horizontalement dans les chantiers à l'aide d'une pompe. La présence des pompes dans ces deux derniers systèmes de transport, limite leur utilisation, à cause des coûts d'investissement relativement importants que cela pourrait générer.

La facilité qu'offre un remblai à se laisser transporter par gravité ou par pompage dépend non seulement de la géométrie du système de distribution et/ou du type de pompe utilisé, mais aussi de ses propriétés rhéologiques décrites plus loin (section 2.4).

2.3 Propriétés géotechniques du RPC

La détermination des propriétés géotechniques du RPC permet de caractériser l'état physique des matériaux solides étudiés. Il est établi que les propriétés du remblai dépendent notamment des caractéristiques physiques des résidus miniers utilisés. Parmi les paramètres physiques les plus importants, on peut citer la porosité (ou l'indice de vide), la teneur en eau massique initiale, la densité des grains solides, le poids volumique humide et la granulométrie.

La porosité n (%) ou l'indice des vides e (-) sont les deux paramètres couramment utilisés pour décrire la proportion des vides contenus dans le remblai. Ils sont respectivement définis comme suit :

$$n = \frac{V_v}{V_T} \quad [2-2]$$

et

$$e = \frac{V_v}{V_s} \quad [2-3]$$

où V_T (m^3), V_S (m^3) et V_v (m^3) représentent respectivement le volume total du remblai (ou résidu), le volume des grains solides et le volume des vides. La porosité totale du RPC est généralement comprise entre 40 et 45% (Belem et al. 2001).

La teneur en eau massique w (%) est la masse de l'eau contenue dans l'échantillon rapportée à la masse du matériau sec. On peut écrire :

$$w (\%) = \frac{M_w}{M_s} \times 100 \quad [2-4]$$

où M_w (kg) et M_s (kg) représentent respectivement la masse d'eau retenue dans les pores d'un échantillon de résidu (ou de RPC) et la masse du résidu (ou RPC) sec.

La densité relative des grains solides D_R (-) est définie par l'expression suivante :

$$D_R = \frac{\rho_s}{\rho_w} \quad [2-5]$$

où

$$\rho_s = \frac{M_s}{V_s} \quad [2-6]$$

Dans ces expressions, ρ_s (kg/m^3) est la densité spécifique des grains solides. ρ_w dont la valeur est $1000 kg/m^3$, représente la masse volumique de l'eau. La valeur de la densité relative D_R peut varier entre 2,6 et 4,5 dépendamment de la quantité des minéraux sulfureux présents dans les résidus (Bussiere 2007).

D'autres paramètres permettent de déterminer la proportion des ingrédients dans le remblai. Il s'agit notamment du pourcentage solide massique C_w (%) et du pourcentage massique de liant B_w (%), définis par les relations ci-après :

$$C_w = \frac{M_s}{M_T} = \frac{1}{1 + w} \quad [2-7]$$

et

$$B_w = \frac{M_{liant}}{M_{ts}} \quad [2-8]$$

où M_T (kg), M_s (kg), M_{liant} (kg) et M_{ts} représentent respectivement la masse totale de matériaux, la masse des grains solides, la masse du liant et la masse sèche des résidus dans le mélange de RPC.

La granulométrie des résidus miniers est l'un des paramètres les plus déterminants dans la fabrication de recettes de remblai. Elle est souvent caractérisée par la courbe granulométrique qui représente la distribution statistique des tailles de grains contenus dans une masse donnée de résidus. Les coefficients d'uniformité C_U (-) et de courbure C_C (-) sont les deux paramètres couramment utilisés pour analyser la courbe granulométrique et ainsi classer les matériaux granulaires en général et les résidus miniers en particulier. Les expressions suivantes permettent de les définir :

$$C_U = \frac{D_{60}}{D_{10}} \quad [2-9]$$

et

$$C_C = \frac{D_{30}^2}{D_{60} D_{10}} \quad [2-10]$$

où D_x est le diamètre des particules correspondant à x % de passant sur la courbe granulométrique.

Des études réalisées sur les mélanges de RPC permettent de limiter la proportion des particules ultrafines ($d < 20 \mu\text{m}$) dans une fourchette allant de 15% à 20 % pour l'obtention de propriétés rhéologiques adéquates afin de réduire la pression dans la conduite lors du transport du remblai (Verkerk and Marcus 1988; Westerholm et al. 2008). Le pourcentage de la fraction fine influence également la résistance mécanique développée par le remblai lors de son hydratation. La proportion des fractions fines dans les résidus miniers peut être caractérisée à l'aide de la courbe granulométrique en déterminant les pourcentages volumiques des particules fines inférieures à 80 μm , 20 μm et 2 μm . Ces différentes fractions fines des matériaux granulaires sont souvent désignées respectivement par des expressions $P_{80\mu\text{m}}$, $P_{20\mu\text{m}}$ et $P_{2\mu\text{m}}$.

2.4 Propriétés rhéologiques des fluides non-newtoniens

2.4.1 Généralités

La rhéologie constitue une branche de la mécanique des milieux continus. Elle étudie le comportement macroscopique (déformation ou écoulement) des matériaux sous l'action des contraintes. Elle s'intéresse plus particulièrement aux milieux dispersés concentrés, plutôt connus sous le nom des fluides non-newtoniens ; il s'agit des fluides dont les propriétés mécaniques dépendent non linéairement de l'énergie mécanique qui leur est appliquée et souvent du temps (Rigal 2012). La caractérisation rhéologique de ces matériaux permet d'établir des lois de comportement des matériaux fluides en vue de la prédiction de leurs écoulements, notamment dans un système de transport. En tenant compte de leur comportement rhéologique, les fluides peuvent être regroupés en deux grandes catégories : les fluides newtoniens et ceux non-newtoniens.

Les fluides newtoniens sont caractérisés par une relation linéaire entre les contraintes de cisaillement et le taux de cisaillement. La viscosité de ces fluides reste constante quelle que soit la variation du taux de cisaillement. Considérons une particule fluide en mouvement à l'instant t sous l'effet d'une contrainte appliquée $\vec{\sigma}$ (Figure 2.7). Dans un système d'axes (x, y, z) , la grandeur cinématique, généralement utilisée en mécanique des milieux continus, pour décrire l'écoulement est le tenseur de gradient de vitesse $\vec{\gamma}$.

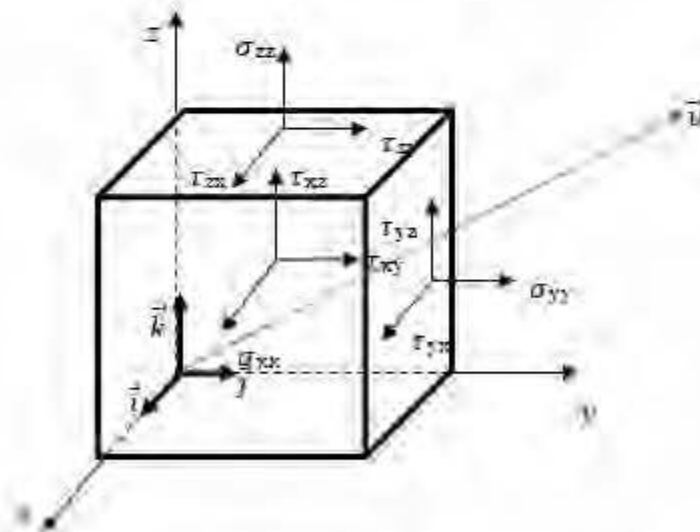


Figure 2.7 : Représentation de la particule de fluide soumise à l'effet des contraintes (adapté de Chhabra and Richardson 2011)

La particule fluide, sollicitée par les contraintes appliquées, est alors animée d'une vitesse U dont le vecteur peut s'écrire comme :

$$\vec{u} = u_x \vec{i} + u_y \vec{j} + u_z \vec{k} \quad [2-11]$$

où $\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$ sont des vecteurs unitaires suivant les axes x, y et z . u_x, u_y, u_z sont les composantes de la vitesse dans les trois directions x, y et z . Le gradient de vitesse, autrement appelé taux de cisaillement, mesure la vitesse de cisaillement au sein d'un fluide sous l'effet des contraintes appliquées. Il permet de décrire la variation spatiale de la vitesse d'écoulement au sein du fluide et peut être noté par une matrice $\dot{\gamma}$, appelée tenseur gradient de vitesse :

$$\dot{\gamma} = \begin{pmatrix} \frac{\partial u_x}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_x}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) & \frac{\partial u_y}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_y}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_x}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_y}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial y} \right) & \frac{\partial u_z}{\partial z} \end{pmatrix} \quad [2-12]$$

Dans cette équation, les expressions $\frac{\partial u_i}{\partial i}$ et $\frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial j} + \frac{\partial u_j}{\partial i} \right)$ représentent respectivement la variation spatiale de la vitesse dans la direction i et la composante de la déformation infinitésimale dans la face ij de la particule fluide.

Notons que lors de l'écoulement d'un fluide homogène dans une conduite circulaire, la vitesse locale s'annule au contact avec la paroi et augmente pour atteindre la valeur maximale vers le centre de la conduite (Le 2014). Ce gradient de vitesse dépend de la contrainte de cisaillement appliquée et de la nature du fluide. L'état de contraintes au sein du fluide est noté par une matrice $\vec{\sigma}$, dite tenseur de contraintes dont l'expression est:

$$\vec{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad [2-13]$$

où σ_{ii}, τ_{ij} sont respectivement la contrainte normale dans la face i et la contrainte tangentielle sur la face i suivant l'axe j de la particule fluide. Cette contrainte de cisaillement dans une section droite de la conduite atteint sa valeur maximale au contact avec la paroi de la conduite et diminue jusqu'à s'annuler au centre de la conduite. La viscosité absolue (ou newtonienne) du fluide est

définie comme le rapport du tenseur de contrainte par le gradient de la vitesse ; c'est la propriété qu'a un fluide à résister à l'écoulement sous l'effet des forces appliquées. Elle mesure le frottement entre les couches adjacentes d'un fluide lors de son écoulement ou sa déformation.

En considérant la surface de cisaillement normale à l'axe des x (par exemple), il est possible de définir les lois de comportement d'un fluide newtonien incompressible (Bird et al. 2002).

Lorsqu'on applique une force sur un volume élémentaire d'un fluide pour le mettre en mouvement (écoulement), il est convenu en mécanique de fluides qu'il se développe des contraintes dues à la pression thermodynamique p (normale à chaque face) et aux forces de viscosité π_{ij} (tangentes ou de cisaillement). La contrainte normale (perpendiculaire à la face j et orientée suivant la direction i) peut alors s'écrire comme suit (Chhabra and Richardson 2011; Irgens 2016):

$$\tau_{ij} = p\delta_{ij} + \pi_{ij} \quad [2-14]$$

où δ_{ij} est le symbole de Kronecker ($\delta_{ij} = 1$ si $i = j$ et $\delta_{ij} = 0$ si $i \neq j$)

Dans le cas d'une surface de cisaillement normale à l'axe des x , les composantes de la force (par unité de surface) agissant sur cette face peuvent s'écrire comme :

$$\tau_{ij} = p + \pi_{xx} \quad [2-15]$$

$$\tau_{xy} = \pi_{xy} \quad [2-16]$$

$$\tau_{xz} = \pi_{xz} \quad [2-17]$$

Si le fluide est isotrope (cas des fluides newtoniens), p et π_{ij} peuvent être décrites comme combinaisons linéaires de gradients de vitesse :

$$\tau_{ij} = A\left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j}\right) + B\left(\frac{\partial V_x}{\partial x} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z}\right)\delta_{ij} \quad [2-18]$$

Dans le cas simple de fluides newtoniens $A = -\mu$. On admet en mécanique des fluides que

$$B = \frac{2}{3}\mu - d \quad [2-19]$$

où d est la viscosité de dilatation ($d = 0$ pour les fluides newtoniens)

En revenant au cas particulier des équations [2-15 à 2-17], on obtient :

$$\tau_{xx} = -\mu \left(\frac{4}{3} \frac{\partial u_x}{\partial x} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_y}{\partial x} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_z}{\partial x} \right) \quad [2-20]$$

$$\tau_{xy} = -\mu \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} - \frac{\partial u_y}{\partial y} \right) \quad [2-21]$$

$$\tau_{xz} = -\mu \left(\frac{\partial u_x}{\partial z} - \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) \quad [2-22]$$

Le tenseur de contraintes peut alors s'écrire comme :

$$\begin{pmatrix} \tau_{xx} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \end{pmatrix} = -\mu \begin{pmatrix} \frac{4}{3} \frac{\partial u_x}{\partial x} & -\frac{2}{3} \frac{\partial u_y}{\partial x} & -\frac{2}{3} \frac{\partial u_z}{\partial x} \\ \frac{\partial u_x}{\partial y} & \frac{\partial u_y}{\partial x} & 0 \\ \frac{\partial u_x}{\partial z} & 0 & \frac{\partial u_z}{\partial x} \end{pmatrix} \quad [2-23]$$

Dans le cas du cisaillement simple d'un fluide newtonien, les conditions suivantes doivent être satisfaites (Barnes et al. 1989):

Les composantes normales de la contrainte normale déviatorique sont nulles

$$\tau_{xx} = \tau_{yy} = \tau_{zz} \quad [2-24]$$

Les contraintes normales s'annulent également :

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \sigma_{zz} \quad [2-25]$$

L'expression [2-23] se réduit à :

$$\tau_{xy} = -\mu \frac{d u_x}{d y} \quad [2-26]$$

Pour un fluide incompressible de densité ρ cette équation peut s'écrire aussi comme :

$$\tau_{xy} = -\rho \nu \frac{d u_x}{d y} \quad [2-27]$$

où μ , ν et dy représentent respectivement la viscosité dynamique, la viscosité cinématique et la fine épaisseur de la couche de fluide cisailé entre deux plans parallèles. Le signe négatif ($-$) dans le membre de droite de l'expression [2-26] indique que la contrainte τ_{xy} est une mesure de la résistance au mouvement. La quantité ρu_x représente la quantité de mouvement suivant la direction x par unité de volume de fluide et τ_{xy} le flux de la quantité de mouvement dans la direction y .

Quand un fluide newtonien s'écoule de manière laminaire, il doit avoir une vitesse locale nulle dans la zone de contact avec un solide immobile (une paroi, par exemple). En s'éloignant du solide la vitesse va augmenter jusqu'à atteindre, à une certaine distance, une valeur maximale (Irgens 2016). L'expression [2-26] montre également que la viscosité est inversement proportionnelle au gradient de la vitesse. Cela sous-entend que la diminution de la viscosité dynamique du fluide permet d'accroître les profils de vitesse dans la conduite. La figure 2.8 illustre le profil des vitesses dans un écoulement laminaire d'un fluide newtonien dans une conduite circulaire.

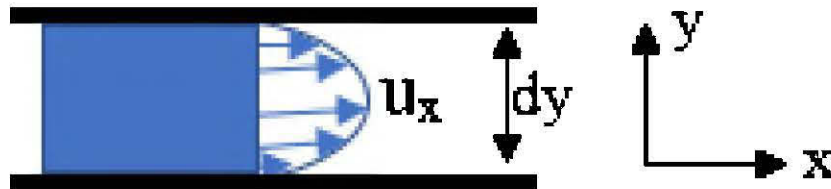


Figure 2.8 : Représentation du profil des vitesses dans un écoulement laminaire d'un fluide newtonien

La viscosité μ est indépendante du taux de cisaillement ou de la contrainte de cisaillement τ_{xy} , mais dépend plutôt de la température et de la pression du fluide. Elle ne dépend pas non plus du temps de cisaillement du fluide.

Contrairement aux fluides newtoniens, les fluides non-newtoniens sont ceux dont le tenseur des contraintes ne peut pas être exprimé comme une fonction linéaire et isotrope des composantes du tenseur de vitesse de déformation (Barnes et al. 1989). Un fluide non-newtonien est celui dont le rhéogramme (courbe de variation des contraintes en fonction de la variation du taux de cisaillement) est non linéaire. Dans ce cas, la viscosité apparente n'est plus une propriété intrinsèque du matériau. En plus de la pression et de la température, elle dépend des conditions dans lesquelles le cisaillement est réalisé : taux de cisaillement, durée de cisaillement, géométrie du matériel dans lequel le fluide est cisailé, etc (Chhabra and Richardson 2011). Les fluides non-newtoniens ont un comportement parfois qualifié de complexe ; on les repartie généralement en

trois familles : les fluides indépendants du temps, autrement appelés fluides visqueux, les fluides dépendants du temps, et enfin les fluides viscoélastiques.

2.4.2 Fluides à comportement rhéologique indépendant du temps

Les contraintes de cisaillement développées dans cette catégorie de fluides, induites par le taux de cisaillement appliqué, ne sont pas influencées par la durée du temps de cisaillement (Ouattara 2011). On rencontre dans la littérature principalement trois types de comportement rhéologique associés à cette famille de fluides (Figure 2.9): fluides pseudoplastiques ou rhéofluidifiants, dilatants ou rhéoépaississants et viscoplastiques.

Les fluides pseudoplastiques ou rhéofluidifiants sans seuil de cisaillement, pour lesquels la viscosité apparente diminue avec l'accroissement du taux de cisaillement. Les fluides dilatants ou rhéoépaississants sans seuil de cisaillement, contrairement au comportement rhéofluidifiant, la viscosité apparente de ces fluides augmente avec le taux de cisaillement. Ce comportement est plutôt rarement observé comparativement à la rhéofluidification. Il convient de noter que ces comportements rhéologiques ne sont pas exclusifs : un fluide peut passer d'un comportement rhéoépaississant à celui rhéofluidifiant, voire même newtonien, dépendamment de la plage des taux de cisaillement en présence (Rigal 2012).

Les fluides viscoplastiques, souvent appelés fluides à seuil de cisaillement. Ces fluides sont caractérisés par l'existence d'une contrainte seuil, dite seuil de cisaillement, à partir de laquelle leur écoulement ou déformation est rendu possible. En-dessous du seuil de cisaillement, ces fluides ont un comportement rigide similaire à celui des solides et, une fois le seuil de cisaillement dépassé, on observe un comportement visqueux. C'est pourquoi le seuil de cisaillement est aussi appelé contrainte de cisaillement critique (Le 2014).

Le seuil de cisaillement est un paramètre clé qui intervient dans le design des systèmes de transport des fluides viscoplastiques. En effet, à cause de la variation de la contrainte de cisaillement dans la section droite de la conduite, il se forme deux zones d'écoulement dans la conduite. La première, appelée zone d'écoulement en bloc (piston) et localisée au centre de la conduite, est formée des particules relativement grossières. La deuxième, située au contact avec la paroi, est constituée des particules plus fines. Cette zone est appelée la couche limite et joue le rôle de lubrificateur pour permettre aux particules relativement grossières constituant la zone d'écoulement en bloc de glisser sur la paroi. Plus le seuil de cisaillement est faible, plus petit sera le diamètre de la zone

d'écoulement en bloc et plus petites seront les pertes de charge dans la conduite. Jacobsen et al (2008) ont exprimé cette observation par la relation analytique ci-dessous :

$$R_0 = \frac{2\tau_0}{dp/dl} \quad [2-28]$$

où $R_0(m)$ est le rayon de zone d'écoulement en bloc, τ_0 (Pa) le seuil de cisaillement et dp/dl (Pa/m) le gradient de la pression ou la variation de la pression dans le fluide. R_0 est donc situé à l'interface de la zone cisailée (couche limite) et de la zone non-cisailée (zone d'écoulement en bloc). Cette expression montre que dans un système de transport en pipelines, la variation des pertes de charge et des propriétés rhéologiques du fluide en présence sont en réalité interdépendantes (Le 2014).

Le rhéogramme des fluides à seuil peut être linéaire ou non-linéaire. Un rhéogramme linéaire correspond au cas le plus simple des fluides viscoplastiques : c'est le fluide plastique de Bingham. On distingue les fluides rhéofluidifiants et rhéoépaississants à seuil dans le cas de non-linéarité du rhéogramme. Précisons néanmoins que les fluides rhéoépaississants à seuil sont de moins en moins rencontrés en pratique. Certains auteurs ont toutefois montré que le concept de seuil de cisaillement n'est que fictif, affirmant qu'il n'existe pas de matériau possédant un certain seuil de cisaillement. Ils considèrent qu'il s'agit tout simplement d'une transition de comportement allant d'un état presque solide à un état presque liquide que l'on peut observer dans une gamme de seuil de cisaillement donnée (Barnes et Walters, 1985 ; Barnes, 1999 ; Astarita, 1990 ; Schurz, 1990 ; Uhlherr et al., 2005 ; Coussot et al., 2009).

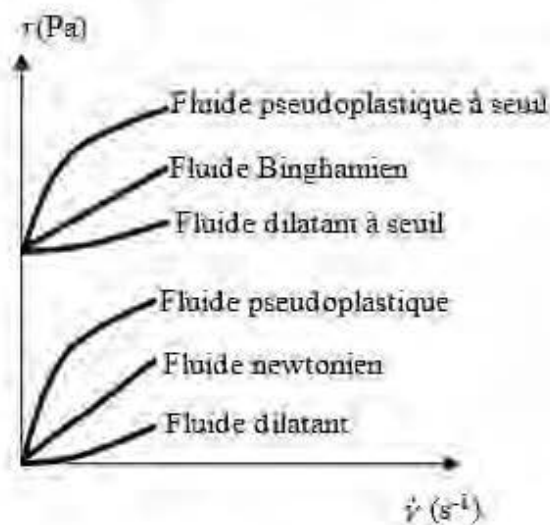


Figure 2.9 : Comportements rhéologiques des fluides indépendants du temps

2.4.3 Fluides à comportement rhéologique dépendant du temps

À un taux de cisaillement constant, certains fluides voient leur viscosité varier en fonction du temps pendant lequel ils sont soumis au cisaillement. On rencontre deux types de comportements différents dans cette catégorie des fluides : la thixotropie et la rhéopexie. Un fluide soumis à un taux de cisaillement constant est dit thixotrope si sa viscosité diminue de manière réversible avec l'augmentation du temps de cisaillement (Figure 2.10). Ce phénomène serait dû à une destruction progressive de la microstructure du fluide. Il s'en suit une reconstruction de la structure au bout d'un temps après l'annulation de la contrainte appliquée, ce qui se traduit de nouveau par une augmentation de la viscosité. On obtient alors une boucle d'hystérésis dont la forme et l'aire de la surface dépend notamment de la durée du temps de cisaillement. Cette boucle d'hystérésis peut être observée en représentant la thixotropie et rhéopexie dans un graphique montrant la variation de la contrainte de cisaillement à différents taux de cisaillement.

Souvent appelée antithixotropie, la rhéopexie est le phénomène opposé à la thixotropie. On rencontre rarement quelques fluides dont la viscosité augmente de manière réversible avec le temps de cisaillement, sous l'effet d'un taux de cisaillement constant.

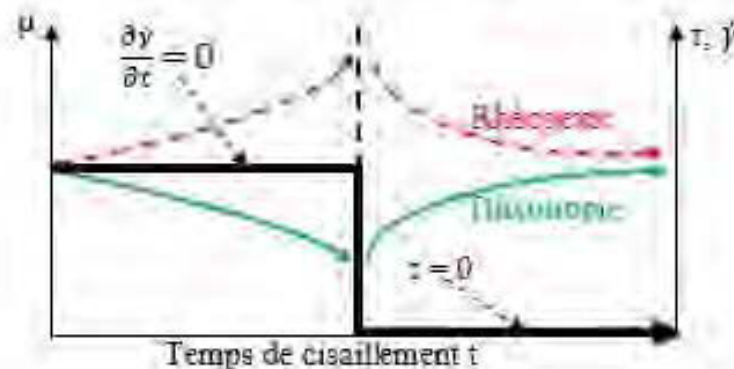


Figure 2.10 : Comportement rhéologique des fluides dépendant du temps : variation de la viscosité avec le temps de cisaillement à un taux de cisaillement constant.

2.4.4 Fluides viscoélastiques

À l'absence d'un comportement dépendant du temps au sens de la thixotropie, certains matériaux ont la propriété de se comporter à la fois comme un solide élastique (déformation instantanée avec stockage d'énergie) et un liquide visqueux (déformation continue avec dissipation d'énergie) en fonction de l'évolution temporelle de la sollicitation. Ce sont des fluides viscoélastiques. On dit

qu'ils ont un comportement intermédiaire entre un comportement Hookien et celui newtonien. Pour caractériser la nature viscoélastique d'un matériau, on utilise couramment le nombre de Deborah De , défini par :

$$De = \frac{\delta}{t} \quad [2-29]$$

où δ et t sont respectivement le temps de relaxation, caractérisant la fluidité intrinsèque d'un matériau, et le temps caractéristique de l'expérience ou de l'observation.

Le matériau possède un comportement viscoélastique lorsque la valeur de De tend vers zéro. Pour des valeurs de De largement inférieures à 1 et largement supérieure à 1, le matériau se comporte respectivement comme un liquide et comme un solide élastique.

2.4.5 Modèles des lois de comportement rhéologiques

Plusieurs lois, sous formes de modèles mathématiques, ont été proposées par différents auteurs pour décrire les comportements rhéologiques des matériaux fluides. Elles expriment la réponse des fluides à l'écoulement sous l'effet de l'application des contraintes, autrement dit, la variation des contraintes de cisaillement τ dans les fluides soumis à la variation du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$. Elles sont de type :

$$\tau = f(\dot{\gamma}) \quad [2-30]$$

Dans ce qui suit, nous présentons les modèles qui sont couramment utilisés. Le tableau 2.3 donne le résumé des modèles d'écoulement des fluides non-newtoniens les plus communs dans la littérature. Il s'agit essentiellement de la catégorie des fluides à comportement rhéologique indépendant du temps.

Tableau 2.3 : Modèles de lois de comportement rhéologiques définissant l'écoulement des matériaux fluides

Modèle	Description
Modèle d'Ostwald-De Waele ou loi de puissance $\tau = K \dot{\gamma}^n \quad [2-31]$	K (Pa.s ⁿ) : coefficient de consistance n (-) : indice de comportement d'écoulement n < 1 : comportement rhéofluidifiant ; n > 1 : comportement rhéoépaississant; n = 1 : comportement est newtonien. Ce modèle n'est valable que pour une gamme des valeurs de $\dot{\gamma}$. À bas et haut taux de cisaillement, le modèle montre ses limites. De plus, la valeur du coefficient de consistance K dépend de celle de n pour un fluide donné. Par conséquent, il est difficile de comparer les coefficients de consistance K des fluides si leurs indices de comportement n ne sont pas les mêmes.
Modèle de Bingham $\tau = \tau_B + \mu_B \dot{\gamma} \quad [2-32]$	τ_B (Pa) est le seuil de cisaillement de Bingham et μ_B (Pa.s) viscosité plastique de Bingham Ce modèle est le plus simple pour décrire le comportement des fluides viscoplastiques.
Modèle de Herschel-Bulkley $\tau = \tau_{HB} + K_{HB} \dot{\gamma}^{n_{HB}} \quad [2-33]$	K_{HB} (Pa.s ⁿ) et n_{HB} (-) sont respectivement l'indice de consistance et l'indice de structure (ou de comportement) de fluide de Herschel-Bulkley, et τ_{HB} est le seuil de cisaillement de Herschel-Bulkley. Dépendamment de la valeur de n_{HB} , ce modèle peut être bien adapté pour les matériaux viscoplastiques présentant un comportement rhéofluidifiant ($n_{HB} < 1$), rhéoépaississant ($n_{HB} > 1$) ou de Bingham ($n_{HB} = 1$).
Modèle de Casson $\sqrt{\tau} = \sqrt{\tau_{0C}} + \sqrt{\dot{\gamma}} \quad [2-34]$	τ_{0C} est le seuil de cisaillement de Casson. Ce modèle est valable si $\tau > \tau_{0C}$ et est approprié lorsque $\dot{\gamma} < 10 \text{ s}^{-1}$ (Irgens 2016).

La capacité qu'a un fluide à résister à l'écoulement peut être décrite en exprimant la viscosité comme une fonction de la vitesse de déformation (ou taux de cisaillement). Les modèles mathématiques donnant la variation de la viscosité dynamique d'un fluide en fonction du taux de

cisaillement sont appelés modèles de viscosité. Le tableau 2.4 ci-dessous en présente les plus couramment rencontrés.

Tableau 2.4 : Modèles de viscosité des matériaux fluides

Modèle	Description
Modèle de puissance $\mu = K\dot{\gamma}^{n-1}$ [2-35]	$K(\text{Pa.s}^n)$: coefficient de consistance $n (-)$: indice de comportement d'écoulement
Modèle de Cross $\frac{\mu - \mu_\infty}{\mu_0 - \mu_\infty} = \frac{1}{1 + \beta(\dot{\gamma})^{n_c}}$ [2-36]	β et $n_c (< 1)$ sont des paramètres expérimentaux ; μ_∞ et μ_0 valeurs de viscosité à haut et bas taux de cisaillement, aussi appelées viscosité à l'infini et viscosité initiale respectivement. Ce modèle est une extension de la loi de puissance.
Modèle de Carreau $\frac{\mu(\dot{\gamma}) - \mu_\infty}{\mu_0 - \mu_\infty} = [1 + (\alpha\dot{\gamma})^2]^{(n-1)/2}$ [2-37]	$n(<1)$ et α représentent l'indice de comportement d'écoulement et le temps caractéristique. Ce modèle peut être approprié lorsque le modèle de puissance montre ses limites à haut et bas taux de cisaillement; il décrit un comportement rhéofluidifiant.
Modèle d'Ellis $\mu = \frac{\mu_0}{1 + \left(\frac{\tau}{\tau_{1/2}}\right)^{\lambda-1}}$ [2-38]	$\tau_{1/2}$ et $\lambda(>1)$ sont des paramètres expérimentaux. Plus λ est grand, plus le fluide présente un comportement rhéofluidifiant. Ce modèle peut être approprié lorsque le modèle de puissance montre ses limites à faibles taux de cisaillement
Modèle de Sisko $\mu = \mu_\infty + K_s\dot{\gamma}^{n_s+1}$ [2-39]	K_s et n_s sont respectivement des indices de consistance et de viscosité de Sisko.

2.4.6 Propriétés rhéologiques du RPC

Les remblais en pâte cimenté (RPC) possèdent un comportement des fluides non-newtoniens et sont souvent décrits comme fluide plastique de Bingham (Belem et al. 2003). Dans certains cas, c'est plutôt le modèle de Herschel-Bulkley qui permet de mieux ajuster les courbes d'écoulement

des RPC et un comportement thixotropique est parfois observé dans ce type de matériaux (Ouattara et al. 2010; Ouattara 2011; Kalonji 2016a). Différents paramètres internes et externes à la composition du RPC peuvent exercer une influence négative ou positive considérable sur ses propriétés rhéologiques. Parmi les paramètres liés à la composition du RPC, on peut citer : le pourcentage solide, la densité des grains solides, la distribution de la taille des particules, la minéralogie des résidus, le type et la proportion du liant utilisé, la concentration en sel dans l'eau de mélange et le type et la proportion des adjuvants réducteurs d'eau de grande portée ou superplastifiants (Haiqiang et al. 2016; Deng et al. 2017; Ouattara et al. 2017a). Les paramètres externes sont constitués principalement de la température, du cisaillement dû au frottement et l'évolution du processus d'hydratation (Wu et al. 2013; Kalonji 2016b; Creber et al. 2017). La figure 2.11 ci-dessous est une illustration qui montre les principaux paramètres qui peuvent influencer les propriétés rhéologiques du RPC.

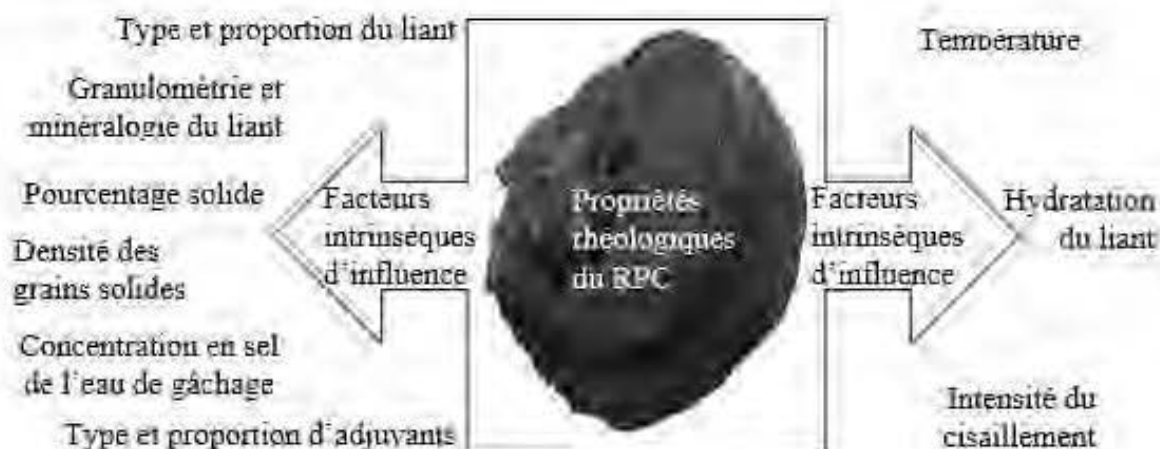


Figure 2.11 : Illustration montrant les différents facteurs d'influence des propriétés rhéologiques du RPC.

Dans ce qui suit, les principaux résultats des études sur la rhéologie des mélanges de RPC obtenus par différents auteurs sont présentés. Une relation permettant d'estimer le seuil de cisaillement à partir du pourcentage solide massique des remblais en pâte a été proposé par différents chercheurs (Clayton et al. 2003; Ercikdi et al. 2009):

$$\tau_0 = \alpha C_{ws}^\beta \quad [2-40]$$

où α et β sont des paramètres liés aux conditions expérimentales. Cette expression montre que le seuil de cisaillement évolue de manière proportionnelle avec le pourcentage. Lorsque le paramètre

β est supérieur à 1, le seuil de cisaillement augmente avec le pourcentage. Ce qui est généralement observé dans le cas des mélanges de RPC. Ouattara (2011) a étudié l'influence des types de liants et leurs proportions sur les propriétés rhéologiques des RPC. Il a observé que les liants ont pour effets de croître les propriétés rhéologiques (viscosité et seuil de cisaillement). En effet, le seuil de cisaillement et la viscosité ont tendance à augmenter en fonction de la quantité de liant ajouté, et cela quel que soit le type de liant utilisé (Ouattara et al. 2010). La figure 2.12 ci-dessous montre l'effet de différents types des liants (ciment portland CP, mélange ciment portland et slag CP-SG) sur les rhéogrammes en considérant un taux de liant de 4,5% et différents pourcentages solides (70% et 72,5%).

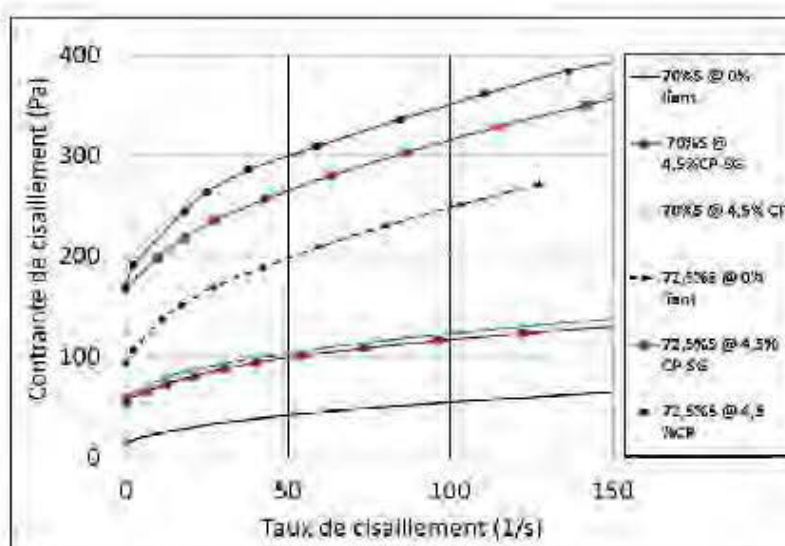


Figure 2.12 : Illustration de l'effet des liants et du pourcentage solide sur les rhéogrammes du RPC (Ouattara et al. 2010).

On peut observer sur la cette figure que pour un taux de cisaillement donné, la contrainte de cisaillement augmente avec le taux de liant et le pourcentage solide dans le RPC. Une étude menée par Kalonji (2016a) sur les résidus Goldex et Méliadine a montré que les propriétés rhéologiques des RPCs ont tendance à augmenter avec la température (entre 2 et 45°C), tout en soulignant le comportement plastique rhéofluidifiant proche de la loi de Bingham de ces derniers. D'autre part, une augmentation de la concentration en sel dans l'eau de mélange de 5 à 20 g/ml entraîne une diminution des propriétés rhéologiques dans une zone de température comprise entre 2 et 20°C.

L'influence des températures négatives (-1°C, -6°C et -12°C) et de la concentration en sel (NaCl) sur le seuil de cisaillement des mélanges de RPC a été étudié par Haiqiang et al. (2016). Les

résultats ont montré que la diminution de la température contribue à baisser le seuil de cisaillement du RPC. Cela est dû à la présence des forces répulsives entre les particules à court terme au début de l'hydratation de ciment. En effet, des faibles températures ralentissent le processus d'hydratation, ce qui favorise la diminution du seuil de cisaillement. L'augmentation de la concentration en NaCl contribue également à baisser le seuil de cisaillement. La raison de cette réduction est principalement attribuée au potentiel zéta négatif élevé dû à l'absorption des ions de NaCl sur la surface des particules de ciment et sur les produits d'hydratation. Cela crée des forces répulsives entre les particules et améliore la fluidité du RPC. Lorsque cette absorption de NaCl atteint la saturation, on observe toutefois une augmentation du seuil de cisaillement.

Deng et al. (2017) ont étudié l'effet de deux types de liant (cendre volante et laitier de haut fourneau) sur la consistance du RPC et ont trouvé que la cendre volante (aussi appelée Fly ash) a tendance à améliorer la fluidité du RPC grâce à sa densité élevée comparativement au laitier de fourneau (aussi appelé Slag). Creber et al. (2017) ont observé que le seuil de cisaillement du RPC diminue au cours de son transport en pipeline. Le frottement entre les particules du RPC et la conduite serait à la base de ce comportement. L'élévation de la température du RPC a été aussi reportée dans la même étude. L'effet géothermal et la dissipation de la chaleur par frottement sont les deux raisons principales qui justifieraient cette augmentation de la température selon cette étude. Wu et al. (2013) ont montré que le seuil de cisaillement et la viscosité plastique augmente lorsque la température du RPC augmente.

2.5 Propriétés mécaniques du RPC

La résistance mécanique nécessaire que le RPC doit développer dépend de l'utilisation qu'on en fait dans les mines souterraines. Belem et al. (2003) ont montré qu'on s'intéresse à la rigidité du RPC et à sa cohésion ou à sa résistance au cisaillement selon que le RPC est destiné à supporter le toit d'un vide ou que la méthode de minage employée entraîne l'exposition d'une des facettes du RPC. Dans les deux cas, c'est la résistance en compression uniaxiale (essais moins coûteux), ou uniaxial compressive strength (UCS), qui est utilisée en pratique pour évaluer la résistance mécanique du RPC étant donné qu'il est possible de corréler les différents paramètres mécaniques (module d'élasticité E , résistance à la traction, cohésion, etc.). L'ordre de grandeur des résistances ultimes se présente comme suit (Belem et al. 2003) :

$UCS \geq 5 \text{ MPa}$ pour le cas de support du toit vide et confinement des parois ;

$UCS \geq 1$ MPa pour le cas d'autoportance du RPC avec exposition des facettes.

La littérature présente plusieurs paramètres, internes ou externes à la composition du matériau, pouvant avoir un impact sur le comportement mécanique des RPCs. Les plus couramment rencontrés sont : le type et la proportion des liants, la teneur et la chimie de l'eau ; la granulométrie et la chimie des résidus, les conditions de cure (la température, la pression, le temps, etc.), l'ajout des adjuvants (superplastifiants) et la concentration solide massique.

Il ressort des travaux de Kesimal et al. (2005) que l'augmentation de la proportion des liants dans le RPC entraîne une amélioration de l'UCS quel que soit le type de résidus utilisé. La densité des grains du résidu constitue un autre paramètre qui influence la résistance mécanique des RPC dans la mesure où le taux de liant est calculé par rapport à la masse totale des matériaux secs (résidus et liant). Plus la densité des grains solides est grande, meilleure sera la résistance mécanique. Ces travaux montrent également que la consommation du liant dans le RPC, ce qui représente un facteur important dans le coût de remblayage, augmente avec la densité des grains solides du résidu utilisé ; et cela indépendamment du type de liant (Fall et al. 2005; Ereikdi et al. 2013).

Benzaazoua et al. (2003) ont évalué les différents paramètres pouvant influencer la résistance des RPCs à court, à moyen et à long terme. Ils ont observé que dépendamment du type de liants hydrauliques, la granulométrie des résidus a une grande influence sur le comportement mécanique des RPCs. En effet, le ciment à base de laitier de haut-fourneau (T10-Slag) génère des résistances supérieures à celles générées par le ciment portland (T10-T50) lorsqu'ils sont utilisés à la même proportion (4,5%), comme le montre la figure 2.13a ci-dessous. De plus, le drainage accélère la consolidation du RPC et a donc un effet bénéfique sur la résistance mécanique acquise (Benzaazoua et al. 2003; Yilmaz et al. 2008; Yilmaz et al. 2009; Belem et al. 2013; Yilmaz et al. 2014). Cette résistance croît progressivement dans une plage des temps de cure allant de 14, 28 à 56 jours. Plus le pouvoir pouzzolanique du liant est élevé, meilleur sera la résistance mécanique. La figure 2.13b montre qu'à partir d'une concentration totale de 8000 ppm en sulfates dissous dans l'eau de gâchage, on constate une amélioration des propriétés mécaniques due à la précipitation des sulfates hydratés pendant l'hydratation du liant. Les liants se comportent différemment en fonction du taux de sulfures contenus dans les résidus miniers : le ciment portland CP et le mélange de cendres volantes (Fly ash-CP) développent de bonnes résistances en présence des résidus riches en sulfures, tandis que le liant à base de laitier (slag) s'adapte mieux aux résidus à faible taux de

sulfures (Benzaazoua et al. 2003). L'augmentation de la teneur en eau dans le mélange réduit de manière significative la valeur de l'UCS.

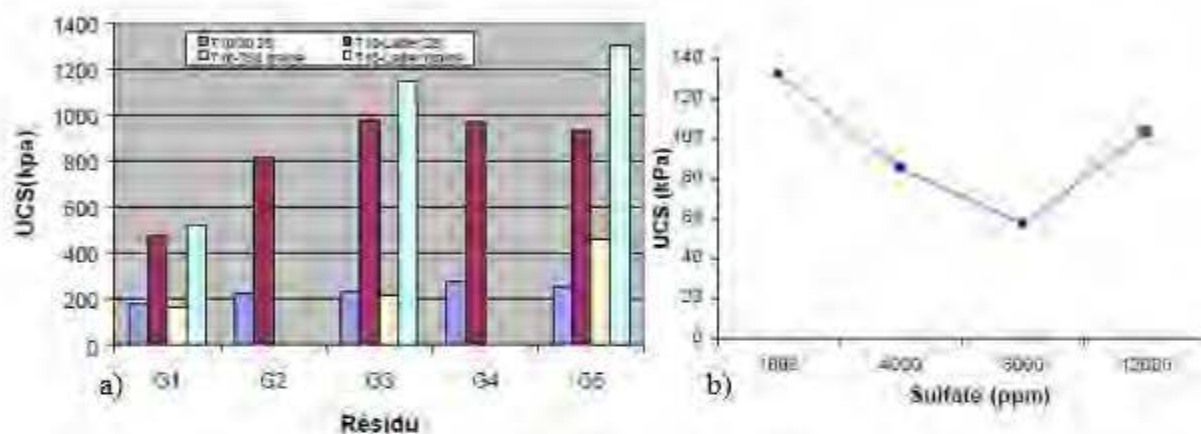


Figure 2.13 : Paramètres d'Influence du comportement mécanique du RPC : a) Effet du type de liants (Ciment Portland (T10-T50) et Ciment au laitier (T10-Slag), à 4,5%) et du drainage sur différentes granulométries (G1 à G5) du résidu ; b) effet de la concentration en sulfates dissous (Benzaazoua et al. 2003).

Fall et al. (2010) ont évalué l'effet de la température de cure sur les propriétés mécaniques des RPC. La figure 2.14 montre que l'augmentation de la température de cure améliore la valeur de l'UCS du RPC, fabriqué avec le liant à base Slag-CP (dans un rapport de 50:50). Lorsque la température de cure est inférieure à 20°C, l'augmentation de la proportion des particules permet d'améliorer la valeur de l'UCS du RPC. Pour des températures suffisamment grandes (supérieures à 200°C), une diminution significative de l'UCS du RPC (Fall et al. 2004) est observée.

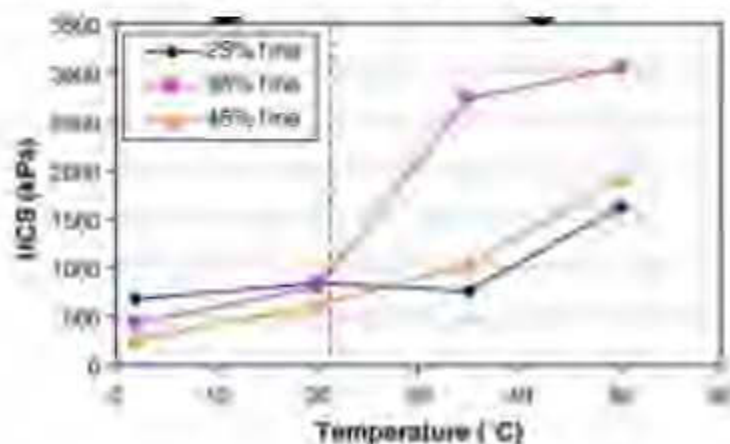


Figure 2.14 : Effet de la température sur la valeur de l'UCS des RPC (Fall et al. 2010).

2.6 État de l'art sur le malaxage des produits granulaires

Les informations sur le processus de malaxage dans le contexte du RPC ne sont pas assez documentées à notre connaissance. C'est pourquoi cette section présente l'état d'avancement des connaissances sur le malaxage des produits granulaires en général et son impact sur les propriétés rhéologiques et mécaniques. Le focus sera principalement mis sur des matériaux cimentaires, comme les bétons, les pâtes de ciment et les mortiers. La notion d'énergie spécifique de malaxage est aussi présentée.

2.6.1 Mécanisme de malaxage

Le malaxage des produits granulaires initialement secs est défini comme une opération consistant en une agitation mécanique des particules solides dans une phase liquide (l'eau) dans le but de réduire ou éliminer les inhomogénéités dans un mélange (Yang and Jennings 1995). Cazacliu et al. (2013) ont décrit l'évolution du processus de malaxage des produits granulaires (cas de béton) en s'appuyant sur trois paramètres : le temps d'homogénéisation, le temps de stabilisation et le temps de fluidité. Selon les auteurs, bien que le temps de malaxage puisse augmenter avec la teneur de particules fines des produits à malaxer, quatre étapes permettent de décrire le mécanisme théorique de malaxage.

- i) au début de l'introduction de l'eau dans le malaxeur contenant les matériaux à malaxer déjà en pleine agitation, il y a formation des cristaux de particules solides et des ponts liquides assurant la cohésion entre ces derniers ;
- ii) le cisaillement induit par le malaxage consolide les cristaux dont la croissance est assurée par les particules sèches encore présentes dans le malaxeur et l'eau ajoutée ;
- iii) ensuite vient la formation d'une zone de pâte lorsque les ponts liquides relient plusieurs couches des particules solides ;
- iv) une fois la pâte formée au temps de fluidité, c'est-à-dire au temps du malaxage correspondant à l'homogénéité du mélange, les agglomérats des particules fines encore présents dans le malaxeur se détruisent progressivement sous l'effet du cisaillement induit par le malaxage.

En principe, l'homogénéisation à laquelle aboutit le processus de malaxage des produits granulaires initialement secs (cas de béton) peut être décrit par deux paramètres : l'écart type de la teneur d'agrégats dans le mélange et l'écart type de la proportion entre la teneur des particules fines et celle de l'eau dans le volume. L'homogénéisation signifie globalement la diminution de l'écart-type des caractéristiques du mélange dans le volume malaxé. En considérant deux types de malaxeurs différents (malaxeurs régulier et planétaire), la figure 2.15 ci-dessous montre la variation de l'écart-type dans chacun des quatre compartiments lors de la décharge du béton après malaxage. Le malaxeur planétaire diffère de celui régulier par son système de mouvement épicycloïdal.

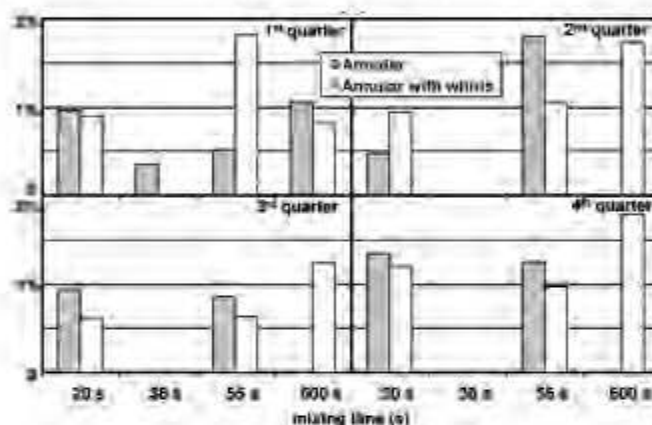


Figure 2.15: Évolution de l'écart-type de la teneur en agrégats de plus de 4 mm dans les échantillons de 1kg de béton à différents temps de malaxage dans chacun des quatre compartiments lors de la décharge (Tiré de Cazacliu 2013).

On peut observer sur cette figure que la variation de l'écart-type de la teneur en agrégats de plus de 4 mm ne dépasse pas 1% même lorsque la durée de malaxage est prolongée de 20s à 60 s. Cette situation peut être observée dans chacun de quatre compartiments en considérant les deux types de malaxeurs étudiés. Le mélange peut alors être considéré comme homogène. Cela signifie que le temps d'homogénéisation du béton (au moins pour les particules grossières) est d'environ 20 secondes. Mais, l'homogénéisation de la teneur de l'eau et des particules fines nécessite un temps de malaxage plus long. Cazacliu et al. (2013) explique que le temps d'homogénéisation pourrait être considéré comme le temps de malaxage nécessaire pour obtenir un écart-type du rapport entre la teneur en eau et des particules solides le plus réduit possible. Ce temps d'homogénéisation correspond au temps de stabilisation de la courbe de consommation de puissance et indique la fin

du malaxage dans le cas de bétons réguliers (rapport W/P élevé ou pourcentage solide faible), même si le temps de fluidité intervient un peu plus tôt dans ce cas.

2.6.2 Influence du malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques d'un mélange granulaire

2.6.2.1 Influence du malaxage sur les propriétés rhéologiques de la pâte de ciment

L'influence du taux de cisaillement induit par le malaxage sur les propriétés rhéologiques de la pâte de ciment a été étudiée par Williams et al. (1999). Au cours de ces travaux, des pâtes de ciment ont été malaxées, puis cisailées à un taux de cisaillement constant dans un rhéomètre (précisaillement). Les pâtes ont été ensuite soumises à une variation de taux de cisaillement. Ainsi, l'essai a permis d'observer la variation de la contrainte de cisaillement en fonction de l'augmentation du taux de cisaillement d'une part (rhéogramme ascendant); et la variation de cette contrainte de cisaillement en fonction de la diminution du taux de cisaillement d'autre part (rhéogramme descendant). Selon les auteurs, l'aire de la boucle de l'hystérésis qui en est résultée (voir Figure 2.16 a) permet de contrôler la qualité du malaxage du point de vue de l'homogénéité structurelle de la pâte. Et cette homogénéité structurelle réduit la viscosité plastique, améliorant ainsi les propriétés rhéologiques de la pâte de ciment. Williams et al. (1999) expliquent qu'une pâte idéalement bien malaxée devrait avoir une aire de boucle de l'hystérésis (ABH) nulle tandis que cette ABH devrait grandir en fonction du degré d'anomalie structurelle due à l'insuffisance du taux de cisaillement pendant le malaxage. D'autre part, la taille de cette ABH, et par conséquent le degré de l'homogénéité du malaxage, dépend également du taux de précisaillement appliqué sur ce mélange avant le cisaillement proprement dit. Au niveau du malaxeur, le précisaillement est appliqué par le malaxage du ciment et d'autres produits granulaire en présence avant l'introduction de l'eau dans le malaxeur. Cette étape de malaxage a pour objectif de détruire les agglomérats des particules de ciment qui pourraient former une membrane servant de barrière à l'eau. Les auteurs montrent que le degré de ce taux de précisaillement contribue largement à l'homogénéisation structurelle de la pâte de ciment.

Pour pouvoir analyser l'impact du taux de cisaillement sur l'homogénéité du malaxage, Williams et al. (1999) font appel à six différentes méthodes de malaxage ayant chacune une vitesse de rotation (tour par minute rpm) différente. Dans chaque cas, on commence par faire varier le taux

de précisaillement avant de déterminer l'ABH correspondante. La figure 2.16a ci-dessus montre la variation de l'ABH en fonction du taux de précisaillement et du taux de cisaillement proprement dit (selon la méthode de malaxage). Pour une vitesse de rotation donnée, il est clair que l'ABH, diminue (et donc l'homogénéité structurelle de la pâte de ciment augmente) lorsque le taux de précisaillement augmente. La figure 2.16b montre aussi qu'un mélange dont le taux de précisaillement appliqué est faible nécessite une méthode de malaxage à taux de cisaillement élevé pour réduire l'ABH et ainsi atteindre une homogénéité du mélange.

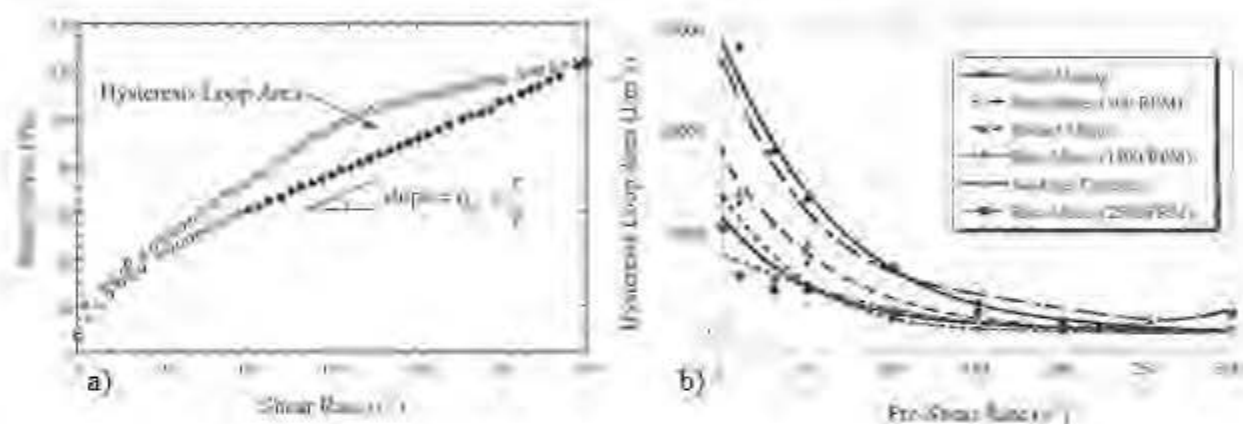


Figure 2.16 Influence de boucle d'hystérésis sur le processus de malaxage : a) description de l'hystérésis; b) variation de la boucle d'hystérésis en fonction du taux de précisaillement et du taux de cisaillement (vitesse de différents malaxeurs) (tirée de Williams et al. 1999)

Pour un taux de précisaillement donné, il est possible de déterminer la viscosité plastique (modèle de Bingham) en se servant de la partie linéaire de la courbe d'écoulement descendante de l'ABH (Figure 2.16a). En considérant différents taux de précisaillement pour chaque méthode de malaxage appliquée, les auteurs ont pu déterminer la variation de la viscosité plastique en fonction du taux de précisaillement et du taux de cisaillement (voir la figure 2.17).

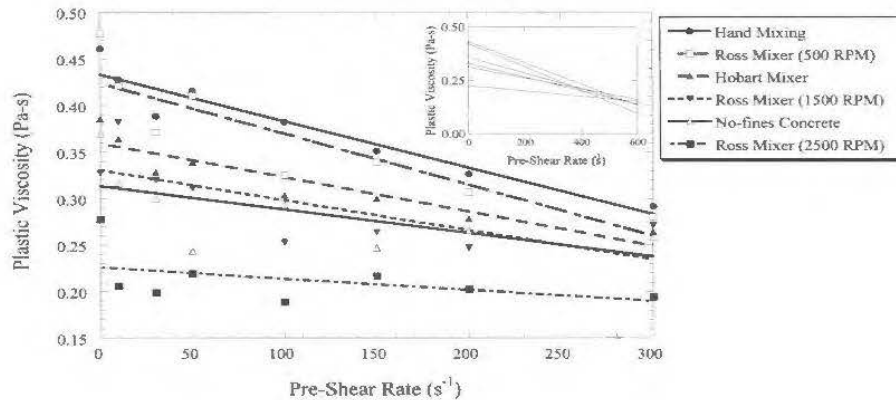


Figure 2.17 : Viscosité plastique de Bingham en fonction du taux de précisaillement pour différentes méthodes de malaxage (tirée de Williams *et al*, 1999).

Cette figure montre que la viscosité plastique de la pâte de ciment diminue avec le taux de précisaillement appliqué avant le malaxage. On peut également observer que cette diminution de viscosité plastique est plus remarquable dans les malaxeurs à faible vitesse comparativement à ceux tournant à grande vitesse. En considérant un taux de précisaillement donné, la viscosité plastique diminue avec l'augmentation du taux de cisaillement appliqué au cours du malaxage, c'est-à-dire avec le malaxeur tournant à plus grande vitesse. Pour une valeur d'ABH dont on connaît le taux de précisaillement et le taux de cisaillement (méthode de malaxage), on peut déterminer la viscosité plastique correspondante. Cette étude montre en conclusion qu'il est possible d'améliorer les propriétés rhéologiques de la pâte de ciment à l'état frais en agissant sur les taux de précisaillement et de cisaillement, deux paramètres importants caractérisant le malaxage des produits granulaires.

Afin de montrer l'importance de la méthode de malaxage, Cazacliu et al. (2013) ont comparé les propriétés rhéologiques de deux bétons issus de deux processus de malaxage différents. D'une part, le chargement de l'eau dans le malaxeur s'opère en une fois ; et d'autre part, l'eau est chargée en deux étapes en considérant chaque fois un délai de chargement d'une minute pour une durée totale de 6 minutes. Les résultats montrent qu'une perte de consistance significative est observée lorsque l'eau est ajoutée par moitié (en deux étapes) par rapport à la méthode consistant à ajouter de l'eau en une seule fois. La différence de l'affaissement au cône d'Abrams ou slump qui en résulte correspond à une diminution de teneur en eau correspondant à 10 kg d'eau par m³ de béton, selon les auteurs.

2.6.2.2 Influence du malaxage sur les propriétés mécaniques du béton autoplaçant

Rahman et al. (2011) ont étudié l'influence de la durée de malaxage sur les propriétés du béton autoplaçant (BAP). Il ressort de leur étude que la durée de malaxage a une grande influence sur les propriétés mécaniques du BAP telles que la résistance en compression simple (UCS), la quantité d'eau ajoutée et le taux d'absorption en eau. Trois résultats importants découlent de ces travaux de Rahman et al. (2011). Premièrement, la quantité d'eau ajoutée dans le béton pendant le malaxage augmente avec le temps de malaxage pour une consistance (slump) presque constante. D'après les auteurs, l'évaporation dans l'atmosphère et les réactions d'hydratation restent les deux phénomènes responsables de cette consommation croissante en eau durant toute la période de malaxage. La figure 2.18 ci-dessous montre l'évolution du rapport eau-ciment (E/C) en fonction de la durée de malaxage lorsque le slump est maintenu constant. Le ciment utilisé dans cette étude était le ciment Portland ordinaire ou CP10 et sa quantité dans le mélange était maintenue constante durant le malaxage. On observe le rapport E/C augmenter avec le temps de malaxage. Comme, la quantité de ciment est constante, cela veut dire qu'il faut ajouter plus d'eau pour garder la même consistance.

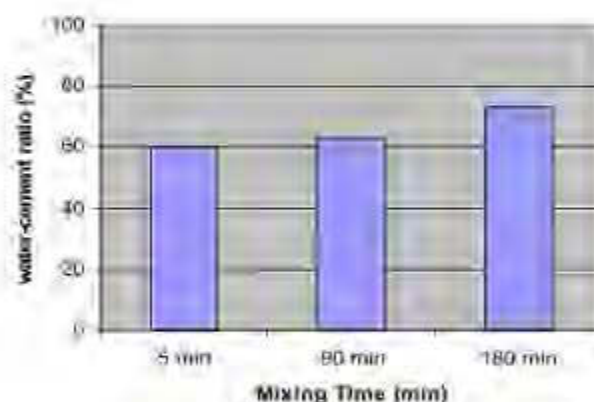


Figure 2.18 : Effets du temps de malaxage sur le rapport eau-ciment (tirée de Rahman et al. 2011).

Deuxièmement, la résistance en compression uniaxiale du BAP est inversement proportionnelle à l'augmentation de la durée de malaxage, et ce, quel que soit l'âge du béton. L'ajout d'eau dans le mélange durant le malaxage permet de maintenir constante l'ouvrabilité désirée du béton; cela affecte toutefois la cohésion entre les différents constituants du béton. C'est ce qui explique la perte de résistance du béton tout au long de la durée de malaxage prolongée. Le tableau 2.5 ci-après montre la variation d'UCS en fonction du temps de malaxage du BAP.

Tableau 2.5 : Influence du temps de malaxage sur la résistance en compression simple du béton BAP (tiré de Rahman et al. 2011).

Mixing time (min)	Compressive strength (MPa)		
	7 days	28 days	90 days
5	13.78	18.66	26.15
90	13.17	15.44	22.32
180	10.86	12.01	17.02

Troisièmement, le taux d'absorption d'eau du BAP (définie comme le rapport entre la masse d'eau absorbée et retenue dans les pores du béton après son immersion complète dans l'eau et la masse de béton sec) augmente linéairement avec la durée de malaxage indépendamment de l'âge du béton. La figure 2.19 permet d'observer l'évolution du taux d'absorption en eau en fonction de la durée de malaxage. Un temps de malaxage relativement long favorise davantage l'ouverture des pores dans le béton, justifiant ainsi l'augmentation linéaire du taux d'absorption d'eau avec la durée de malaxage. La différence entre l'absorption à 28 jours et 90 jours de cure n'est toutefois pas remarquable.

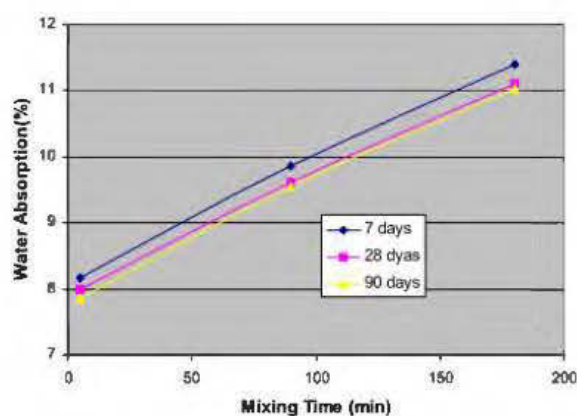


Figure 2.19 : Effet du temps de malaxage sur le taux d'absorption en eau pour des temps de cure de 7 jours, 28 jours et 90 jours (tirée de Rahman et al. 2011).

2.6.3 Énergie spécifique de malaxage

La relation entre le malaxage de la pâte de ciment et la qualité du mélange qui en résulte en terme de propriétés rhéologiques a été explorée par Orbau et al. (1986). Ils montrent que l'énergie de

malaxage est un paramètre clé pour la comparaison entre les conditions de malaxage en laboratoire et celles de terrain. Les différentes propriétés telles que la viscosité plastique, le seuil de cisaillement, le temps de malaxage et l'UCS peuvent être mesurées en fonction d'un seul paramètre qui est l'énergie spécifique de malaxage.

Afin de permettre une comparaison entre les différentes procédures de malaxage, Orban et al. (1986) essayent de définir l'énergie de malaxage par l'expression ci-après :

$$E = C\Omega t \quad [2-41]$$

où E (kJ) est l'énergie de malaxage. C (Nm) est le couple (appelé aussi moment du couple de forces) exercé par les pales; il traduit l'effort en rotation appliqué par les pâles sur l'axe de rotation du malaxeur. Ω (rpm) est la vitesse de rotation du malaxeur, et t (s) est la durée de malaxage

Le couple C exercé par les pales est directement proportionnel à la vitesse de rotation du malaxeur Ω et à la masse volumique ρ du mélange (kg/m^3), soit :

$$C = K\Omega\rho \quad [2-42]$$

La valeur de la constante K est obtenue expérimentalement par mesure directe du moment de force lors du malaxage de la pâte de ciment. Pour une pâte ayant une densité comprise entre 1,44 et 2,27, $K = 6,4 \cdot 10^{-9} \text{ Nm/kg.m}^3/\text{rpm}$ a été obtenue. Cette constante ne peut malheureusement pas s'appliquer à toutes les pâtes, comme le remblai. En combinant les équations [2-41] et [2-42], l'on obtient:

$$E = K\Omega^2\rho t \quad [2-43]$$

L'énergie spécifique de malaxage (ESM; exprimée en kJ/kg) est alors définie comme le travail mécanique des pales (malaxeur) par unité de masse m (ou charge de masse) de la pâte malaxée

$$ESM = \frac{K\Omega^2\rho t}{m} = \frac{K\Omega^2 t}{V} \quad [2-44]$$

où m (kg) et V (m^3) représentent respectivement la masse et volume de la pâte de ciment.

L'expression [2-44] montre que pour un type de matériau donné, l'ESM dépend de la durée de malaxage, de la vitesse de rotation du malaxeur et de la masse (ou volume) de charge du malaxeur. Dans les conditions de terrain (malaxeur de 10 à 20 m^3 pour le malaxage à l'échelle industrielle),

l'ESM est calculée par la somme des différents travaux mécaniques fournis par le système de malaxage (Orban et al. 1986):

$$ESM = \sum \frac{Pt}{m} = \sum \frac{Pt}{\rho V} \quad [2-45]$$

où P (kW) représente la puissance consommée par le malaxeur,

Par exemple, la procédure de malaxage décrite dans la norme API spécification 10, section 5 du 15 juin 1984, spécifie qu'un volume de référence de 600 ml de pâte de ciment doit être préparé dans un malaxeur de type Propeller tournant à 150 rpm pendant 20 minutes. L'ESM de référence calculée selon l'expression [2-45] vaut dans ce cas 5,5 kJ/kg pour la pâte de ciment. Afin de faciliter la comparaison des résultats de laboratoire et ceux du terrain, l'ESM est souvent exprimée sous forme d'un paramètre adimensionnel en faisant le rapport entre l'énergie spécifique de malaxage obtenue dans les conditions réelles de laboratoire ou de terrain et la valeur de 5,5 kJ/kg.

Orban et al. (1986) ont déterminé les propriétés rhéologiques en considérant différentes durée de malaxage d'abord pour les pâtes de ciment préparées au laboratoire, ensuite pour celles préparées dans les conditions de terrain. Ces auteurs ont montré que les propriétés rhéologiques (viscosité dynamique et seuil de cisaillement) des pâtes de ciment préparées au laboratoire et sur terrain peuvent être comparées lorsque leurs ESM respectives sont connues.

La figure 2.20 montre qu'une forte énergie spécifique de malaxage permet de réduire la viscosité plastique de la pâte de ciment. Elle montre également que cette énergie spécifique de malaxage varie de manière inversement proportionnelle au taux de cisaillement. La consistance d'un mélange granulaire dépend de ce fait des conditions de malaxage.

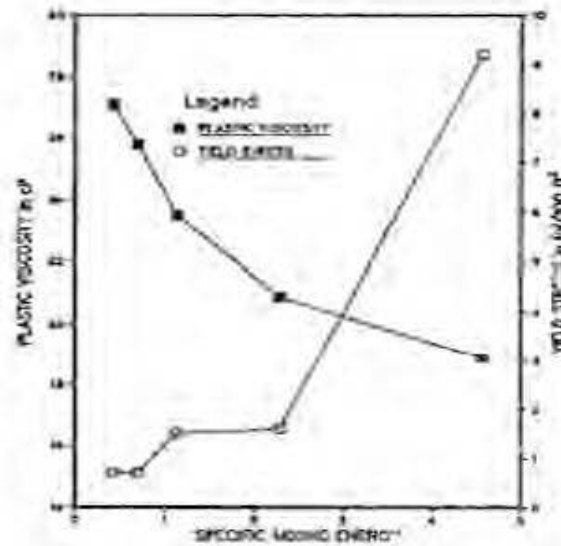


Figure 2.20 Influence de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques de la pâte de ciment (tirée de Orban 1986)

D'autres auteurs (Holland and Chapman 1966, Collet 2010) ont proposé d'autres méthodes de calcul de l'énergie spécifique de malaxage. Collet (2010) calcule l'énergie spécifique en se basant sur la mesure de l'intensité de courant consommée par unité de masse de matériau. L'énergie spécifique totale ESM (J/kg) dépensée durant le malaxage peut être déterminée par intégration de la puissance spécifique P (W/kg) entre un temps t_0 correspondant au début du malaxage et un temps t_f correspondant à la fin du malaxage (Collet 2010)

$$ESM = \int_{t_0}^{t_f} P_s(t) dt \quad [2-46]$$

La puissance spécifique dissipée $P_s(t)$ au cours du temps de malaxage t ou puissance nécessaire à l'entraînement du système de malaxage est donnée par (Roustan et al. 1999) :

$$P_s(t) = \frac{2\pi}{60} \Omega (C(t) - C_0) = \frac{2\pi}{60} \Omega C \quad [2-47]$$

où Ω (rpm), $C(t)$ (Nm/kg) et C_0 (Nm/kg) sont respectivement la vitesse de rotation du malaxeur, et les couples exercés durant le malaxage et à vide par unité de masse. C (Nm/kg) est le couple effectif exercé par le malaxeur pour mélanger une masse donnée de matériau.

Étant donné que l'intensité du courant qui traverse le malaxeur peut être mesuré à l'aide d'un Ampèremètre, il est possible de décomposer le paramètre expérimental C (Nm/kg) lorsque le malaxage est réalisé dans un régime où la vitesse Ω et l'intensité de courant I (mesuré avec un Ampèremètre) restent constantes:

$$C = cI \quad [2-48]$$

Le paramètre c (Nm.kg .A⁻¹) représente une constante expérimentale qui peut être déterminée par mesure directe du couple à l'aide de capteurs de couple numériques ou couplemètres.

Lorsque le malaxeur tourne à une vitesses constante Ω_i , mais que l'intensité de courant I qui traverse le malaxeur varie au fil du temps de malaxage, il est alors possible de décomposer le paramètre expérimental C comme suit :

$$C = c_1 I_1(t) + c_2 I_2(t) + \dots + c_n I_n(t) \quad [2-49]$$

où $I_i(t)$ (A/kg) est l'intensité spécifique du courant consommée au temps t et c_i (Nm.kg .A⁻¹) est la constante associée à l'intensité I_i . En combinant les équations [2-46] à [2-49], l'énergie spécifique totale consommée durant le malaxage (entre l'instant t_0 et t_f) peut finalement être écrite comme suit :

$$ESM = \frac{2\pi}{60} \Omega \int_{t_0}^{t_f} cI(t) dt \quad [2-49]$$

Holland and Chapman (1966) ont de leur côté montré que la puissance consommée par un malaxeur est un paramètre important dans le processus du choix de système de malaxage pour un mélange granulaire donné. D'après ces auteurs, la puissance P consommée par un fluide newtonien peut être déterminée à travers l'expression suivante :

$$P = N_p \rho \Omega^3 D^5 \quad [2-50]$$

où P (W), N_p (-) et D (m) représentent respectivement la puissance consommée pendant le malaxage, le nombre de puissance et le diamètre des pales. Le nombre de puissance N_p dépend du nombre de Reynolds Re et est donné (en régime laminaire) par :

$$N_p = \frac{K_p}{Re} \quad [2-51]$$

avec :

$$Re = \frac{\rho\Omega D}{\mu} \quad [2-52]$$

Dans ces équations, K_p est une constance (adimensionnelle) dépendant de la géométrie de malaxeur. μ (kg/ms) est la viscosité dynamique. Dans le cas de fluides non-newtoniens, l'expression [2-54] devient complexe car elle doit tenir compte du taux de cisaillement (Hashem 2012) dont dépend la viscosité apparente pour ces fluides. Metzner and Otto (1957) ont admis que le taux de cisaillement est proportionnel à la vitesse de rotation du malaxeur :

$$\dot{\gamma} = K_s \Omega \quad [2-53]$$

où K_s est un taux de cisaillement constant, dépendant de la géométrie des pâles du malaxeur et $\dot{\gamma}$ est le taux de cisaillement effectif.

Dans le cas de Fluides rhéoépaississants et rhéofluidifiants sans seuil de cisaillement (fluides non-newtoniens), obéissant au Modèle d'Ostwald-De Waele ou loi de puissance (voir éq. [2-31]), l'équation [2-55] s'applique pour Re et la viscosité dynamique est donnée par :

$$\mu = K\dot{\gamma}^{n-1} = K(K_s\Omega)^{n-1} \quad [2-54]$$

Avec K est la constante de consistance et n l'indice de comportement

Ainsi, le nombre de puissance sera donné :

$$N_p = \frac{K_p}{Re} = \frac{K_p K (K_s \Omega)^{n-1}}{\rho \Omega D} \quad [2-55]$$

Dans cette dernière équation, le paramètre K_s est calculé comme suit :

$$K_s = \left(\frac{K_p(n)}{K_p} \right)^{\frac{1}{n-1}} \quad [2-56]$$

Le nombre de puissance N_p déterminée par la relation [2-58] peut être remplacé dans l'expression [2-52] pour déterminer la puissance consommée par un fluide non newtonien au cours du malaxage.

2.7 Besoins en recherche

La revue de littérature réalisée montre que l'écoulement ou la transportabilité des fluides non-newtoniens est plutôt complexe et dépend fortement des lois de comportement rhéologique du matériau fluide en présence (Chhabra and Richardson 2011). Dans le cas des RPC, l'augmentation du pourcentage solide massique dans la formulation des recettes affecte négativement ses propriétés rhéologiques (Clayton et al. 2003; Ercikdi et al. 2009). Cette proportion de la phase solide dans le RPC joue un rôle important dans la mesure où elle confère à ce dernier les propriétés mécaniques nécessaires en tant que support de terrain dans les mines souterraines (Kesimal et al. (2005). Elle permet en même temps de réaliser des économies sur le coût des liants (Fall et al. 2005; Ercikdi et al. 2013). Outre les éléments entrant dans la composition du mélange de RPC, cette revue de littérature a montré que les conditions du transport des matériaux fluides et la procédure de malaxage de ces mélanges peuvent modifier leurs propriétés. Les travaux de nombreux chercheurs ont montré que les propriétés rhéologiques et mécanique du RPC déposé sur terrain ne sont pas forcément représentatives des conditions de laboratoire en raison du cisaillement prolongé que ce dernier subit lors de son transport en pipeline (Belem et al. 2003; Creber et al. 2017). Il existe aussi des paramètres externes à la composition des recettes de RPC, tels que le cisaillement et l'élévation de température du RPC durant son transport et la procédure de malaxage à l'usine de remblai qui peuvent exercer une influence non négligeable sur les propriétés rhéologiques et mécaniques des RPCs. L'étude de l'évaluation de l'énergie dissipée au cours du processus de malaxage des mélanges de RPC et son influence sur ce dernier n'a pas encore été abordée dans la littérature scientifique disponible à ce jour. Cela justifie ce projet de recherche qui porte sur le développement d'une méthode de détermination de l'énergie spécifique de malaxage des RPCs au laboratoire et sur l'étude de l'influence de celle-ci sur les propriétés rhéologiques et mécaniques des RPCs.

CHAPITRE 3 APPROCHE MÉTHODOLOGIQUE

3.1 Méthodologie générale de l'étude

L'objectif principal de ce projet est d'évaluer l'impact des paramètres de malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques des remblais en pâte cimentés. La méthodologie générale adoptée est constituée principalement de cinq étapes montrées à la Figure 3.1. La première étape concerne la caractérisation de base des matériaux étudiés. Il s'agit des résidus miniers échantillonnés sur deux différents sites miniers abitibiens (Québec), à savoir les mines LaRonde et Westwood. Ces résidus ont été soumis aux analyses de laboratoires visant à déterminer leurs caractéristiques géotechniques (telles que la distribution granulométrique, la teneur en eau initiale, la masse spécifique des grains solides et la masse volumique humide) et physico-chimiques. Des analyses chimiques élémentaires (ICP-AES ou XRF) ont été conduites sur les matériaux solides (résidus et le liant), ainsi que sur l'eau interstitielle des résidus. Des analyses minéralogiques par diffraction de rayons X (DRX) portant sur l'identification et la quantification des phases minérales présentes dans ces résidus ont été ensuite réalisées. L'analyse environnementale a été également conduite sur les résidus utilisés dans la préparation des mélanges de RPC pour en évaluer le potentiel de génération d'acide. L'eau de mélange utilisée était celle du robinet.

La deuxième étape consiste au montage d'un système de mesure de la puissance consommée sur les malaxeurs de laboratoire, permettant de déterminer l'énergie dissipée durant le malaxage. Quelques essais de mesure de l'énergie spécifique de malaxage ont été réalisés pour calibrer le système de mesure. La troisième étape a porté sur la préparation des recettes de RPC. L'énergie dissipée au cours du processus de malaxage du RPC a été mesurée à cette étape. Différentes recettes de RPC ont été préparées en fonction de la modification des paramètres de malaxage.

Les caractérisations rhéologiques et mécaniques des recettes de RPC constituent la quatrième étape de notre recherche. La température des RPCs, la consistance et les paramètres rhéologiques sont mesurées juste après malaxage. Les éprouvettes de RPC sont également remplies pour la détermination de la résistance en compression uniaxiale (UCS) à différents temps de cure. La cinquième étape a consisté en la mise en place d'un modèle empirique et semi-analytique d'estimation de l'énergie spécifique de malaxage.

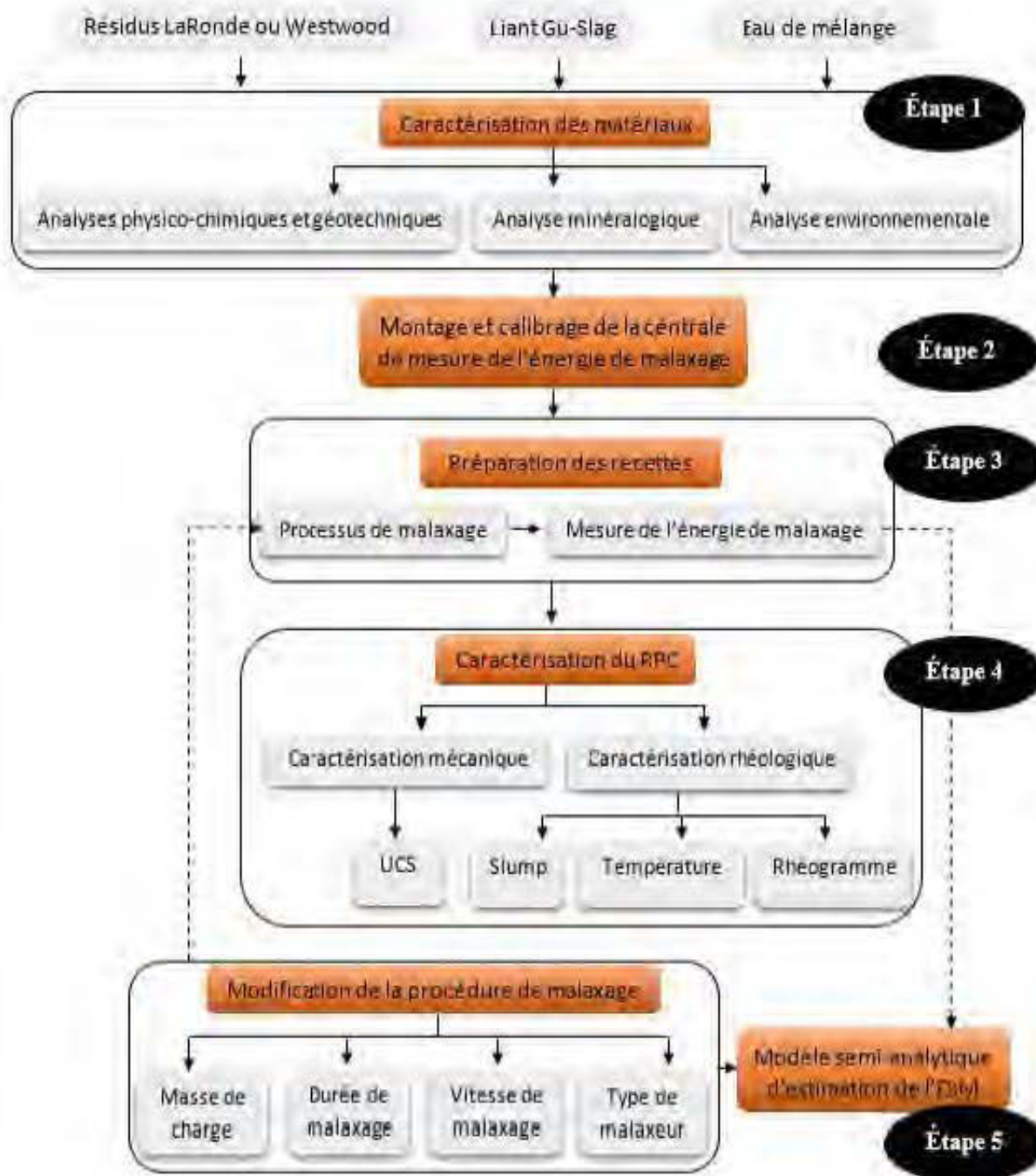


Figure 3.1 : Schéma descriptif de l'approche méthodologique globale de la recherche

La démarche vise à exprimer l'énergie spécifique de malaxage (ESM) en fonction des paramètres de malaxage pour un type de malaxeur donné. Les paramètres de malaxage considérés dans cette étude sont la durée de malaxage, la vitesse de malaxage et la masse de charge du malaxeur.

3.2 Caractérisation des matériaux étudiés

3.2.1 Matériaux utilisés

Les résidus miniers provenant des mines d'or LaRonde et Westwood, localisées en Abitibi-Témiscamingue (Québec, Canada), constituent les matériaux de base étudiés dans le cadre de ce projet. Les résidus LaRonde ont été tout d'abord décyanurés sur site par le processus à base de SO_2 -Air pour éliminer les traces de cyanures et en suite filtrés en utilisant des filtres à disques pour augmenter le pourcentage solide jusqu'à 82,4 %. Ces résidus ont été ensuite livrés au laboratoire de l'URSTM dans les barils de 45 gallons. Une fois réceptionnés, les résidus ont été homogénéisés manuellement à l'aide d'une pelle. Un échantillon destiné aux différentes analyses de caractérisations géotechnique et physico-chimiques a été prélevé et placé dans l'étuve pour séchage à 60 °C. Les résidus sont ensuite stockés dans des chaudières de 15 kg en vue de la préparation des mélanges de remblais en pâte cimentés.

Contrairement aux résidus LaRonde, ceux de la mine Westwood ont été livrés au laboratoire de l'URSTM dans des barils de 45 gallons, mais sous forme de pulpe. La figure 3.2 présente le processus traitement de la pulpe qui a été suivi pour l'obtention des résidus filtrés de Westwood.



Figure 3.2 : Processus de traitement de la pulpe des résidus Westwood pour l'obtention des résidus filtrés : a) Agitateur de pulpe, b) Filtre à presse et c) Homogénéisation à la pelle

Pour ce faire, un homogénéisateur mécanique a été placé dans le baril contenant la pulpe afin de maintenir les particules solides en suspension et éviter la sédimentation de la phase solide sous l'effet de la gravité (Figure 3.2a). La pulpe a été ensuite transportée vers le filtre à presse avec l'aide d'une pompe hydraulique (Figure 3.2b) pour libérer l'eau et augmenter le pourcentage solide entre 75 et 85%. L'eau récoltée après filtration a été échantillonnée pour l'analyse chimique. Les résidus filtrés sont ensuite homogénéisés manuellement à l'aide d'une pelle, échantillonnés en vue des analyses de caractérisation et placés dans des chaudières de 15 kg pour la préparation des éprouvettes de remblais (Figure 3.2c).

Le liant utilisé dans cette étude est un mélange du ciment portland (CP10), appelé General Use (GU), et des scories des hauts fourneaux, appelés slag, dans une proportion de 20% GU et 80% Slag. Ce liant, choisit pour être conforme à celui utilisé dans les mines susmentionnées, a été utilisé selon un taux de liant de 4,5% par rapport à la masse sèche des résidus dans toutes les recettes préparées dans le cadre de ce projet. L'eau de mélange utilisée était celle du robinet pour tous les mélanges.

3.2.2 Caractérisation physique des résidus miniers et du liant

La phase d'optimisation des recettes de remblai dépend de la connaissance des propriétés physiques des composantes de celui-ci. Si les propriétés géotechniques de base telles que la teneur en eau massique, la densité des grains solides et le poids volumique humide sont connues, les autres paramètres décrivant l'état physique du matériau tels que le pourcentage solide, la densité sèche, l'indice de vide, la porosité, le degré de saturation, etc. peuvent être déduits des relations existantes. La connaissance de la distribution granulométrique des résidus miniers constitue un autre paramètre indispensable qui influence les propriétés rhéologiques et mécaniques des RPCs. Ainsi, la caractérisation des résidus miniers ayant fait l'objet de cette étude a consisté à la détermination de la teneur en eau massique, de la densité des grains solides et de la distribution granulométrique.

3.2.2.1 Teneur en eau massique initiale des résidus

La détermination de la teneur en eau au laboratoire a été réalisée conformément à la norme ASTM D 2216. À l'aide d'une balance de précision, une masse de résidus (environ 100 g) a été pesée et séchée dans une étuve à 60 °C (pour éviter d'altérer la nature chimique du résidu). Les résidus placés dans l'étuve étaient pesés à des intervalles de temps réguliers pour déterminer la perte d'eau

par différence des masses de résidus avant et après chaque intervalle de séchage. Une variation de perte d'eau quasiment nulle était considérée comme indicateur de la fin de l'opération de séchage. La teneur en eau massique initiale et le pourcentage solide massique ont été alors respectivement calculés selon les relations [2-4] et [2-7].

3.2.2.2 Densité des grains solides

La procédure de détermination de la densité spécifique des grains solides (ρ_s) est régie par la norme ASTM D5550. Dans le cadre de ce travail, c'est le pycnomètre à hélium de marque AccuPyc 1330 de Micromeritics (voir la Figure 3.3) qui a été utilisé pour déterminer cette densité des résidus.



Figure 3.3 : Pycnomètre à hélium de marque AccuPyc 1330 de Micrométries utilisé dans ce projet

Le principe consiste à mesurer le volume du gaz hélium, noté dans l'équation [3.1] par V_2 (m^3), à la pression, notée par P_2 (kPa), diffusant à travers les vides d'une masse M_s (kg) de l'échantillon sec sous l'effet de la pression appliquée, notée P_1 (kPa). Au laboratoire, un volume inconnu, noté V_1 (m^3) du gaz hélium à la pression P_1 d'environ 145 kPa est injecté dans l'échantillon de résidus placé dans un cylindre porte-échantillon de volume connu, noté V_c (m^3), jusqu'à la saturation de ce dernier par l'hélium. Le volume V_1 (m^3), qui représente le volume des vides contenus dans les pores de l'échantillon, est déterminé à l'aide de la loi de Boyle-Mariotte sur les gaz parfaits (Ratisbonne-Zafimahova 2013):

$$(P_1 - Pa)V_1 = (P_2 - Pa)V_2 \quad [3-1]$$

où Pa (kPa) est la pression atmosphérique. L'équation 3.1 permet d'obtenir le volume V_1 .

Connaissant V_c , le volume des grains solides du résidu V_s (m^3) peut alors être déduit comme suit :

$$V_s = V_c - V_1 \quad [3-2]$$

Finalement, la densité spécifique des grains solides ρ_s est calculée par l'expression [2-6]; et la densité relative des grains solides D_R peut alors être déterminée à l'aide de l'équation [2-5].

Les valeurs de la densité relative des grains solides D_R , de la teneur en eau initiale w et le pourcentage solide C_w des deux résidus sont consignées dans le tableau 3.1. Ce tableau donne aussi la densité relative des grains solides du liant utilisé.

Tableau 3.1 : Propriétés physiques des solides

Matériau	D_R (-)	w (%)	C_w (%)
Résidus Westwood	2,97	27,1	78,7
Résidus LaRonde	3,14	21,3	82,4
Liant (GU-Slag)	2,94	-	-

L'analyse des résultats du tableau 3.1 montre que la filtration des résidus LaRonde a été plus avancée ($C_w = 82,4\%$) que celle des résidus Westwood ($C_w = 78,7\%$). On peut également y observer que les grains solides composant les résidus LaRonde sont plus lourds (D_R de 3,14) comparativement de ceux des résidus Westwood (D_R de 2,97). La densité des grains solides peut avoir une influence directe sur le pourcentage solide dans la formulation des recettes de RPC pour une valeur des propriétés rhéologiques donnée.

3.2.2.3 Analyse granulométrique

En fonction de la taille des grains, on distingue différentes méthodes permettant de déterminer la distribution granulométrique. La norme ASTM C-136, recommandant l'usage des tamis, est souvent utilisée lorsqu'il s'agit des grossiers ($d > 80 \mu m$), comme les stériles. Par contre, pour les particules relativement fines comme les résidus miniers, c'est le granulomètre au laser qui est couramment employé. Dans le cadre du présent travail, c'est le granulomètre au laser de marque Mastersize 2000 Malvern (Malvern Instruments, 2007) (voir Figure 3.4) qui a été utilisé. Ce granulomètre est approprié pour les échantillons dont la taille des particules est comprise entre $0,058 \mu m$ et $878,7 \mu m$. Le principe de cette technique consiste à mesurer la variation angulaire de l'intensité de la lumière diffusée au travers d'un fluide (généralement de l'eau) contenant les

résidus en suspension lorsqu'une source émet du faisceau laser. Les particules des résidus en suspension diffusent la lumière dont l'intensité est caractéristique de leurs tailles. Il existe des modèles mathématiques permettant de corréler la lumière diffusée et la taille des particules associées.

Au laboratoire, une petite masse de l'échantillon des résidus secs et homogénéisés, correspondant à une obscurité d'environ 15%, est mise en suspension dans l'eau. La suspension est ainsi entraînée vers les lentilles traversées par le faisceau laser. Une durée d'une à deux minutes est généralement suffisante pour obtenir les résultats, mais la mesure est réalisée en triplicata. Les résultats obtenus sont comparés et au besoin une moyenne est déterminée afin de réduire les écarts entre les résultats. La courbe granulométrique obtenue représente le pourcentage cumulé en volume des passants en fonction des mailles de grains.



Figure 3.4 : Granulomètre au laser de marque Mastersize 2000 Malvern utilisé dans ce projet

La figure 3.5 présente les résultats de l'essai granulométrique sur les résidus étudiés. Le tableau 3.2 contient les paramètres caractéristiques des courbes granulométriques correspondantes incluant le coefficient d'uniformité C_U , le coefficient de courbure C_C et les fractions $P_{80\ \mu\text{m}}$, $P_{20\ \mu\text{m}}$, $P_{2\ \mu\text{m}}$ (passant au tamis de 80 μm , 20 μm , 2 μm respectivement). Dans ce tableau, D_x représente la taille moyenne des grains correspondant à x % de passant en volume du matériau étudié; C_D est le coefficient de dispersion, il est d'autant plus faible que le classement est meilleur.

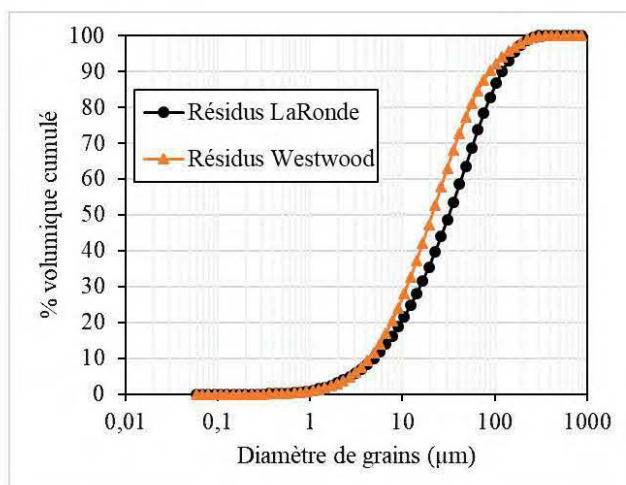


Figure 3.5 : Distribution granulométrique (pourcentage volumique cumulé) des résidus LaRonde et Westwood

Tableau 3.2 : Caractéristiques granulométriques des résidus LaRonde et Westwood

Paramètres	Unités	Valeurs	
		LaRonde	Westwood
$C_U = D_{60}/D_{10}$	(-)	8,9	6,4
$C_c = D_{30}^2/(D_{60} * D_{10})$	(-)	1,1	1,0
$C_D = (D_{90} - D_{10})/D_{50}$	(-)	3,6	4,0
D_{10}	(μm)	4,9	4,4
D_{20}	(μm)	9,6	7,6
D_{30}	(μm)	15,5	11,2
D_{40}	(μm)	22,8	15,5
D_{50}	(μm)	31,9	20,9
D_{60}	(μm)	43,4	28,0
D_{70}	(μm)	58,7	38,0
D_{80}	(μm)	80,7	53,7
D_{90}	(μm)	119,8	87,9
$P_{2 \mu\text{m}}$	(%)	3.2	3.1
$P_{20 \mu\text{m}}$	(%)	36.4	48.5
$P_{80 \mu\text{m}}$	(%)	79.7	88.4

Il ressort du tableau 3.2 que les deux résidus ont une granulométrie semi-étalée (C_U compris entre 5 et 20). La classification ASTM Désignation D-2487, classe ces résidus comme des silts. On peut également observer que le résidu Westwood (avec $P_{80 \mu\text{m}} \approx 88 \%$) contient plus de particules fines que celui LaRonde (avec $P_{80 \mu\text{m}} \approx 80 \%$).

3.2.3 Analyse chimique des résidus et du liant

Les analyses chimiques effectuées sur les résidus dans le cadre de ce travail comprennent l'analyse du soufre et du carbone totaux par la fournaise à induction, la spectrométrie d'émission atomique ICP-AES pour l'analyse chimique quantitative et qualitative élémentaire. La spectrométrie de fluorescence X (XRF) a aussi été utilisée pour la détermination de la teneur en oxyde du liant. Le Tableau 3.3 présente les résultats du soufre et du carbone pour les résidus LaRonde et Westwood.

Tableau 3.3 : Résultats des analyses du soufre et du carbone totaux par fournaise à induction

Éléments (% p/p)	Résidus Laronde	Résidus Westwood
C _{total}	0,07	0,12
S _{total}	13,6	6,75

Dans ce tableau, on peut observer une teneur en soufre total plus élevée (environ le double) dans les résidus LaRonde (13,6 %) comparativement à celle dans les résidus Westwood (6,75 %). Par conséquent, la teneur en carbone total est plus faible dans les résidus LaRonde (0,07 %) que dans les résidus Westwood (0,12 %). Ces résultats montrent que les résidus LaRonde pourraient être plus riches en minéraux sulfureux lorsque comparés à ceux Westwood. Les résultats des analyses minéralogiques présentées à la section 3.2.3 devraient pouvoir le confirmer.

Le tableau 3.4 présente les résultats de la spectrométrie par ICP-AES et par XRF réalisés respectivement sur les résidus étudiés et sur le liant. Les résultats des analyses chimiques des lixiviats (eau interstitielle de la mine Westwood) par ICP-AES sont également consignés dans le tableau 3.5 et comparés aux analyses de l'eau de robinet.

Tableau 3.4 : Résultats des analyses chimiques des résidus par ICP-AES et du liant par XRF

Éléments (mg/kg)	Résidus Westwood	Résidus LaRonde	Slag- GU (80/20)
Al	71130	38520	32420
Ba	629	215	507
Ca	14060	10420	276334
Ce	-	-	213
Co	<5	<5	61
Cr	34	142	<5
Cs	-	-	41
Cu	380	<10	40
Fe	71440	124800	4644
K	23300	7860	6592
Li	105	104	219
Mg	9624	2292	21690
Mn	725	726	1896
Mo	<5	<5	6
Na	4990	3950	-
Nb	-	-	5
Nd	-	-	524
Ni	<5	<5	55
P			1952
Pr	-	-	250
Rb	-	-	11
S	58870	130800	17134
Sb	-	-	15
Se	-	-	9
Si	-	-	129660
Sn	-	-	19
Sr	-	-	741
Te	-	-	49
Th	-	-	19
Ti	3503	1363	1845
U	-	-	5
V	-	-	21
Y	-	-	56
Zn	661	788	62
Zr	-	-	192

Tableau 3.5 : Résultats des analyses chimiques des lixiviats et de l'eau de robinet par ICP-AES

Éléments	Concentration (mg/l)	
	Eau interstitielle Westwood	Eau de robinet
Al	0,046	0,046
Ba	0,077	0,009
Ca	493	25,7
Cd	0,006	-
Co	0,02	-
Cu	0,04	0,099
Fe	0,037	0,027
K	126	0,707
Li	0,006	0,001
Mg	18,3	3,27
Mn	0,13	0,005
Mo	0,175	-
Na	519	5,69
Ni	0,01	0,005
S	992	22,1
SO4	3034,17	66,21
Si	2,17	1,68
Sr	1,39	0,039
Te	0,004	0,004
Zn	0,098	0,183

On peut constater sur le tableau 3.5 que la concentration en ion sulfate est importante (3034,17 mg/l). Conformément à la norme DIN3040, cette eau peut être qualifiée d'avoir une agressivité très élevée ($[\text{SO}_4]^{-2} > 3000$ mg/l)

3.2.4 Analyse minéralogique des résidus miniers

La minéralogique est l'un des paramètres les plus importants qui permet de relier les propriétés microscopiques caractérisant les résidus miniers au comportement macroscopique du remblai. Les

techniques d'analyses minéralogiques sont nombreuses. La diffraction des rayons X (DRX) est certainement une des techniques les plus couramment utilisée pour caractériser les rejets miniers. Le choix de la technique minéralogique à utiliser dépend du type d'information et de la précision (fiabilité) recherchées. Mais, cela dépend également de la nature du matériau étudié. Dans le cadre de ce projet, la caractérisation quantitative et qualitative de la minéralogie des résidus a été réalisée par diffraction des rayons X (DRX). La DRX est particulièrement appropriée pour caractériser les matériaux à grains très fins et s'applique uniquement aux matériaux cristallisés, comme les résidus miniers.

Au laboratoire, l'analyse requiert préalablement quelques opérations de préparation de l'échantillon. Cette analyse a consisté à réduire l'échantillon en poudre (environ 10 μm) par micronisation à l'isopropanol, à le sécher et à l'étaler sur une plaque avant de l'introduire dans le diffractomètre de marque Bruker AXS Advance D8 de l'URSTM. Les résultats sont recueillis sous forme de diffractogrammes qu'il faut interpréter. L'analyse qualitative des différentes phases minérales présentes dans l'échantillon est réalisée à l'aide du logiciel EVA qui associe à chaque pic d'une structure cristalline donnée le minéral correspondant. Le logiciel TOPAS, basé sur la méthode Rietveld, a été ensuite utilisé pour une analyse semi-quantitative. Ce logiciel permet en effet la modélisation d'un spectre théorique de diffraction de l'échantillon et détermine par itération la proportion de chaque phase minérale préalablement identifiée à l'aide du logiciel EVA.

Les résultats de DRX sur les résidus LaRonde et Westwood sont présentés sur la figure 3.6.

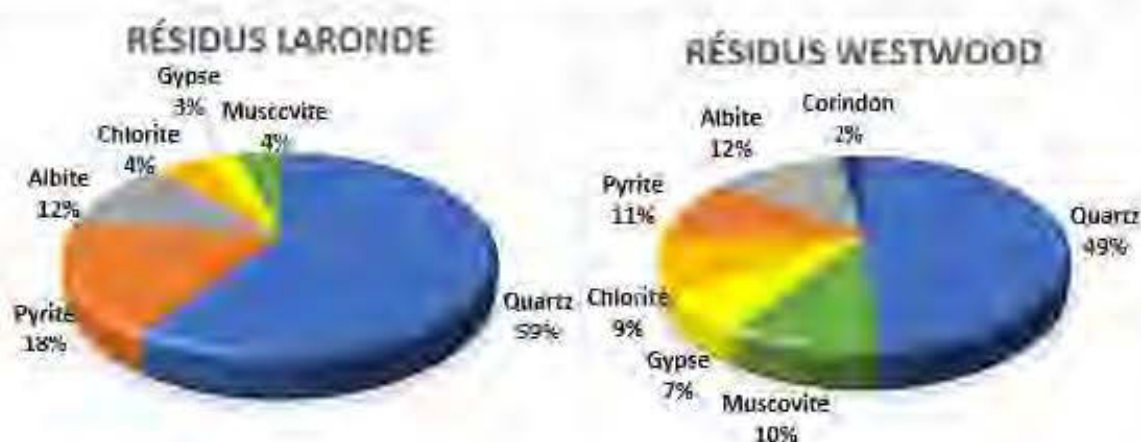


Figure 3.6 : Résultats des analyses minéralogiques sur les résidus LaRonde et Westwood

On peut observer sur la figure 3.6 que le quartz (SiO_2), la pyrite (FeS_2) et l'albite ($\text{NaAlSi}_3\text{O}_5$) constituent les phases minérales majeures aussi bien dans les résidus LaRonde (59%, 18% et 12% respectivement pour le quartz, la pyrite et l'albite) que dans les résidus Westwood (49%, 12% et 11% respectivement pour le quartz, l'albite et la pyrite). Par contre, la muscovite ($\text{K}(\text{Al}_3\text{Si}_3\text{O}_{10})(\text{OH})_2$), la chlorite ($(\text{Fe}, \text{Mg}, \text{Al})_6(\text{Si}, \text{Al})_4\text{O}_{10}(\text{OH})_8$) et le gypse ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) se présentent en phase mineure dans les deux types de résidus (4%, 4% et 3% respectivement pour la muscovite, la chlorite et le gypse dans les résidus LaRonde ; 10%, 9% et 7% respectivement pour la muscovite, la chlorite et le gypse dans les résidus Westwood). On observe aussi la présence du corindon (Al_2O_3) en faible proportion (2%) dans les résidus Westwood.

3.2.5 Analyse environnementale des résidus miniers

Le drainage minier acide (DMA) est l'une des problématiques qui représentent un grand défi associé aux opérations minières. En effet, les minéraux sulfurés ont la particularité de générer de l'acide lorsqu'ils sont en contact avec de l'air et de l'humidité. Le pH du milieu devenant acide, la mise en solution des métaux lourds contenus dans les rejets miniers peut alors causer d'énormes dégâts à l'environnement. Certains minéraux peuvent toutefois permettre de neutraliser le potentiel de génération d'acide des sulfures. C'est le cas de carbonates (calcites CaCO_3 , dolomie MgCO_3 , etc.) et des silicates (chlorite $(\text{Mg}, \text{Fe})_5\text{Al}(\text{Si}_3\text{Al})\text{O}_{10}(\text{OH})_2$, albite $\text{NaAlSi}_3\text{O}_8$, etc.).

Le potentiel de génération d'acide (PA) et de neutralisation (PN) d'un rejet peut être évalué à partir de formules utilisant les teneurs en S et en C contenues dans les échantillons de rejets. Cette approche, basée sur l'hypothèse selon laquelle tout le soufre est sous forme de pyrite, et tout le carbone sous forme de calcite, est utilisée seulement de manière approximative. Les formules suivantes ont été utilisées pour l'évaluation du Potentiel de génération d'acide de rejets miniers (résidus) :

- Le potentiel de génération d'acide (PA) :

$$\text{PA (kg CaCO}_3\text{/t)} = 31,25 \times \%S_{\text{total}} \quad [3-3]$$

- Le potentiel de neutralisation (PN) :

$$\text{PN (kg CaCO}_3\text{/t)} = 83,3 \times \%C \quad [3-4]$$

- Le potentiel net de neutralisation (PNN) :

$$\text{PNN} = \text{PN} - \text{PA} \quad [3-5]$$

- Le rapport potentiel de neutralisation (RPN) :

$$\text{RPN} = \text{PN} / \text{PA} \quad [3-6]$$

Il existe plusieurs critères permettant d'évaluer le potentiel de drainage minier acide d'un minerai ou d'un rejet. Dans le cadre de ce travail, deux approches simples et couramment utilisées ont été retenues pour fin d'estimation, et sont celles présentées au tableau 3.6.

Tableau 3.6 : Critères d'évaluation du potentiel de génération d'acide des résidus miniers

1^{ère} approche : PN-PA (Miller et al. 1991)	2^{ème} Approche : PN/PA (Adam et al. 1997)	Signification
$\text{PNN} < -20 \text{ kg CaCO}_3/\text{t}$	$\text{PN} / \text{PA} \leq 1$	Générateur d'acide
$-20 < \text{PNN} < 20 \text{ kg CaCO}_3/\text{t}$	$1 < \text{PN} / \text{PA} < 2,5$	Incertain
$\text{PNN} \geq 20 \text{ kg CaCO}_3/\text{t}$	$\text{PN} / \text{PA} \geq 2,5$	Non-générateur d'acide

Les résultats de l'étude du potentiel de génération d'acide des résidus LaRonde et Westwood sont présentés dans le tableau 3.7 :

Tableau 3.7 : Critères d'évaluation du potentiel de génération d'acide des résidus miniers

Résidus	PN (kg CaCO₃/t)	PA (kg CaCO₃/t)	PNN (kg CaCO₃/t)	PN/PA	Signification
LaRonde	5,8	425	-419,2	0,01	Générateur d'acide
Westwood	10	210,9	-200,9	0,05	Générateur d'acide

Ces résultats montrent que les deux types de résidus considérés dans le cadre de ce projet sont générateurs d'acide. On peut également observer que les résidus LaRonde sont plus générateurs d'acide comparativement à ceux de la mine Westwood. La fabrication des mélanges de remblai en pâte cimenté avec ces résidus permettrait non seulement de répondre au besoin technique (stabilité mécanique des chantiers remblayés) des mines concernées, mais également de pallier aux dégâts environnementaux que causeraient ces résidus s'ils sont exposés à l'air libre à la surface.

3.3 Mise en place du système d'évaluation de l'énergie spécifique de malaxage

Le malaxage est une étape importante pour produire un mélange homogène dans le processus de fabrication des RPCs. Une centrale permettant de mesurer et d'enregistrer l'énergie dissipée au cours du processus de malaxage a été montée sur deux malaxeurs de laboratoire.

3.3.1 Description de l'appareillage et acquisition de l'énergie de malaxage

L'appareillage utilisé est constitué d'un wattmètre de marque Acuvim IIR pouvant être monté sur différents types de malaxeur de laboratoire. Ce système est composé d'un capteur de courant inductif, un transducteur courant-tension et un enregistreur de données permettant la mesure et l'affichage de l'énergie sur trois étapes décrites à la section 3.3.2. Le schéma simplifié du montage de la centrale de mesure d'énergie de malaxage est présenté à la figure 3.7. Ce système peut fonctionner dans les conditions de température comprise entre -25 et 75°C et entre 5 et 95 % d'humidité relative.

On observe sur la figure 3.7 une pince ampèremétrique pour la mesure de l'intensité du courant traversant le malaxeur. Connaissant la tension d'alimentation du circuit, le wattmètre détermine la puissance consommée par ce dernier. Un logiciel de traitement de données télécharge les valeurs enregistrées instantanément à l'aide d'un système de communication par Ethernet, calcule et affiche en temps réel l'énergie dissipée au cours du temps de fonctionnement du malaxeur.

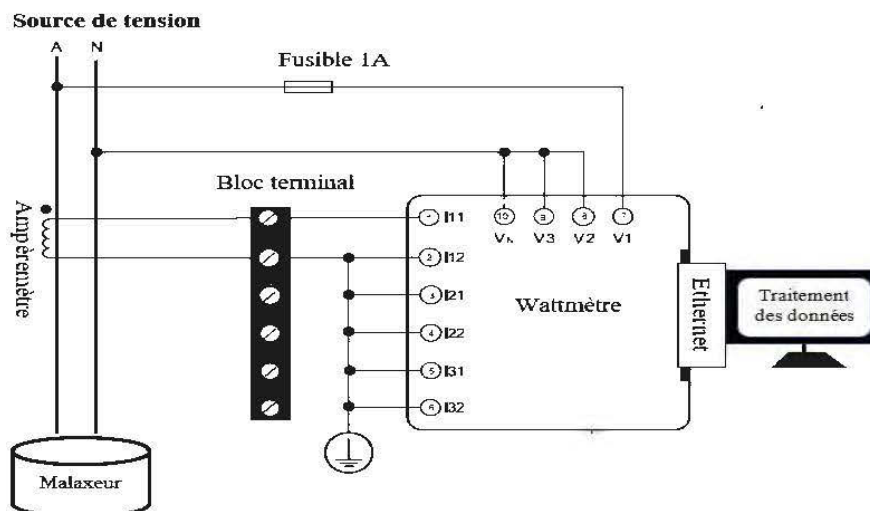


Figure 3.7 : Schéma simplifié du montage de la centrale de mesure de l'énergie de malaxage

La figure 3.8 ci-dessous est une photo qui montre l'ensemble de l'appareillage décrit sur la figure 3.7 précédente.

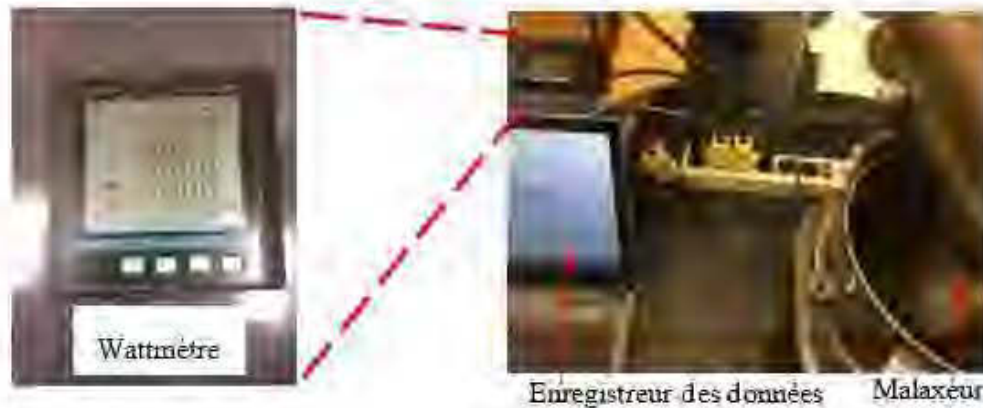


Figure 3.8 : Appareillage pour la mesure de l'énergie de malaxage

3.3.2 Traitement des données

L'appareil fonctionne en plusieurs étapes que l'on peut regrouper en trois. La première étape consiste en la mesure en temps réel de l'intensité du courant traversant le moteur du malaxeur durant son fonctionnement et la valeur de la tension aux bornes du circuit d'alimentation du malaxeur à l'aide des capteurs de courant et de tension. Les données sont recueillies sous forme de signaux analogiques convertis en signaux électriques à l'aide d'un transformateur de courant inductif (ACuCT Ho 40-30:333). L'enregistreur de données a été fixé à des signaux de tension d'enregistrement correspondant aux courants de circuit à un débit de 64 points / cycle.

La deuxième étape correspond au calcul de la puissance électrique consommée pendant le fonctionnement du malaxeur. La puissance consommée est déterminée par la relation :

$$P = U \cdot I \cdot \cos\varphi \quad [3-7]$$

où P (W) est la puissance active consommée par le malaxeur, U (V) et I (A) sont les valeurs efficaces de la tension et du courant respectivement et φ (°C) est le déphasage entre le courant et la tension. La valeur $\cos\varphi$ (également mesurée par le wattmètre) est le facteur de puissance qui rend compte de l'efficacité du moteur du malaxeur.

La troisième étape consiste au calcul de l'énergie dissipée au cours du malaxage. Cette énergie est déterminée par le produit de la puissance et de la durée de malaxage :

$$E = P \cdot t \quad [3-8]$$

où E (Wh) est l'énergie dissipée par le malaxeur fonctionnant durant un temps t (h).

Les données enregistrées ont été transmises à un ordinateur via un système de communication par Ethernet. Il est possible de faire un suivi en ligne de l'évolution des paramètres enregistrés (puissance, énergie, etc.) grâce au logiciel de traitement des données « Data logging Acuvim ». Le traitement des données consiste principalement à déterminer l'énergie de malaxage dépendamment de l'état de fonctionnement du malaxeur : à vide ou en charge.

Dans le cadre de ce travail, l'enregistrement des données se déroulait par séquence de 10 secondes. Ce intervalle de temps, relativement court, a été choisi pour permettre d'observer la variation de l'énergie dissipée au cours de la durée de malaxage. Dans ce cas, la puissance devient une fonction du temps et l'énergie dissipée (lorsque le malaxeur fonctionne à vide) peut être déterminée par l'expression :

$$E_0 (Wh) = \int_0^{t_f} P_0(t) dt = \sum_1^n \Delta t_i P_{0i} \quad [3-8]$$

où E_0 est l'énergie de malaxage à vide en Wh. P_0 (W) est la puissance consommée pendant la durée de malaxage t. Δt_i (h) est la durée du fonctionnement à vide du malaxeur associée à l'intervalle i de 10 secondes ($\Delta t_i = 1/360$ h). t_f correspond au temps final du processus de malaxage. P_{0i} est la puissance consommée par le malaxeur durant l'intervalle i du fonctionnement à vide. La figure 3.9 illustre le principe de calcul de l'énergie dissipé lors du fonctionnement à vide du malaxeur.

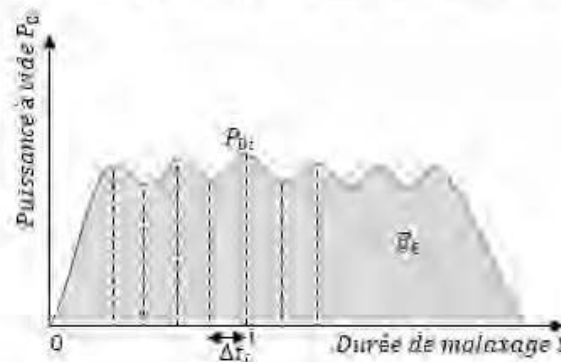


Figure 3.9 : Schéma illustrant le principe de calcul de l'énergie de malaxage à vide

Lorsque le malaxeur fonctionne en charge, c'est-à-dire après l'introduction d'une masse m (kg) des matériaux dans le malaxeur, le calcul de l'énergie dépensée E peut être effectué en suivant le même principe décrit ci-haut pour l'énergie de malaxage à vide E_0 , mais en utilisant la puissance totale consommée par le malaxeur durant son fonctionnement en charge $P(t)$. La différence entre les énergies mesurées durant le malaxage en charge et à vide ($E-E_0$) définit l'énergie effectivement consommée lors du malaxage. L'énergie spécifique de malaxage (ESM) peut alors être déterminée comme suit :

$$ESM \left(\frac{Wh}{kg} \right) = \frac{E - E_0}{m} \quad [3-9]$$

où E et E_0 sont les valeurs d'énergie mesurée durant le malaxage respectivement lorsque le malaxeur est chargé et fonctionne à vide et m (kg) est la masse de la charge de remblai mélangé. L'ESM de malaxage étant un rapport entre l'énergie réellement dissipée durant le malaxage et la masse du RPC, il n'est donc pas possible de la déterminer lorsque le malaxeur tourne à vide c'est-à-dire lorsque la masse m est nulle. L'expression [3-9] montre que le calcul de l'ESM lorsque $m = 0$ conduit à une forme indéterminée. Cela se vérifie dans la mesure où la valeur de l'énergie mesurée durant le malaxage à vide devient la même (ou presque) que celle mesurée lorsque le malaxeur est chargé lorsque la masse m est suffisamment petite ($m \approx 0$). Il s'ensuit que l'ESM peut être définie seulement s'il existe une masse $m > 0$ dans le malaxeur. Elle peut être déterminée par l'expression ci-dessous :

$$ESM \left(\frac{Wh}{kg} \right) = \frac{1}{m} \int_0^{t_f} [(P(t) - P_0(t))] dt = \frac{1}{m} \sum_1^n \Delta t_i (P_i - P_{0i}) \quad [3-10]$$

où P_i est la puissance de malaxage dissipée durant un intervalle de temps Δt_i fixé à 10 secondes. La précision est de 0,2% d'erreur relative pour la mesure du courant, de la tension et de l'énergie.

3.4 Caractérisation rhéologique des RPCs

La mesure des paramètres rhéologiques permet de déterminer les conditions de pompabilité ou de transport par gravité des mélanges fluides d'une manière générale et de RPC en particulier. Dans le cadre de ce projet, la caractérisation rhéologique des recettes du RPC s'est déroulée par la méthode indirecte en mesurant la valeur de l'affaissement au cône d'Abrams ou « slump » et par

la méthode directe en mesurant les paramètres rhéologiques (courbe d'écoulement) au rhéomètre AR2000 (produit par TA Instruments).

3.4.1 Mesure de l'affaissement au cône

Le test du slump a été effectué sur les recettes de RPC conformément à la norme ASTM C939. Il permet de mesurer l'affaissement à l'aide du cône standard d'Abrams (diamètre supérieur : 100 mm, diamètre inférieur : 200 mm et hauteur : 300 mm) et/ou du petit cône d'affaissement (diamètre supérieur : 50 mm, diamètre inférieur : 100 mm et hauteur : 150 mm). Le petit cône est aussi souvent utilisé pour des raisons d'économie des matériaux. La figure 3.10 présente les deux cônes et le principe de la mesure.



Figure 3.10 : Essai de détermination de l'affaissement au cône standard d'Abrams (Ouattara et al. 2017b)

Le principe de cette mesure est le suivant : Le cône est placé sur une surface plane et rempli de RPC en trois couches égales. Chaque couche est pilonnée de 25 coups avec une tige d'acier de 16 mm ou 10 mm de diamètre selon que le cône standard ou le petit cône est utilisé. Le cône est ensuite rasé pour aplatir la surface, puis retiré verticalement pendant environ 5 secondes. L'affaissement du remblai est alors mesuré avec une règle. Pour obtenir un facteur de conversion du slump mesuré à l'aide du petit cône à celui obtenu avec le cône standard d'Abrams, des mélanges de RPC ont été préparés à différentes consistances et les mesures de slump ont été réalisées en utilisant les deux cônes susmentionnés. La figure 3.11 montre la corrélation entre les valeurs d'affaissement au cône standard d'Abrams et celles obtenues à l'aide du petit cône.

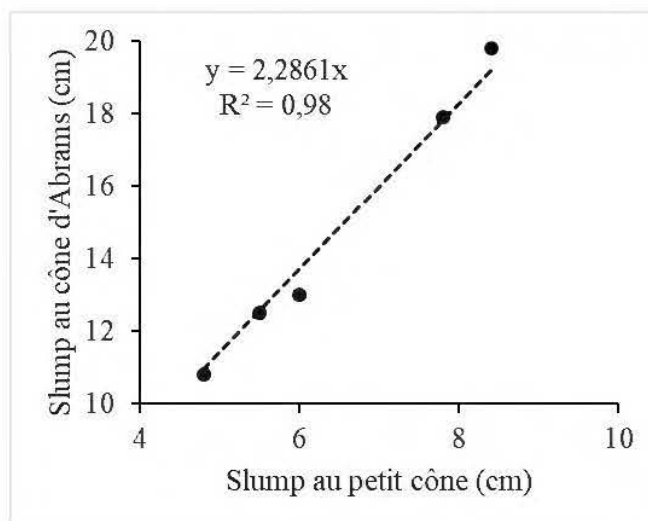


Figure 3.11 : Corrélation entre le slump au cône standard d'Abrams et celui au petit cône

On peut observer sur cette figure que ce facteur de conversion est évalué à 2,29. D'autres chercheurs ont trouvé un facteur de conversion presque semblable selon le type de matériaux étudié. En effet, Ouattara et al. (2017) et Kalonji (2016a) Kalonji ont trouvé respectivement des facteurs de 2,28 et 2,20 pour des mélanges des RPCs. Dans la suite, c'est le petit cône qui a été utilisé et les valeurs d'affaissement correspondantes du cône standard ont été calculées par la relation présentée dans la Figure 3.11.

3.4.2 Mesure des paramètres rhéologiques au rhéomètre AR2000

La caractérisation rhéologique vise à déterminer les propriétés à l'écoulement (ou à la déformation) des mélanges de RPC soumis aux contraintes de cisaillement. Avant le déroulement des essais rhéologiques, la température du RPC a été préalablement prélevée en utilisant un thermomètre technique (Figure 3.12a). Les essais ont été ensuite réalisés à l'aide du Rhéomètre rotatif AR2000 de TA instruments à la température effective du matériau. Le rhéomètre AR2000 peut être équipé des différentes géométries (Figure 3.12b) selon la nature du fluide analysé (consistance, viscosité, etc.).



Figure 3.12 : Appareillage pour essai rhéologique : a) Thermomètre PCStestr35 et b) Rhéomètre AR2000 de TA Instruments utilisés dans le cadre de ce projet

On peut citer les géométries plan-plan, cône-plan, cylindre concentrique et croisillon ou «vane». Dans le cadre de ce travail, c'est ce dernier type de géométrie qui a été sélectionné, car il permettait un cisaillement sans glissement de l'échantillon. Les spécifications de réglage de la géométrie cylindre concentrique-croisillon retenues sont les suivantes : l'entrefer du croisillon et au fond de la coupelle est de 4 mm, tandis que celui du croisillon au paroi du cylindre est de 1 mm. Les dimensions du croisillon sont de 28 mm de diamètre et 42 mm de hauteur.

3.4.2.1 Description de l'essai

Après avoir choisi le type de géométrie, les réglages de l'appareillage doivent ensuite être exécutés à l'aide du logiciel de contrôle du rhéomètre. Ces réglages sont notamment le calibrage de l'inertie de l'instrument, du système de roulement du moteur («bearing friction»), de l'inertie et de la cartographie («mapping») de la géométrie, et la mise à zéro de l'entrefer au fond du cylindre concentrique («zero gap»).

Le rhéomètre AR2000 peut fonctionner en mode dynamique ou écoulement, dépendamment des comportements spécifiques (fluides viscoélastiques, viscoplastiques, etc.) susceptibles d'être observés avec un matériau donné. Dans notre cas, c'est le mode de fonctionnement dit «écoulement» qui était mieux adapté. Ce mode de fonctionnement permet notamment d'observer la variation des contraintes de cisaillement et de la viscosité en fonction de la variation du taux de cisaillement dont la plage des valeurs est préalablement fixée par l'opérateur. Il existe quatre procédures de cisaillement associées à ce mode de fonctionnement. Il s'agit de la procédure du

peak hold step (PHS), du *continuous ramp flow (CRF)*, du *steady state step flow (SSSF)*, et *stepped flow step (SFS)*. Les détails sur les modes de cisaillement peuvent être consultés dans le manuel technique AR2000 de TA Instruments. La figure 3.13 illustre la procédure *steady state step flow (SSSF)* utilisée dans de ce projet. Cette procédure a consisté à appliquer un taux de cisaillement constant au matériau et à observer la variation de la contrainte de cisaillement. Au point d'équilibre, correspondant à la stabilisation de la variable observée, la valeur est prélevée et une incrémentation automatique du taux de cisaillement est réalisée. L'incrément de la variable était réalisée en mode « up and down flow » (écoulement ascendant et descendant), c'est-à-dire en augmentant, puis en diminuant l'incrément pour former une boucle. L'application de la procédure *steady state step flow* utilisée dans ce projet était précédée du pré-cisaillement du matériau. Le pré-cisaillement consiste à l'application d'un taux de cisaillement constant au matériau pendant un temps donné pour s'assurer de la reproductibilité de l'histoire de sollicitation (par cisaillement dans le cas présent) au repos, c'est-à-dire l'état initial du matériau correspondant à la variation nulle du taux de cisaillement (Ovarlez 2011).

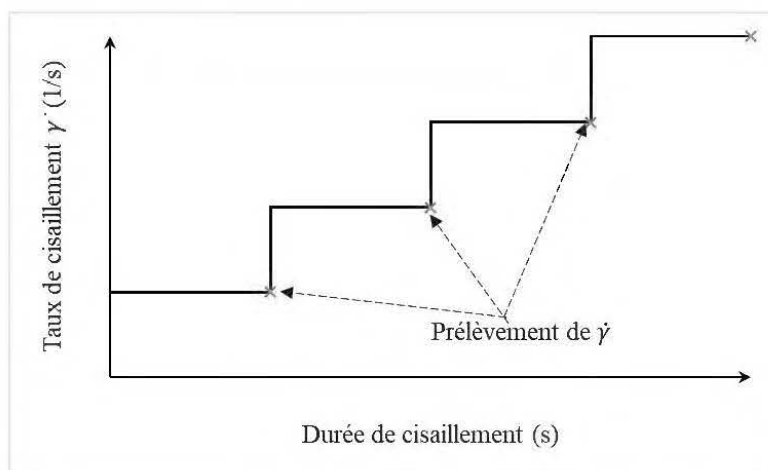


Figure 3.13 : Graphique illustrant le principe de la procédure « *steady state step flow* » du mode de cisaillement « écoulement permanent ».

3.4.2.2 Traitement des données et ajustement des rhéogrammes

Les données obtenues lors de l'essai rhéologique ont été traitées à l'aide du logiciel « *Rheological data analysis Advantage* » associé au rhéomètre AR2000. Elles se présentent sous forme de courbes d'écoulement (ou rhéogramme), c'est-à-dire graphique montrant la variation des

contraintes en fonction de la variation du taux de cisaillement. Les opérations ci-dessous peuvent être appliquées sur les données mesurées à la fin de l'essai rhéologique :

- *la correction de la contrainte normale*: cette correction vise à corriger le surplus de contrainte dû à l'effet de bord entre le stator et le rotor surtout pour les plaques parallèles.
- *le traitement par les fonctions «Merge» et «Smooth»* : la fonction «Merge» permet d'obtenir une courbe d'écoulement moyenne à partir de la fusion de plusieurs autres courbes issues d'un même mélange. La fonction «Smooth» permet de ramener sur la courbe des points écartés de manière isolée s'il en existe.
- *la réduction du nombre de points* : cette opération permet de minimiser le nombre de points erronés de la courbe d'écoulement. Elle peut se faire soit en prenant la moyenne, soit en choisissant un seul point par groupe de deux points successifs ou plus.
- *Lissage par application des modèles d'ajustement* : cette technique consiste à réduire les irrégularités et les singularités du rhéogramme que l'on peut attribuer au bruit de mesure. Les points excentrés invalides qui ne permettent pas un ajustement adéquat de la courbe d'écoulement sont arrangés au cours de cette opération.

Le lissage peut se faire suivant un des modèles de courbes d'écoulement ou de viscosité présentés à la section 2.3.3 de ce travail. L'option «*best fitting model*» disponible sur le logiciel «*Rheological data analysis Advantage*» permet toutefois de générer le modèle de comportement le plus proche des données expérimentales et estime l'erreur standard (ES) associée l'essai réalisé. L'erreur standard dont la valeur ne devrait pas excéder une limite de 20 ‰, comme inscrit dans le manuel du fabricant, est calculée par l'expression suivante :

$$ES (\text{‰}) = \frac{\left(\sum \frac{(x_m - x_c)^2}{(N - 2)} \right)^{\frac{1}{2}}}{Range} \times 1000 \quad [3-11]$$

où x_m est la valeur du point obtenue expérimentalement, x_c est la valeur du point calculé par l'équation du modèle utilisé, N est le nombre total de points mesurés, Range est la différence entre les valeurs maximale et minimale mesurées.

3.5 Caractérisation mécanique des RPCs

La caractérisation mécanique des RPC a été réalisée uniquement par la détermination de la résistance à la compression uniaxiale non confinée (*uniaxial/unconfined compressive Strength*, ou

UCS). L'essai consiste à placer l'éprouvette de RPC entre deux plateaux mécaniques d'une presse et à appliquer un effort normal à un taux de chargement de 1 mm/mN jusqu'à la rupture du matériau étudié. À ce point de rupture, la valeur maximale de l'effort appliqué est enregistrée et la contrainte normale correspondante, dite résistance à la compression simple, est déterminée. La presse électromécanique rigide asservie MTS 10/GL (Figure 3.14) de capacité maximale 50 kN a été utilisée à cette fin.



Figure 3.14 : Presse électromécanique MTS 10/GL utilisée pour les essais en compression uniaxiale.

Pour ce faire, des moules plastiques cylindriques de 50,8 mm de diamètre et 101,6 mm de hauteur ont été rempli en 3 couches par moule et en triplicata. Vingt-cinq (25) coups ont été appliqué à chaque couche de moule pour libérer le maximum de bulles d'air emprisonnées dans la masse du RPC avant d'enlever le surplus et de le fermer hermétiquement. Les moules remplis ont été ensuite placés dans une chambre dont les conditions à l'intérieur permettaient de simuler plus ou moins les conditions dans les chantiers de mines souterraines (humidité relative supérieure à 90% et température 23 ± 2 °C). Les cassages des échantillons ont été réalisés à trois temps de cure différents de 7, 28 et 90 jours. Les échantillons cassés ont été séchés pour la détermination de la teneur en eau des éprouvettes du RPC.

3.6 Programme expérimental et préparation des recettes

Des paramètres liés à la composition du RPC (résidus, liants, eau, etc.) et ceux liés à la procédure d'élaboration des recettes (type de malaxeur, température, durée de malaxage, vitesse de malaxage, masse de charge du malaxeur, etc.) ont été pris en compte lors de la formulation des recettes de

RPC. Comme mentionné ci-haut, les recettes de RPC ont été préparées en se servant des résidus provenant de deux sites miniers : LaRonde et Westwood.

3.6.1 Détermination des pourcentages solides des mélanges

Des pourcentages solides de référence ont été déterminés pour chaque résidu. Pour cela, une première série de recettes (huit mélanges M01 à M08 pour résidus Westwood et M09 à M16 pour Résidus LaRonde) a été préparée en variant le pourcentage solide et en mesurant l'affaissement au cône d'Abrams (slump) correspondant. Le tableau 3.8 présente les détails de la formulation des recettes M01 à M016. Une vitesse de malaxage de 166 rpm et une durée de malaxage de 5 min ont été appliquées. Pour éviter les éclaboussements pendant la préparation des mélanges, le malaxeur est mis en marche néanmoins à basse vitesse (91 rpm) pendant 90 secondes. Les masses de charges ont été calculées de manière à obtenir la masse nécessaire pour faire les essais requis. La figure 3.15 présente la variation du slump avec le pourcentage solide pour les deux types de résidus.

Tableau 3.8: Mélanges de RPC préparés à base des résidus Westwood et LaRonde en vue de déterminer le pourcentage solide requis

Mélange	Pourcentage solide (%)	Type de malaxeur	Masse de charge (kg)	Vitesse de malaxage (rpm)	Durée de malaxage (min)	Slump (cm)
Résidus Westwood						
M01	75	Hobart	13,7	166	5	7,6
M02	74	Hobart	13,5	166	5	8,9
M03	72,5	Hobart	13,2	166	5	11,4
M04	71,5	Hobart	13,1	166	5	15,2
M05	70	Hobart	12,8	166	5	17,8
M06	69	Hobart	12,7	166	5	20,3
M07	68	Hobart	12,5	166	5	21,1
M08	67	Hobart	12,4	166	5	21,3
Résidus LaRonde						
M09	80	Hobart	15,1	166	5	7,9
M10	79	Hobart	14,9	166	5	8,9
M11	77,5	Hobart	14,5	166	5	11,2
M12	76	Hobart	14,2	166	5	15,2
M13	75	Hobart	14,0	166	5	17,8
M14	74	Hobart	13,8	166	5	19,3
M15	73	Hobart	13,6	166	5	20,8
M16	70	Hobart	13,1	166	5	22,1

Sachant qu'une plage de slump comprise entre 7 et 9 pouces (178 à 229 mm) est généralement considérée comme critère pour le transport des RPCs par gravité (Creber et al. 2017), un critère d'affaissement au cône (slump) de 7 pouces a été retenu durant la phase de formulation de recettes des RPCs étudiés ici dans le but de favoriser l'écoulement lors du transport du RPC dans les pipelines. Il ressort de la figure 3.15 qu'un affaissement au cône cible de 7 pouces (ou environ 18 cm) est obtenu lorsque le mélange de RPC contient 70 ou 75 % solide de selon qu'il est respectivement préparé à base de résidus Westwood ou LaRonde.

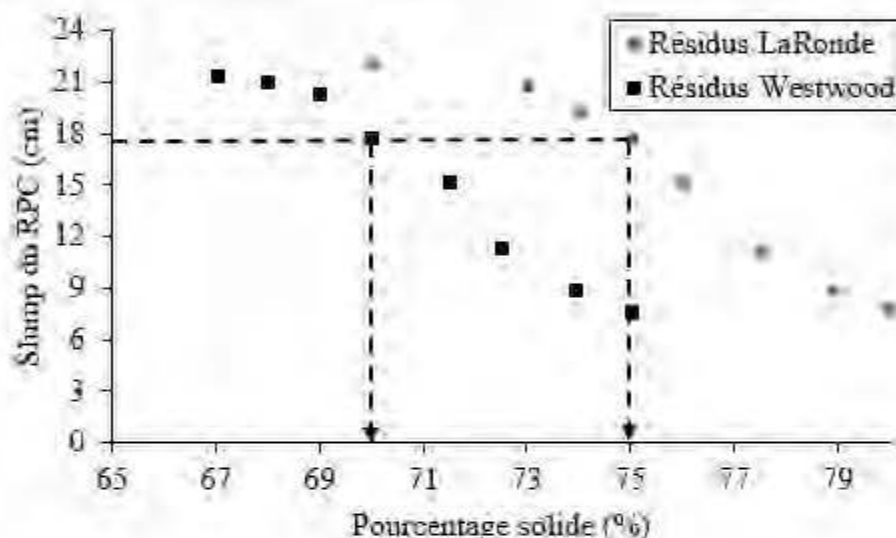


Figure 3.15 : Variation de l'affaissement au cône standard avec le pourcentage solide de pour des mélanges de RPC préparés à base des résidus Westwood et LaRonde (4,5% de S-GU, malaxage à 166 rpm pendant 5 min).

D'autres séries de recettes de RPC ont été préparées dans l'objectif d'étudier l'influence de quatre paramètres associés à la procédure de malaxage sur les propriétés du RPC en considérant des pourcentages solides de 70% pour Westwood et 75% pour LaRonde. Il convient de mentionner d'emblée que ces pourcentages solides de 75% et 70% sont des valeurs de référence obtenues dans des conditions de malaxage précises pour donner un slump de 7 pouces et que cette valeur du slump ne sera pas maintenue si les paramètres de malaxage changent. Néanmoins, déterminer ce type de courbes présentées dans la figure 3.15 pour les différentes conditions de malaxage étudiées afin de travailler avec des matériaux ayant le même slump de 7 pouces aurait été très fastidieux.

3.6.2 Mélanges pour l'étude de l'effet des paramètres de malaxage

Les tableaux 3.9 et 3.10 présentent respectivement les mélanges de RPC préparés à partir des résidus Westwood (M17 à M34) et des résidus LaRonde (M35 à M50). Dans ces tableaux, les recettes sont réparties en 4 groupes de mélanges obtenus en faisant varier respectivement la masse de charge, la durée de malaxage, la vitesse de malaxage et le type de malaxeur. Il convient de préciser que la masse de charge minimale est déterminée par le nombre de moules de RPC à remplir (trois temps de cure différents et résultats en triplicata). Cette masse dépend de la densité des grains solides des résidus.

Tableau 3.9 : Mélanges de RPC préparés à base des résidus Westwood en vue d'étudier l'influence de la procédure de malaxage sur les propriétés du RPC

Mélange	C _w (%)	Type de malaxeur	Masse de charge (kg)	Vitesse de malaxage (rpm)	Durée de malaxage (min)	Temps de cure (jours)	Nombre de moule par temps de cure
Durée de malaxage							
M17	70	Hobart	4,2	166	3	7, 28, 90	3
M18	70	Hobart	4,2	166	5	7, 28, 90	3
M19	70	Hobart	4,2	166	7	7, 28, 90	3
M20	70	Hobart	4,2	166	10	7, 28, 90	3
M21	70	Hobart	4,2	166	15	7, 28, 90	3
M22	70	Hobart	4,2	166	30	7, 28, 90	3
Vitesse de malaxage							
M23	70	Hobart	4,2	91	5	7, 28, 90	3
M24	70	Hobart	4,2	166	5	7, 28, 90	3
M25	70	Hobart	4,2	282	5	7, 28, 90	3
Masse de Charge							
M26	70	Hobart	3	166	5	7, 28, 90	3
M27	70	Hobart	6,3	166	5	7, 28, 90	3
M28	70	Hobart	8,9	166	5	7, 28, 90	3
M29	70	Hobart	11,9	166	5	7, 28, 90	3
M30	70	Hobart	15,6	166	5	7, 28, 90	3
Type de malaxeur							
M31	70	Hobart	1,7	166	5	7	3
M32	70	Hobart	1,7	282	5	7	3
M33	70	KitchenAid	1,7	300	5	7	3
M34	70	KitchenAid	1,7	600	5	7	3

Tableau 3.10 : Mélanges de RPC préparés à base des résidus LaRonde en vue d'étudier l'influence de la procédure de malaxage sur les propriétés du RPC

Mélange	C _w (%)	Type de malaxeur	Masse de charge (kg)	Vitesse de malaxage (rpm)	Durée de malaxage (min)	Temps de cure (jours)	Nombre de moule/ temps de cure
Durée de malaxage							
M35	75	Hobart	4,7	166	5	7, 28, 90	3
M36	75	Hobart	4,7	166	7	7, 28, 90	3
M37	75	Hobart	4,7	166	10	7, 28, 90	3
M38	75	Hobart	4,7	166	15	7, 28, 90	3
M39	75	Hobart	4,7	166	30	7, 28, 90	3
Vitesse de malaxage							
M40	75	Hobart	4,7	91	5	7, 28, 90	3
M41	75	Hobart	4,7	166	5	7, 28, 90	3
M42	75	Hobart	4,7	282	5	7, 28, 90	3
Masse de Charge							
M43	75	Hobart	4,7	166	5	7, 28, 90	3
M44	75	Hobart	6,3	166	5	7, 28, 90	3
M45	75	Hobart	9,5	166	5	7, 28, 90	3
M46	75	Hobart	12,6	166	5	7, 28, 90	3
Type de malaxeur							
M47	75	Hobart	1,8	166	5	7	3
M48	75	Hobart	1,8	282	5	7	3
M49	75	KitchenAid	1,8	300	5	7	3
M50	75	KitchenAid	1,8	600	5	7	3

Le premier groupe de mélanges (M17 à M22 du tableau 3.9 et M35 à M39 du tableau 3.10 respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde) est la durée de malaxage. Il est obtenu en variant la durée du fonctionnement du malaxeur Hobart de 5 à 30 minutes. La vitesse de malaxage (166 rpm) et la masse de charge (4,7 kg) étant maintenues constantes. La masse de charge (quantité totale en kg de matériaux introduite dans le malaxeur) est déterminée par le nombre de moules de RPC à remplir (trois temps de cure différents et résultats en triplicata). Le deuxième groupe (mélanges M23 à M25 du tableau 3.9 et M40 à M42 du tableau 3.10 respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde) est la vitesse de malaxage. Le principe suivi est le même que précédemment. On fait varier la vitesse de malaxage de 91, 166 à 282 rpm, correspondant aux vitesses basse, moyenne et élevée du malaxeur Hobart en maintenant constantes la durée de malaxage (5 minutes) et la masse de charge (4,7 kg). La variation de la masse de charge du

malaxeur constitue le troisième groupe de mélanges (M26 à M30 du tableau 3.9 et M43 à M46 du tableau 3.10 respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde). Pour les mélanges de ce groupe, préparés dans le malaxeur Hobart, la durée de malaxage est maintenue à 5 minutes et la vitesse de malaxage à 166 rpm. La masse de charge varie de 4,7 ; 6,3 ; 9,5 à 12,6 kg. Le dernier groupe est le type de malaxeur (M31 à M34 du tableau 3.9 et M47 à M50 du tableau 3.10 respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde). Deux malaxeurs Hobart SP300AT et KitchenAid de marque Professionnel plus 5 ont été utilisés. Les deux malaxeurs sont animés d'un mouvement de rotation planétaire, mais diffèrent aussi bien par leurs volumes de charge (6,6 et 28,4 litres respectivement pour les malaxeurs KitchenAid et Hobart) que par leurs puissances moteur (300 et 1491 W pour les malaxeurs KitchenAid et Hobart respectivement). Les mélanges ont été préparés en considérant deux vitesses de malaxages successivement (166 et 282 rpm pour le malaxeur Hobart ; 300 et 600 rpm pour le malaxeur KitchenAid). Il était malheureusement impossible de travailler avec les mêmes vitesses. La masse de charge a été limitée par la capacité relativement petite du malaxeur KitchenAid; elle est de 1,8 kg. La durée de malaxage est maintenue à 5 minutes. Il convient de préciser que le malaxeur Hobart est muni de trois vitesses de malaxage réglables : vitesses basse (91 rpm), moyenne (166 rpm) et élevée (282 rpm). Pour éviter les éclaboussements pendant la préparation des mélanges, le malaxeur est mis en marche toujours à basse vitesse (91 rpm) pendant 90 secondes. La vitesse est ensuite réglée selon le besoin après cette période de temps. Cela vaut la même chose pour le malaxeur KitchenAid (muni de 10 vitesses allant de 100 à 1000 rpm) qui doit toujours être mis en marche à basse vitesse (100 rpm).

L'énergie de malaxage était mesurée et affichée en temps réel pendant le déroulement du processus de malaxage. Immédiatement après malaxage, un échantillon a été prélevé pour séchage à l'étuve et détermination de la teneur en eau et du pourcentage solide. Un autre échantillon prélevé était destiné aux essais rhéologiques juste après avoir déterminé l'affaissement au cône (slump). Ensuite, les éprouvettes de RPC étaient remplies dans les moules cylindriques décrits précédemment pour la détermination de l'UCS. Toutes les recettes de RPC ont été préparées à la température ambiante comprise entre 20 et 25°C. Les opérations qui suivaient le processus de malaxage étaient conduites le plus vite que possible pour éviter l'effet de relaxation, c'est-à-dire la variation des propriétés (rhéologiques et mécaniques) du RPC au cours du temps.

CHAPITRE 4 RÉSULTATS

Ce chapitre présente les résultats des essais de laboratoire conduits dans le cadre de ce projet. Les résultats sont repartis en deux grandes parties. La première partie présente les résultats des essais visant à évaluer l'énergie spécifique de malaxage. Un modèle empirique et semi-analytique d'évaluation de celle-ci en fonction des paramètres de malaxage est également présenté dans cette partie. La deuxième partie porte sur les résultats de l'étude de l'influence de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du remblai en pâte cimenté.

4.1 Évaluation et prédiction de l'énergie spécifique de malaxage du remblai en pâte cimenté

Les résultats présentés sous cette section montrent la variation de l'énergie spécifique de malaxage durant le fonctionnement de deux malaxeurs de laboratoire, mais principalement du malaxeur Hobart. L'évolution de la puissance mesurée et de l'énergie de malaxage calculée durant le fonctionnement à vide du malaxeur Hobart est d'abord présentée. La variation de l'énergie spécifique de malaxage en fonction des paramètres de malaxage (durée de malaxage, vitesse de malaxage, masse de charge du malaxeur et le type de malaxeur) est ensuite présentée. Cette section termine par le développement d'une expression empirique et semi-analytique visant à prédire l'énergie spécifique de malaxage en fonction des paramètres de malaxage ci-haut mentionnés. Tous les mélanges ont été préparés avec un seul type de liant, à savoir le mélange du ciment GU (CP10) et de la slag dans une proportion de 20% et 80% respectivement et cela à un taux de liant de 4,5% (par rapport à la masse sèche des résidus).

4.1.1 Puissance et énergie de malaxage à vide

L'énergie de malaxage à vide (E_0) a été déterminée en fonction de la variation de la durée de malaxage à l'aide de l'éq. [3-8]. Il convient de préciser que la centrale utilisée dans le cadre de ce projet (wattmètre Acuvim IIR) permettait de mesurer directement l'énergie dissipée au cours du malaxage, en plus de la mesure de la puissance consommée. Cependant, la sensibilité et la précision de cette centrale (limitées à un dixième près) lors de la mesure de l'énergie de malaxage (affichée en kWh) ne permettait pas de recourir à cette option. En effet, une durée de fonctionnement du malaxeur Hobart relativement longue (environ 930 à 1170 secondes) était requise pour que la

sensibilité de la centrale permette d'afficher une valeur minimale enregistrée de 0,1 kWh, pour une vitesse de malaxage de référence de 166 rpm. Cette durée est cependant supérieure au temps de malaxage couramment utilisé au laboratoire (300 à 600 secondes) lorsque le malaxeur est réglée à 166 rpm. Autrement dit, la sensibilité de la centrale Acuvim IIR ne permettait pas de mesurer directement l'énergie de malaxage dans la plage de durée de malaxage inférieure à 930 s. Une centrale de sensibilité plus élevée n'était malheureusement pas disponible sur le marché. C'est pourquoi l'utilisation de l'équation [3-8] qui s'appuie sur la mesure de la puissance consommée pour la détermination de l'énergie dissipée au cours du malaxage a été d'une importance capitale dans le cadre de ce projet dans la mesure où elle est valable quelle que soit la plage de durée de malaxage considérée, incluant des durées plus faibles, c'est-à-dire inférieures à 930 s. La figure 4.1 montre un exemple typique de l'évolution de la puissance ($P_0(t)$) de malaxage durant le fonctionnement à vide du malaxeur Hobart à 166 rpm. Le malaxage à vide démarre avec une vitesse de malaxage de 91 rpm pendant environ 90 s, ce qui explique la puissance de malaxage à vide de 0,305 kW. La vitesse est ensuite élevée à 166 rpm entraînant une dissipation d'énergie autour de 0,33 kW. On observe que la puissance atteint une valeur maximale pour ensuite fluctuer légèrement avec le temps de malaxage avec une faible tendance à la baisse. Ce type de courbe a été obtenu aussi pour les autres vitesses de 166 et 282 rpm et pour toutes les durées de malaxage considérées dans cette étude (résultats non présentés ici). Les résultats du calcul de E_0 (en Wh) en fonction de la variation de la durée de malaxage pour différentes vitesses de malaxage sont aussi consignés sur la figure 4.1.

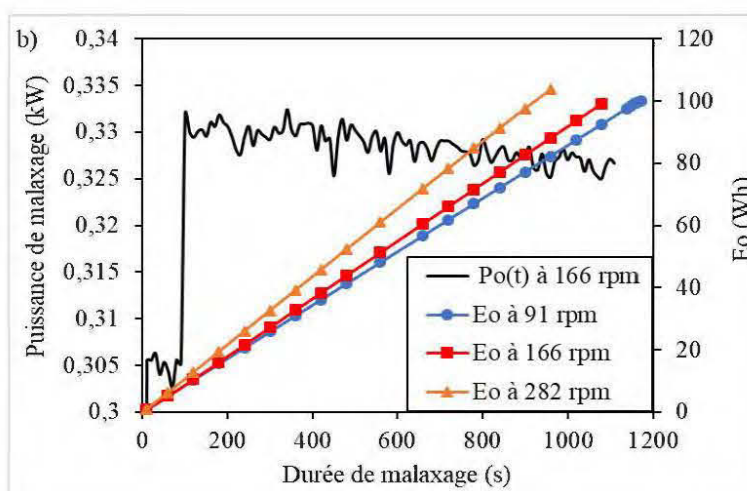


Figure 4.1 : Évolution de la puissance de malaxage durant le fonctionnement à vide du malaxeur Hobart à 166 rpm et de l'énergie de malaxage à 91, 166 et 282 rpm .

On observe que l'énergie de malaxage à vide augmente de manière linéaire en fonction de la durée de malaxage. De plus, pour une durée de malaxage donnée, cette énergie augmente avec la vitesse de malaxage. Une validation des résultats de E_0 calculées à l'aide de l'éq. [3-8] a été préalablement réalisée en comparant les valeurs d'énergie de malaxage calculée à celles prélevées directement sur la centrale de mesure (résultats en triplicata). Pour une vitesse de malaxage donnée de 91 rpm, 166 rpm et 282 rpm, l'énergie a été enregistrée en utilisant directement la centrale de mesure jusqu'à une valeur fixée à 100 Wh, qui indique la fin du malaxage. Les durées de malaxage associées à ces vitesses sont respectivement de 1170 s, 1080 s et 930 s. Ensuite, la puissance instantanée enregistrée à un intervalle de 10 secondes par le même appareil au cours de ce malaxage est téléchargée pour le calcul de l'énergie. Les résultats sont présentés à la Figure 4.2. On peut observer que les valeurs de E_0 calculées sont de 100 Wh, 99,9 Wh et 100,2 Wh respectivement pour les vitesses de malaxage de 91 rpm, 166 rpm et 282 rpm. En comparant les valeurs d'énergie calculées à celle enregistrée par la centrale (100 Wh), les résultats montrent que l'erreur relative commise sur le calcul d'énergie de malaxage à partir de la puissance est inférieure à 1 %, soit 0,06%. Cela peut être tolérable pour le reste des calculs.

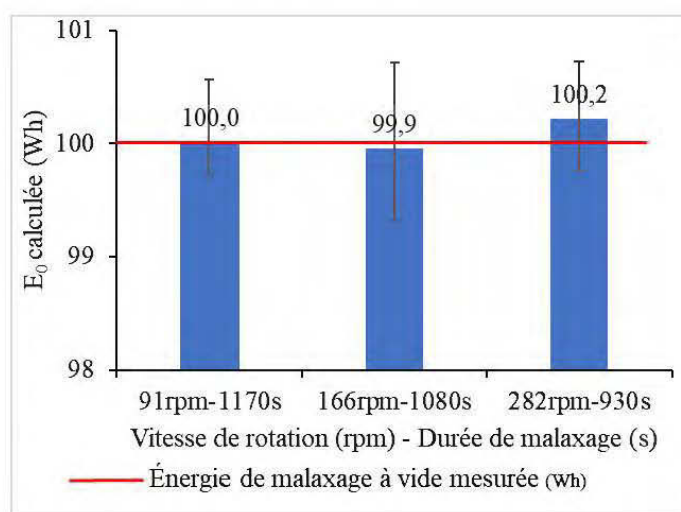


Figure 4.2 : Validation du calcul de l'énergie de malaxage: comparaison entre l'énergie de malaxage calculée et celle mesurée durant le fonctionnement à vide du malaxeur Hobart

4.1.2 Effet du pourcentage solide du RPC

La figure 4.3 présente la variation de l'énergie spécifique de malaxage (ESM) des mélanges de RPC préparés avec les résidus Westwood (mélanges M01 à M08 du tableau 8) et LaRonde

(mélanges M09 à M16 du tableau 8) en fonction de la variation du pourcentage solide. Les paramètres de malaxage sont également consignés dans le Tableau 3.8 ($\Omega = 166$ rpm, durée de malaxage t_f de 5 min, malaxeur Hobart et différentes masses de charge). L'ESM des mélanges a tendance à augmenter avec le pourcentage solide. On observe une tendance commune pour les deux de résidus : d'abord une forte dissipation d'ESM pour des pourcentages solides entre 70 et 72% pour les résidus Westwood et entre 75 et 77 % pour les résidus LaRonde et ensuite une augmentation de l'ESM relativement faible.

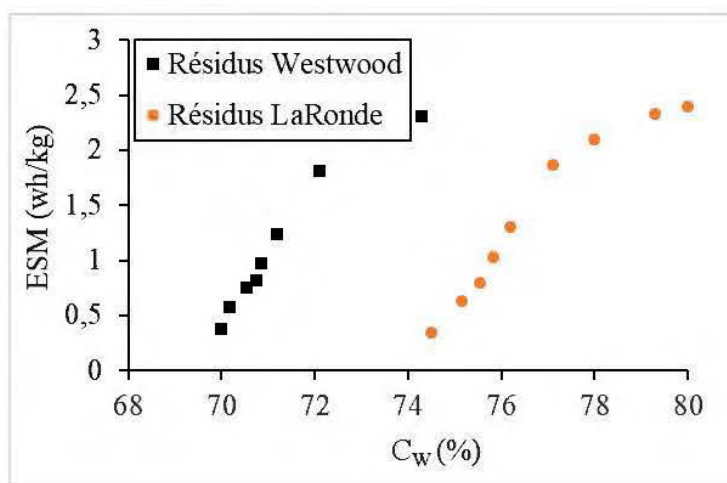


Figure 4.3 : Variation de l'ESM des RPCs préparés à base des résidus Westwood et LaRonde avec le pourcentage solide ($\Omega = 166$ rpm, durée de malaxage t_f de 5 min, malaxeur Hobart et différentes masses de charge).

4.1.3 Influence de la durée de malaxage

La variation de l'ESM des mélanges de RPCs à base des résidus Westwood (mélanges M17 à M22 du tableau 3.9) et LaRonde (mélanges M35 à M39 du tableau 3.10) préparés dans le malaxeur Hobart avec la durée de malaxage (3 à 30 min) est présentée sur la figure 4.4. La masse de charge M et la vitesse de malaxage Ω sont respectivement de 4743 g et 282 rpm pour les mélanges de RPC avec résidus LaRonde, et de 4234 g et 282 rpm pour ceux avec résidus Westwood. Ces résultats montrent que l'ESM augmente linéairement avec la durée de malaxage. La pente de la droite de l'ESM en fonction de la durée de malaxage (passant par l'origine des axes sur la figure 4.4) varie toutefois avec le type de résidus utilisés dans le mélange de RPC. Cette pente est de 0,2 et 0,12 respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde. Autrement dit, pour une durée de malaxage donnée, l'ESM est plus élevée pour Westwood que pour LaRonde.

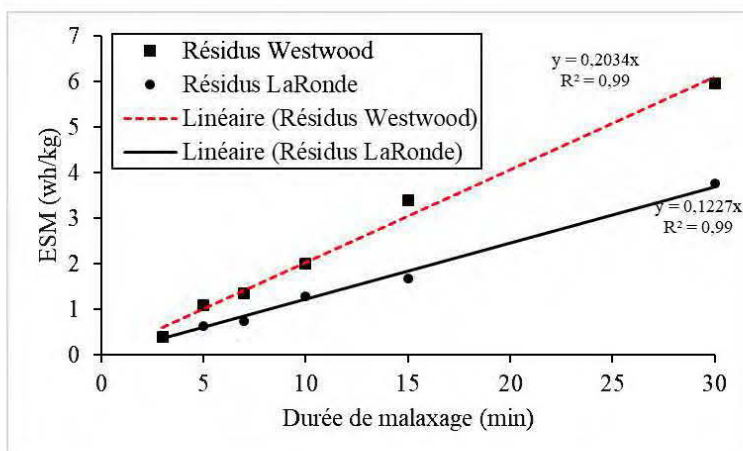


Figure 4.4 : Variation de l'ESM de RPCs préparés à base des résidus LaRonde ($m = 4743$ g) et Westwood ($m = 4234$ g) avec la durée de malaxage lorsque le malaxeur Hobart tourne à 166 rpm.

4.1.4 Influence de la vitesse de malaxage

La figure 4.5 montre la variation de l'ESM avec la vitesse de malaxage. Pour les résidus LaRonde (mélanges M40 à M42 du tableau 3.10), l'ESM varie de 0,4, 0,62 à 0,84 Wh/kg pour des valeurs de vitesse de malaxage allant de 91, 166 et 282 rpm respectivement. Dans le cas des résidus Westwood (mélanges M23 à M25 du tableau 3.9), ces valeurs de l'ESM sont de 0,8; 1,1 et 1,3 Wh/kg lorsque la vitesse de rotation du malaxeur passent de 91, 166 et 282 rpm respectivement. On observe une augmentation de la dissipation de l'énergie spécifique de malaxage du RPC avec la vitesse de malaxage dans les deux cas. Il convient de rappeler ici que le malaxeur Hobart est doté de trois vitesses réglables seulement. Cela limite le nombre de points d'expérimentation.

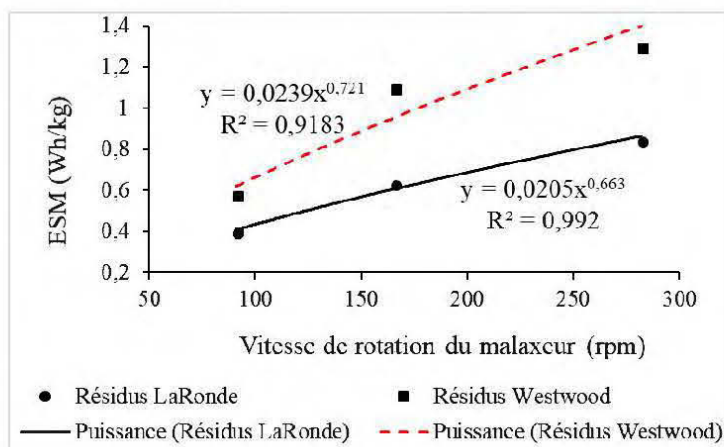


Figure 4.5 : Variation de l'ESM de RPCs à base des résidus LaRonde ($m = 4743$ g) et Westwood ($m = 4234$ g) avec la vitesse de malaxage lorsque le malaxeur Hobart tourne pendant 5 minutes.

4.1.5 Influence de la masse de charge du malaxeur

L'influence de la masse de charge du malaxeur sur l'ESM de mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart, à base des résidus Westwood et LaRonde a été étudiée (mélanges M26 à M30 du tableau 3.9 et M43 à M46 du tableau 3.10 respectivement). Le malaxeur tourne à 166 rpm pendant cinq minutes. Les résultats sont consignés sur la figure 4.6. On constate que la forme générale de la variation de l'ESM en fonction de la masse de charge du malaxeur ressemble plutôt à une parabole de concavité tournée vers le haut et dont le point d'inflexion est situé à environ 9,5 kg. On observe deux faits importants sur cette figure. D'abord, l'énergie spécifique de malaxage diminue avec l'augmentation de la masse de charge du malaxeur jusqu'à une valeur minimale (0,3 Wh/kg et 0,5 Wh/kg pour les résidus LaRonde et Westwood respectivement) située autour de 9,5 kg. Ensuite, l'ESM a tendance à augmenter avec la masse de charge du malaxeur pour des valeurs supérieures à 9,5 kg. Cela signifie qu'on peut minimiser la consommation de l'énergie spécifique du malaxeur Hobart en préparant les mélanges (ou batch) de RPC d'une masse d'environ 9,5 kg.

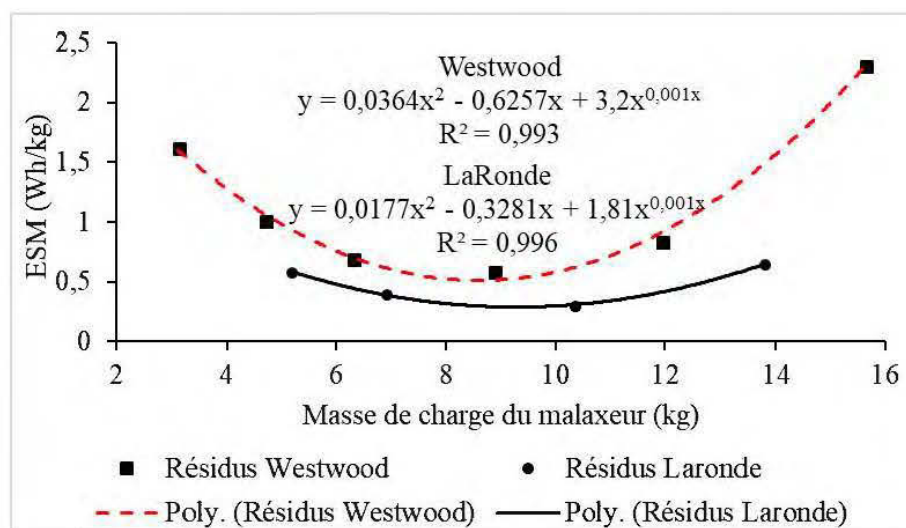


Figure 4.6 : Variation de l'ESM des mélanges de RPC préparés à base des résidus LaRonde et Westwood avec la masse de charge du malaxeur lorsque le malaxeur Hobart tourne pendant 5 minutes à une vitesse de 166 rpm.

4.1.5.1 Influence du type de malaxeur

Les valeurs de l'ESM des RPCs préparés dans les mêmes conditions (durée de malaxage et masse de charge du malaxeur), mais dans deux types de malaxeur différents (Malaxeurs Hobart SP300ATet KitchenAid professionnel 5 plus) ont été mesurées. Il s'agit de mélanges à base des

résidus Westwood (mélanges M31 à M34 du tableau 3.9) et LaRonde (mélanges M47 à M50 du tableau 3.10). Étant donné que les systèmes de réglage de vitesse de malaxeurs considérés ne sont pas les mêmes, comme déjà expliqué à la section 3.6.2, les vitesses de malaxage suivantes ont été sélectionnées : 166 rpm et 282 rpm pour le malaxeur Hobart, et 300 rpm et 600 rpm pour le malaxeur KitchenAid, de sorte que les écarts soient minimisés et ainsi faciliter la comparaison des résultats. Les résultats obtenus sont comparés sur la figure 4.7.

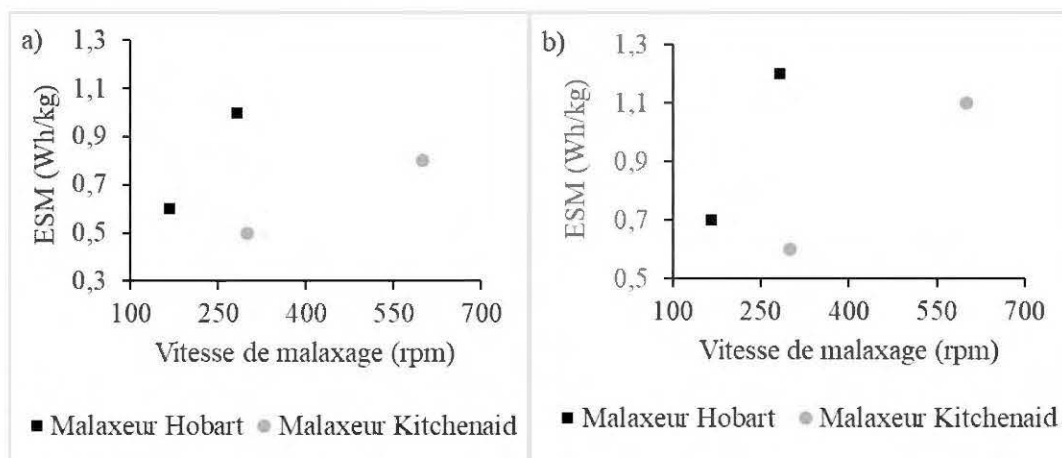


Figure 4.7 : Effet du type de malaxeurs (Hobart et KitchenAid) sur l'ESM des mélanges de RPC préparés avec les résidus a) LaRonde (m = 1,8 kg) et b) Westwood (m = 1,7 kg) lorsque le malaxage dure 5 minutes en considérant différentes vitesses de malaxage

L'analyse des résultats obtenus montrent que l'énergie spécifique de malaxage augmente avec l'élévation de la vitesse de malaxage aussi bien pour le malaxeur Hobart que pour le KitchenAid et cela quel que soit le type de résidus utilisés. Les valeurs de l'ESM ont été d'abord comparées lorsque les malaxeurs fonctionnaient à vitesses intermédiaires (166 rpm pour Hobart et 300 pour KitchenAid) et ensuite à vitesses relativement élevées (282 rpm et 600 rpm pour Hobart et KitchenAid respectivement). On constate que dans les deux cas, l'ESM dissipée dans le malaxeur Hobart est plus élevée (0,6 et 1,0 Wh/kg respectivement à 166 et 282 rpm pour les résidus LaRonde ; 0,7 et 1,2 Wh/kg respectivement à 166 et 282 rpm pour les Westwood) comparativement à celle dissipée dans le malaxeur KitchenAid (0,5 et 0,8 Wh/kg respectivement à 300 et 600 rpm pour les résidus LaRonde ; 0,6 et 1,1 Wh/kg respectivement à 300 et 600 rpm pour les Westwood). L'analyse de ces résultats montre également qu'en augmentant la vitesse de rotation du malaxeur KitchenAid, il est possible de préparer le mélange de RPC à la même ESM que celle dissipée lorsque ce mélange de RPC est préparé dans le malaxeur Hobart.

Un malaxeur de grande taille ayant une puissance moteur plus grande a tendance à transmettre une action mécanique plus énergétique au RPC comparativement à un malaxeur de faible puissance moteur, lorsque tous les autres paramètres de malaxage sont maintenus constants. De plus, la puissance de frottement totale durant le malaxage peut être considérée comme la somme de deux composantes : le frottement apporté par le coincement de la masse des matériaux dans l'entrefer entre l'agitateur et le fond de la cuve d'une part ; et d'autre part, le frottement issu de la rotation de l'agitateur dans la masse du RPC. Ces observations ont été également mises en évidence à travers les études réalisées sur le béton (Orban et al. 1986; Lê 2007).

4.1.6 Modèle semi-analytique de prédiction de l'énergie spécifique de malaxage

Les résultats expérimentaux ont montré que trois facteurs importants liés à la procédure de malaxage peuvent influencer l'ESM pour un type de malaxeur donné. Il s'agit de la durée de malaxage, de la vitesse de malaxage et de la masse de charge du malaxeur, notées respectivement t (min), Ω (rpm) et m (kg). L'ESM peut dans ce cas être exprimée comme une fonction de ces paramètres :

$$ESM = f(t, \Omega, m) \quad [4-1]$$

Comme le montre les figures 4.4 à 4.6, l'ESM a été mesurée lors de la préparation du RPC à base des résidus LaRonde et Westwood dans le malaxeur Hobart en faisant varier respectivement les trois paramètres de malaxage susmentionnés. Cela a permis d'établir les relations ci-dessous :

- Pour les résidus LaRonde :

$$ESM_L(t) = 0,1227t \quad [4-2]$$

$$ESM_L(\Omega) = 0,0205\Omega^{0,663} \quad [4-3]$$

$$ESM_L(M) = 0,0177m^2 - 0,3281m + 1,81m^{0,001m} \quad [4-4]$$

- Pour les résidus Westwood :

$$ESM_W(t) = 0,2034t \quad [4-5]$$

$$ESM_W(\Omega) = 0,0239\Omega^{0,72} \quad [4-6]$$

$$ESM_W(M) = 0,0364m^2 - 0,6257m + 3,2m^{0,001m} \quad [4-7]$$

Les indices L et W se rapportent respectivement aux résidus LaRonde et Westwood. Différentes méthodes mathématiques existant peuvent permettre de combiner les relations [4-2 à 4-4] et [4-5 à 4-7] pour déterminer la fonction [4-1]. La démarche adoptée dans le cadre de ce projet est une régression multiple. Les relations [4-2] et [4-5] ci-dessus décrivent l'évolution de l'énergie spécifique de malaxage en fonction de la durée de malaxage lorsque la vitesse de malaxage et la masse de charge du malaxeur sont maintenues constantes, respectivement dans le cas de résidus LaRonde et Westwood. Si en plus de la durée de malaxage, la vitesse de malaxage Ω devient une variable, les relations [4-2] et [4-5] peuvent alors s'écrire sous la forme :

$$ESM(t, \Omega) = P_{\Omega} t \quad [4-8]$$

où P_{Ω} est un facteur expérimental dépendant de la vitesse de malaxage. Comme la durée de malaxage t est donnée en minutes dans l'équation [4-8], et l'ESM en Wh/kg, l'équation aux dimensions montre que l'unité du facteur P_{Ω} est W/60kg. Le sens physique du facteur P_{Ω} est donc la puissance spécifique consommée pendant le malaxage.

Sachant que les essais de laboratoire ayant conduit à établir les relations [4-3] et [4-6] ont été réalisées pour une durée de malaxage t de 5 minutes, en combinant ces deux relations et la relation [4-8], on obtient la variation du facteur P_{Ω} avec la vitesse de malaxage comme cela est montré sur la figure 4.8a.

Pour les résidus LaRonde :

$$P_{\Omega_L} = 0,0041\Omega^{0,663} \quad [4-9]$$

Pour les résidus Westwood :

$$P_{\Omega_W} = 0,0048\Omega^{0,72} \quad [4-10]$$

De manière similaire, lorsque l'influence de la masse de charge du malaxeur est prise en considération, les équations [4-9] et [4-10] peuvent s'écrire respectivement sous la forme :

$$P_{\Omega_L} = P_M \Omega^{0,663} \quad [4-11]$$

et

$$P_{\Omega,W} = P_M \Omega^{0,72} \quad [4-12]$$

P_M est un facteur expérimental dépendant de la masse de charge du malaxeur. Il a le même sens physique que le facteur P_{Ω} , c'est-à-dire la puissance spécifique de malaxage, et garde la même unité W/60kg.

La combinaison des relations [4-4] et [4-7], obtenues en utilisant une vitesse de malaxage constante de 166 rpm, et des relations [4-2], [4-5], [4-11] et [4-12] permet d'établir la relation entre le facteur P_M et la masse de charge du malaxeur. La figure 4.8b présente la variation du facteur P_M en fonction de la masse de charge du malaxeur.

Ainsi, on obtient respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood les relations :

$$P_{M,L} = (1,15m^2 - 21,27m + 117,1m^{0,001m})10^{-4} \quad [4-13]$$

et

$$P_{M,W} = (1,59m^2 - 27,3m + 145,1m^{0,001m})10^{-4} \quad [4-14]$$

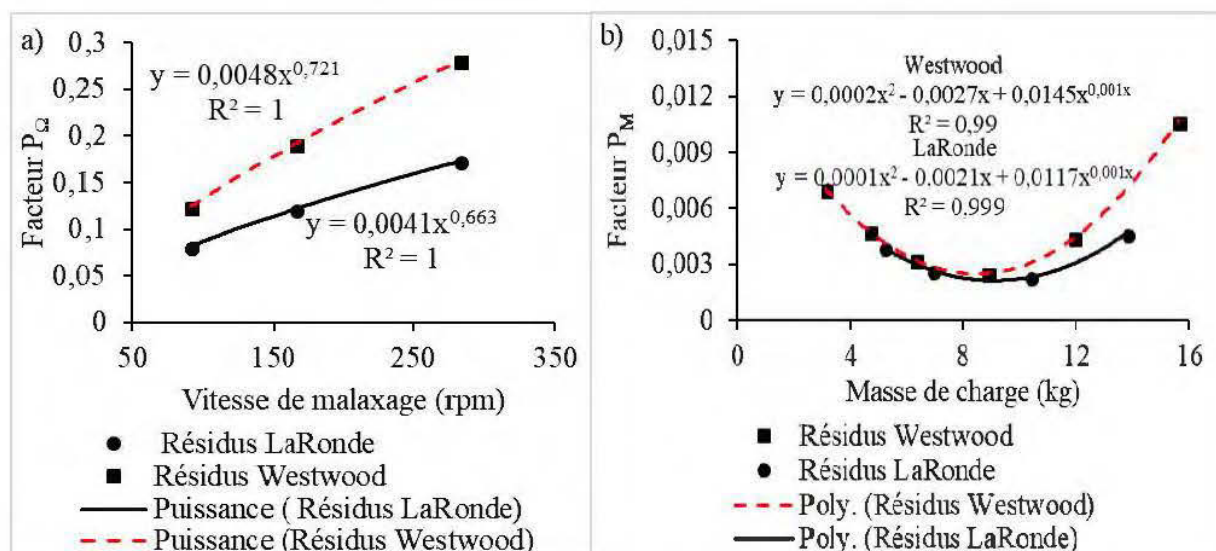


Figure 4.8 : Influence a) de la vitesse de malaxage et b) de la masse de charge du malaxeur sur la puissance spécifique de malaxage de mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood dans le malaxeur Hobart tournant pendant 5 minutes.

Comme déjà mentionné plus haut, les relations [4-13] et [4-14] sont valables pour $m > 0$. En combinant les relations [4-8], [4-11], [4-12], [4-13] et [4-14], la fonction énergie spécifique de malaxage a été déterminée en fonction des paramètres de malaxage. Les relations [4-15] et [4-16] suivantes permettent de simuler l'énergie spécifique de malaxage en fonction des paramètres de malaxage dans le cas des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart à base de résidus LaRonde et Westwood respectivement :

$$ESM_L = \frac{t}{10000} (1,15m^2 - 21,27m + 117,1m^{0,001m}) \Omega^{0,663} \quad [4-15]$$

et

$$ESM_W = \frac{t}{10000} (1,59m^2 - 27,3m + 145,1m^{0,001m}) \Omega^{0,72} \quad [4-16]$$

où ESM est l'énergie spécifique de malaxage en Wh/kg ; t est la durée de malaxage en minute ; m est la masse de charge du malaxeur en kg et Ω la vitesse de rotation de l'agitateur en rpm. Les expressions [4-15] et [4-16] sont valables seulement si $t \geq 0$, $\Omega \geq 0$, $m > 0$.

Le modèle de prédiction de l'énergie spécifique de malaxage ci-haut présenté a été validé en évaluant l'erreur relative entre les valeurs de l'ESM mesurées et celles de l'ESM prédites. Les valeurs de l'erreur relative sont respectivement de $\pm 2,1\%$ et $\pm 5,8\%$ pour les résidus LaRonde et Westwood. La figure 4.9 ci-dessous montre la comparaison entre les valeurs prédites et mesurées de l'ESM.

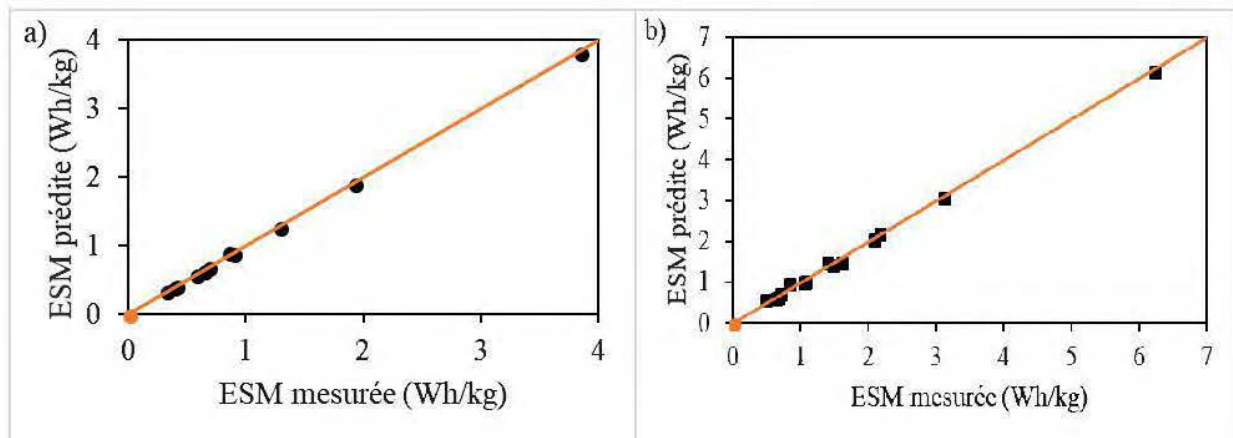


Figure 4.9 : Comparaison de l'ESM mesurée versus l'ESM prédite pour les mélanges de RPC préparés avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood

Il convient de préciser que les relations [4-15] et [4-16] ne peuvent pas remplacer la mesure de l'énergie spécifique de malaxage pendant la préparation des mélanges de RPC. Elles peuvent être utilisées de manière préliminaire pour prédire la consommation de l'énergie spécifique de malaxage en fonction des paramètres de malaxage. Ces équations sont utilisées plus loin dans la discussion pour déterminer la durée de malaxage optimale à l'échelle de laboratoire (section 5.4). Les résidus miniers n'ont pas toujours les mêmes aptitudes au malaxage en raison de la différence du point de vue de la composition minéralogique et des caractéristiques physiques (densité des grains solides, granulométrie et pourcentage solide). Cela explique les différences paramétriques que l'on peut observer sur les équations [4-15] et [4-16]. Une étude visant à exprimer les différentes constantes intervenant dans ces équations en fonction des caractéristiques physiques des résidus miniers pourrait permettre de mettre en place une seule équation qui soit valable pour différents types de résidus. Dans le cadre de ce travail, ces équations s'appliquent uniquement sur les résidus LaRonde et Westwood.

4.2 Influence de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques du RPC

Les paramètres de malaxage tels que la durée de malaxage, la vitesse de rotation de l'agitateur et la masse de charge du malaxeur se sont avérés, des éléments essentiels influençant l'ESM. Dans la présente section, l'influence de ces différents paramètres sur les propriétés rhéologiques incluant l'affaissement au cône du RPC est analysée de manière indépendante. Ensuite, l'impact de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques est aussi étudié. Cette étude a consisté mesurer les valeurs de l'affaissement au cône des différents mélanges de RPC et à déterminer leurs courbes d'écoulement à l'aide de l'essai au rhéomètre. Tel que mentionné déjà, les essais rhéologiques ascendants et descendants ont été réalisés. Dans ce qui suit, seules les courbes d'écoulement descendantes ont été lissées par le modèle de Herschel-Buckley qui permettait de mieux minimiser les erreurs relatives comparativement aux restes de modèles d'écoulement. Les courbes de viscosité ont été lissées par le modèle de Cross pour la même raison. L'emphase a été mise sur le seuil de cisaillement et sur la viscosité à l'infini (taux de cisaillement élevé).

4.2.1 Effet de la durée de malaxage

L'effet de la durée de malaxage sur l'évolution de l'affaissement au cône (ou slump) des mélanges de RPC à base des résidus Westwood (mélanges M17 à M22 du tableau 3.9) et LaRonde (mélanges M35 à M39 du tableau 3.10) a d'abord été étudié. Les résultats obtenus sont présentés sur la figure 4.10 ci-dessous.

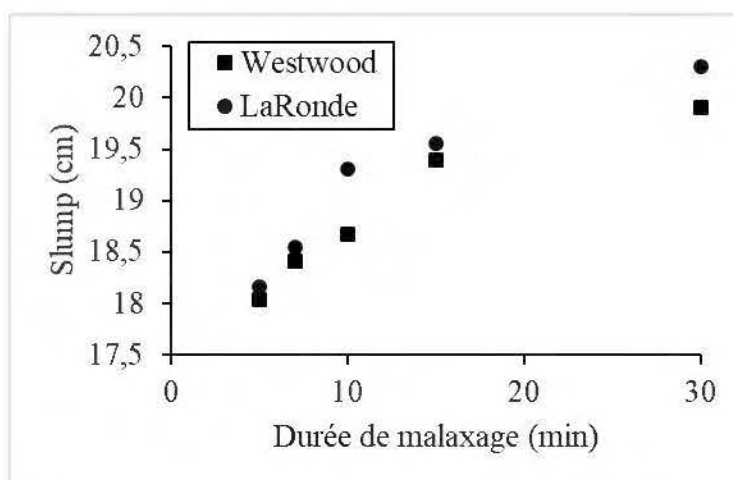


Figure 4.10 : Affaissements au cône des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm avec les résidus LaRonde ($m = 4742$ g) et Westwood ($m = 4234$ g) à différentes durées de malaxage.

Il ressort de l'analyse de cette figure que les valeurs de l'affaissement mesuré au cône standard d'Abrams et/ou petit cône pour des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood augmentent avec la durée de malaxage. Pour les deux résidus, le slump passe de 18 cm à 19,9 cm et de 18,1 cm à 20,3 cm respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde lorsque la durée de malaxage passe de 5 min à 30 min. Ce gain d'environ 12 % traduit une amélioration de la consistance et de la fluidité du RPC. On peut observer sur la même figure que pour des durées de malaxage inférieures à 10 minutes, la valeur du slump augmente assez rapidement. Par contre, le taux d'augmentation du slump s'estompe légèrement lorsque la durée de malaxage s'approche de la durée de 30 minutes. Les résidus LaRonde ont tendance à être plus sensibles à la variation de la durée de malaxage comparativement aux résidus Westwood.

Des essais rhéologiques ont été ensuite réalisés en triplicata pour étudier l'influence de la durée de malaxage sur l'évolution des propriétés rhéologiques en se servant des mélanges décrits précédemment. Les courbes d'écoulement descendantes obtenues en variant la durée de malaxage

sont présentées sur les figures 4.11a et 4.11b, respectivement dans les cas de RPCs préparés avec les résidus LaRonde et Westwood. Il ressort de l'analyse de ces figures que la contrainte de cisaillement a tendance à diminuer avec la durée de malaxage pour un taux de cisaillement donné. Cet effet est plus remarquable sur les RPCs à base des résidus LaRonde que sur ceux à base des résidus Westwood. On observe que la courbe d'écoulement obtenue à une durée de malaxage de 5 minutes tend plutôt vers un comportement rhéoépaississant. La température du RPC a été mesurée à la fin de chaque recette de RPC préparée. Les valeurs de température prélevées sur les RPCs à base des résidus LaRonde sont les suivantes 24,7°C, 24,9°C, 25°C, 25°C et 25,5°C pour les durées de malaxage allant de 5min, 7min, 10min, 15min et 30min. Dans le cas de résidus Westwood, ces valeurs sont similaires : 24,5°C, 24,7°C, 24,8°C, 25°C, 25,2°C et 25,5°C.

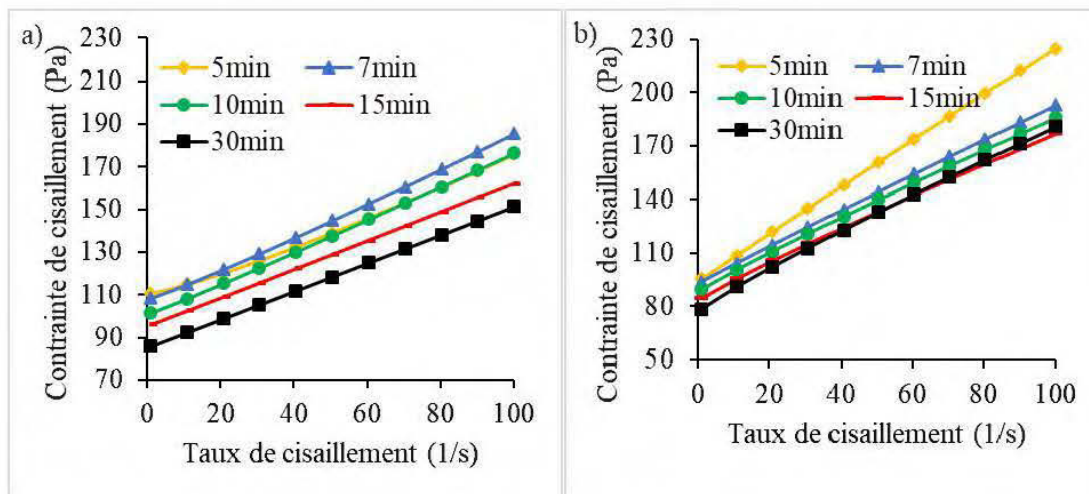


Figure 4.11 : Rhéogrammes descendants des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm avec les résidus a) LaRonde ($m = 4742$ g) et b) Westwood ($m = 4234$ g) à différentes durées de malaxage.

Ces rhéogrammes de la figure 4.11 permettent d'analyser de manière approfondie les paramètres du modèle d'écoulement de Herschel-Buckley, à savoir le seuil de cisaillement τ_{HB} et l'indice d'écoulement n_{HB} . L'indice de consistance K n'est pas présenté ici; sa dépendance avec l'indice d'écoulement est discutée plus loin (section 5.1). En effet, les valeurs d'indice de consistance des mélanges de RPC peuvent se comparer seulement si ces derniers présentent des indices d'écoulement similaires (Björn et al. 2012; Ouattara et al. 2017b). La figure 4.12 présente la variation avec la durée de malaxage du seuil de cisaillement et de l'indice d'écoulement de Herschel-Buckley.

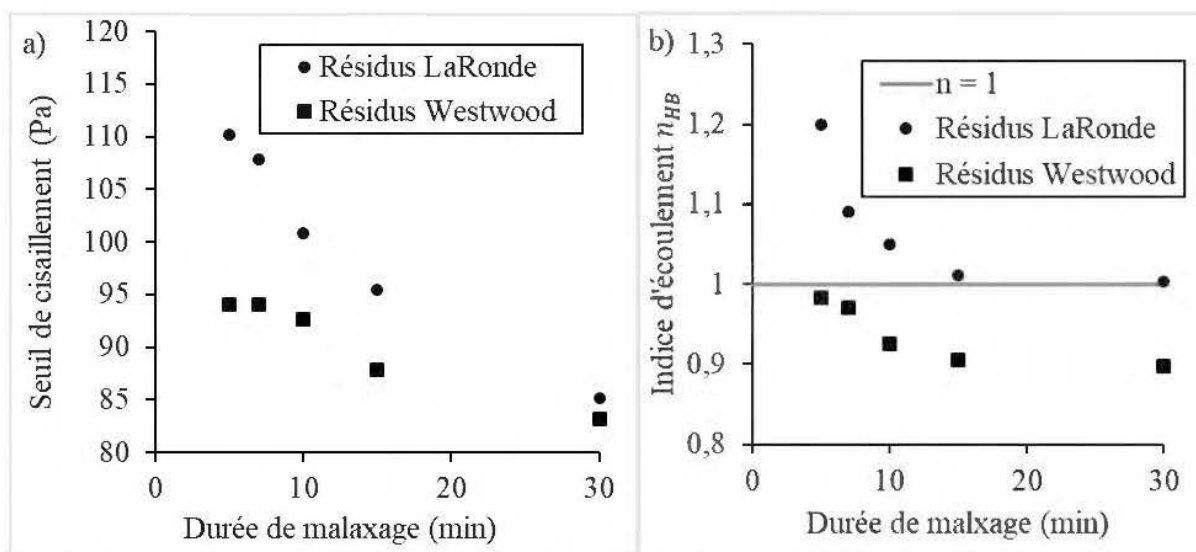


Figure 4.12 : Effet de la variation de la durée de malaxage sur : a) le seuil de cisaillement et b) l'indice d'écoulement des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde ($m = 4742$ g) et Westwood ($m = 4234$ g) préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm.

On peut y observer une tendance généralisée de la diminution du seuil de cisaillement et de l'indice d'écoulement avec l'augmentation de la durée de malaxage. Le seuil de cisaillement de RPC préparé avec les résidus LaRonde est plus sensible à la variation de la durée de malaxage : il passe de 110 Pa à 85 Pa lorsque la durée de malaxage augmente de 5 à 30 minutes, soit une variation de 29,4 %. Cette variation de seuil de cisaillement n'est que de 13 % dans le cas de mélanges de RPC préparés avec les résidus Westwood (94 et 83.2 Pa, respectivement pour les durées de malaxage de 5 et 30 minutes). La figure 4.12b montre également que les mélanges de RPC avec résidus LaRonde semblent afficher un comportement rhéoépaississant ($n > 1$) lorsque la durée de malaxage est inférieure à 15 minutes. Les mélanges à base de résidus Westwood sont rhéofluidifiants ($n < 1$) pour les durées de malaxage étudiées.

Les modèles rhéologiques de viscosité, présentés au chapitre 2 (tableau 2.4), montrent que la viscosité des fluides tend vers une constante lorsque le taux de cisaillement augmente à l'infini. Au cours du transport du RPC en pipeline de la surface vers la mine souterraine, le taux de cisaillement augmente avec la profondeur du chantier sous l'effet de la gravité. Il est donc approprié de déterminer la variation de la viscosité au taux de cisaillement à l'infini (appelé, viscosité à l'infini) avec la durée de malaxage. Pour ce faire, les courbes de viscosité descendantes ont été lissées suivant le modèle de viscosité de Cross (éq. 2-36) qui s'est avéré le plus mieux indiqué dans les

cas de résidus LaRonde et Westwood (erreurs relatives plus faibles). La figure 4.13 présente l'évolution de la viscosité à l'infini avec la durée de malaxage pour les deux types de résidus étudiés. On y observe une diminution significative de la viscosité à l'infini avec l'augmentation de la durée de malaxage. À une durée de malaxage donnée, la viscosité est légèrement supérieure pour les RPC à base des résidus Westwood que LaRonde.

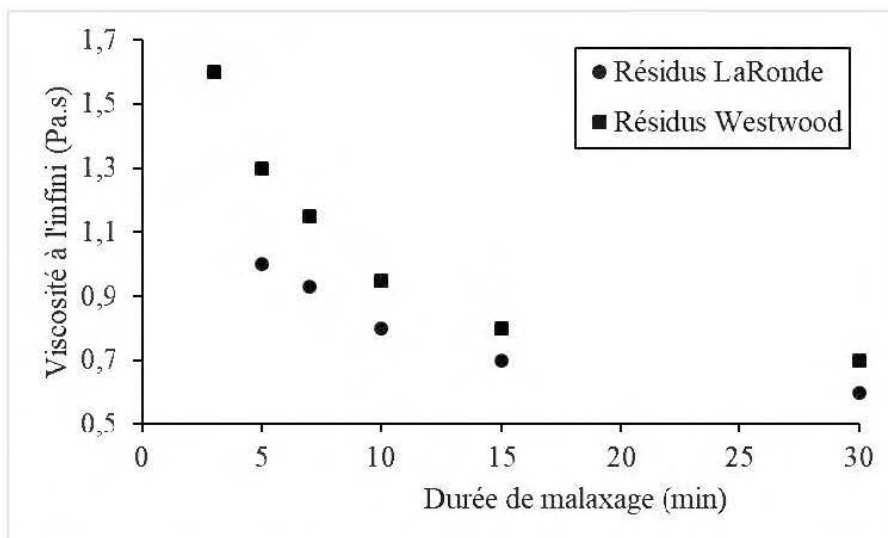


Figure 4.13 : Effet de la variation de la durée de malaxage sur la viscosité à l'infini des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde ($m = 4742$ g, $C_w = 75$ %) et Westwood ($m = 4234$ g, $C_w = 70$ %) préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm.

4.2.2 Effet de la vitesse de malaxage

L'effet de la variation de la vitesse de malaxage sur le comportement rhéologique du RPC a été étudié à l'aide des mélanges M40 à M42 (tableau 3.10) pour les résidus LaRonde et M23 à M25 (tableau 3.9) pour les résidus Westwood. Une durée de malaxage de 5 min a été considérée. Le comportement rhéologique a été étudié en deux phases : d'abord par une méthode indirecte en mesurant l'affaissement au cône et ensuite en analysant les rhéogrammes des mélanges de RPC concernés. La variation de l'affaissement au cône des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde et Westwood en fonction de la vitesse de malaxage est présentée sur la figure 4.14 ci-dessous.

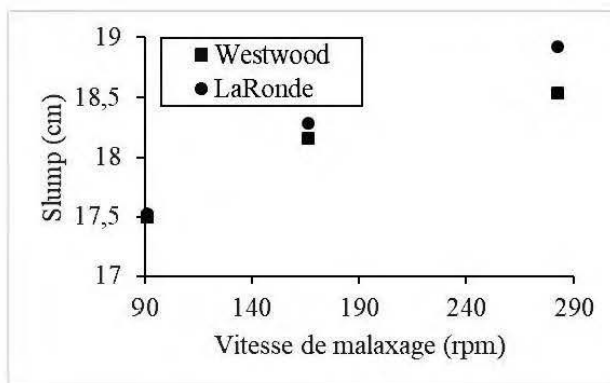


Figure 4.14 : Affaissements au cône des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart pendant 5 minutes avec les résidus a) LaRonde ($m = 4742 \text{ g}$) et b) Westwood ($m = 4234 \text{ g}$) à différentes vitesses de malaxage.

Cette figure montre que l'augmentation de la vitesse de malaxage permet d'améliorer la consistance du RPC préparé avec les résidus LaRonde et Westwood. En effet, les valeurs du slump passent de 17,5 à 18,5 cm et de 17,6 à 18,9 cm respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde lorsque la vitesse de malaxage varie de 91 à 282 rpm.

La figure 4.15 montre les courbes d'écoulement des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde (figure 4.15a) et les résidus Westwood (figure 4.15b) lorsque l'agitateur du malaxeur tourne à 91 rpm, 166 rpm et 282 rpm. Les températures mesurées sont de 24,8°C; 25°C et 25,3°C; et 24,7°C; 25,1°C et 25,4°C pour les vitesses de malaxage de 91rpm, 166 rpm et 282 rpm respectivement dans les cas de résidus LaRonde et Westwood.

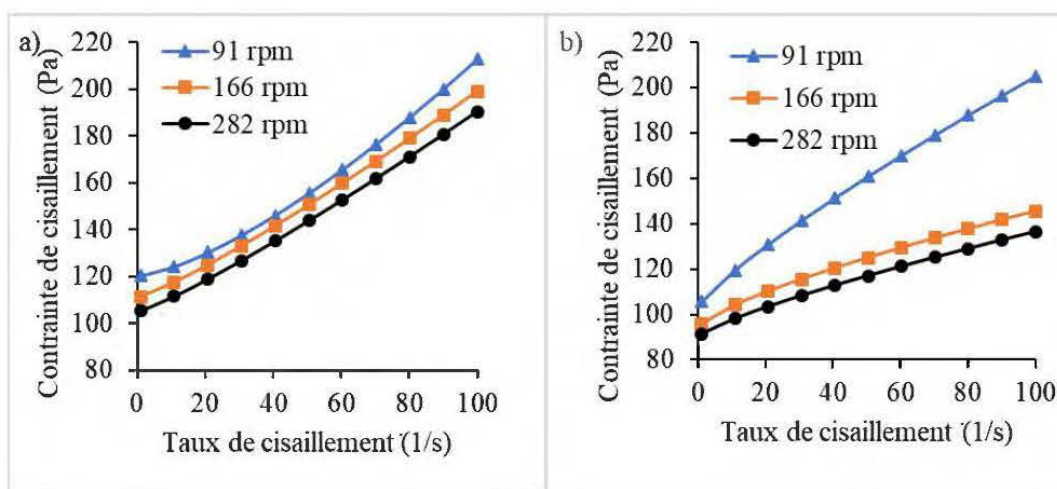


Figure 4.15 : Rhéogrammes des RPCs préparés avec les résidus a) LaRonde ($m = 4742 \text{ g}$) et b) Westwood ($m = 4234 \text{ g}$) dans le malaxeur Hobart (5 minutes) à différentes vitesses de malaxage.

On peut observer sur la figures 4.15 que la contrainte de cisaillement diminue avec la vitesse de malaxage pour un taux de cisaillement donné. On note une diminution remarquable de contrainte de cisaillement lorsque la vitesse de malaxage passe de 91 à 166 rpm. Cette contrainte de cisaillement diminue légèrement lorsque la vitesse de malaxage passe de 166 à 282 rpm. Cela peut être attribué à la différence de densités relatives des grains des résidus utilisés (2,97 et 3,14 respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde) qui induit une différence des pourcentages solides dans les recettes de RPC. Les contraintes de cisaillement induites dans les mélanges de RPC préparés avec les résidus Westwood sont faibles en comparaison avec celles dans les mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde. L'analyse des rhéogrammes de la figure 4.15 a permis de mettre en évidence l'influence de la vitesse de malaxage sur le seuil de cisaillement, présentée sur la figure 4.16a. La variation avec la vitesse de malaxage de la viscosité à l'infini issue du lissage des rhéogrammes à l'aide du modèle de viscosité de Cross est présentée à la figure 4.16b.

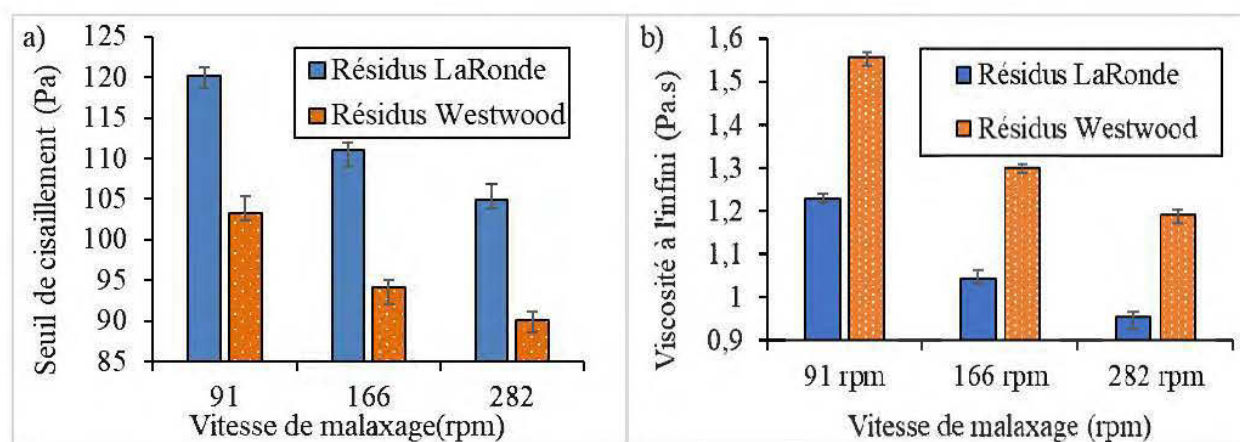


Figure 4.16 : Effet de la variation de la vitesse de malaxage sur a) le seuil de cisaillement et b) la viscosité à l'infini des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart pendant 5 minutes avec les résidus LaRonde ($m = 4742$ g) et Westwood ($m = 4234$ g).

On observe sur cette figure une diminution du seuil de cisaillement avec l'augmentation de la vitesse de malaxage. Les valeurs du seuil de cisaillement sont de 120, 111 et 105 Pa lorsque les vitesses de malaxage sont respectivement de 91, 166 à 282 rpm dans le cas des résidus LaRonde. Ces valeurs sont de 103, 94 et 90 Pa respectivement pour les vitesses de 91, 166 et 282 rpm dans le cas des résidus Westwood. La viscosité à l'infini diminue également en fonction de l'augmentation de la vitesse de malaxage. À une vitesse de malaxage donnée, contrairement au seuil de cisaillement, les valeurs de viscosité à l'infini sont plus importantes dans le cas des résidus

Westwood (1,6, 1,3 et 1,2 Pa.s respectivement pour les vitesses de malaxage de 91, 166 et 282 rpm) lorsqu'elles sont comparées à celles des résidus LaRonde (1,3, 1,0 et 0,9 Pa.s respectivement pour les vitesses de malaxage de 91, 166 et 282 rpm).

4.2.3 Effet de la masse de charge du malaxeur

La variation de l'affaissement au cône des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde (mélanges M43 à M46 du tableau 3.10) et Westwood (mélanges M26 à M30 du tableau 3.9) dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes en fonction de la masse de charge du malaxeur est présentée sur la figure 4.17.

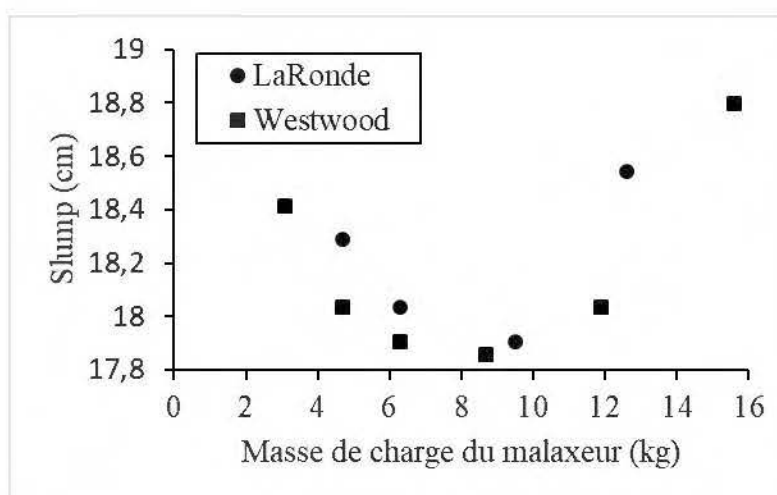


Figure 4.17 : Affaissement au cône des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood à différentes masses de charge du malaxeur.

Il est possible d'observer sur la figure 4.17 que la courbe de variation du slump en fonction de la masse de charge du malaxeur peut être scindée en deux parties. La première est caractérisée par une diminution du slump lorsque la masse malaxée augmente dans une zone des valeurs relativement faibles (inférieures à environ 9,5 kg). Pour des valeurs de masses de charge du malaxeur supérieures à 9,5 kg, on observe une augmentation du slump.

La figure 4.18 présente les courbes d'écoulement des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde (mélanges M43 à M46 du tableau 3.10) et Westwood (mélanges M26 à M30 du tableau 3.9) dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes en fonction de la masse de charge du malaxeur. Les pourcentages solides étaient respectivement de 75 et 70% pour les résidus

LaRonde et Westwood. On note des faibles variations de valeurs de température avec la variation de la masse de charge du malaxeur : 25°C, 25°C, 25,3°C et 25,6°C correspondant respectivement aux masses de charge de 4,7, 6,3, 9,5 et 12,6 kg pour les résidus LaRonde. Dans le cas des résidus Westwood, ces valeurs de température sont de 25°C ; 25,5°C ; 26°C, 26,1°C et 26°C lorsque la masse de charge varie de 3, 6,3, 8,9, 11,9 et 15,6 kg respectivement.

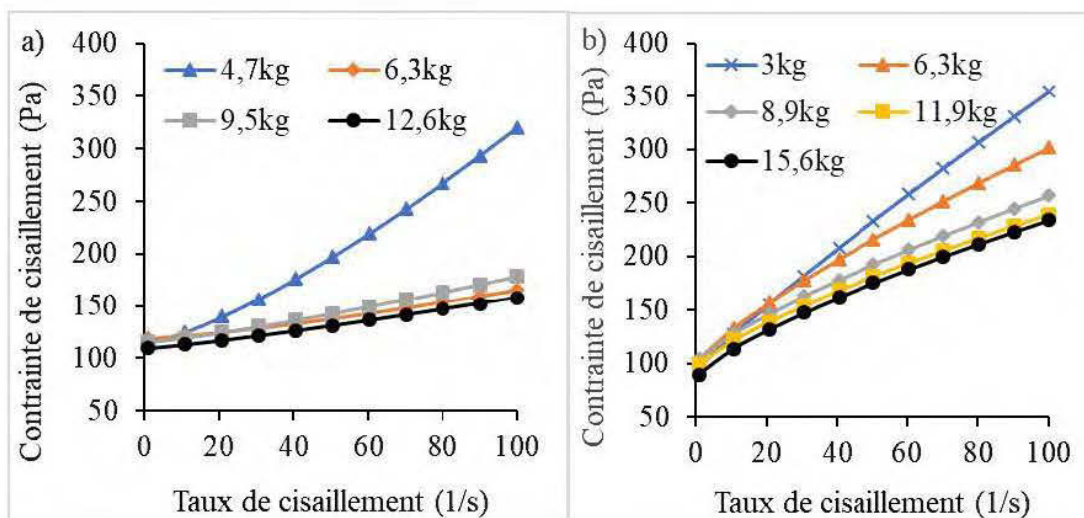


Figure 4.18 : Rhéogrammes des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood à différentes masses de charge du malaxeur.

L'observation de cette figure montre que lorsque le taux de cisaillement est fixé, les contraintes de cisaillement ont tendance à diminuer avec l'augmentation de la masse totale de matériaux chargée dans le malaxeur pour une durée de malaxage donnée. Afin de mettre en évidence l'effet de la masse de charge du malaxeur sur les propriétés rhéologiques, la figure 4.19, tracée à partir des courbes d'écoulement de la figure 4.18, montre la variation du seuil de cisaillement et de l'indice d'écoulement en fonction de la masse de charge du malaxeur. On peut y observer que le seuil de cisaillement ne varie que très légèrement lorsque la masse est inférieure à 9,5 kg. Pour la zone de masse de charge supérieure à 9,5 kg, le seuil de cisaillement diminue sensiblement. On peut aussi noter la forte diminution de l'indice d'écoulement avec l'augmentation de la masse de charge du malaxeur pour les deux types de résidus étudiés. Ces résultats confirment les observations faites sur le slump : augmentation du slump lorsque la masse de la charge dépasse environ 9,5 kg. Les valeurs de l'indice d'écoulement demeurent supérieures à l'unité pour les résidus LaRonde dans la plage de masse de charge allant de 2 à 18 kg. Cela indique un comportement rhéoépaississant du

RPC préparé avec les résidus LaRonde dans les conditions de malaxage considérées ($t = 5$ minutes et $\Omega = 166$ rpm). Par contre, les résidus Westwood exhibent un comportement rhéofluidifiant les mêmes conditions de malaxage.

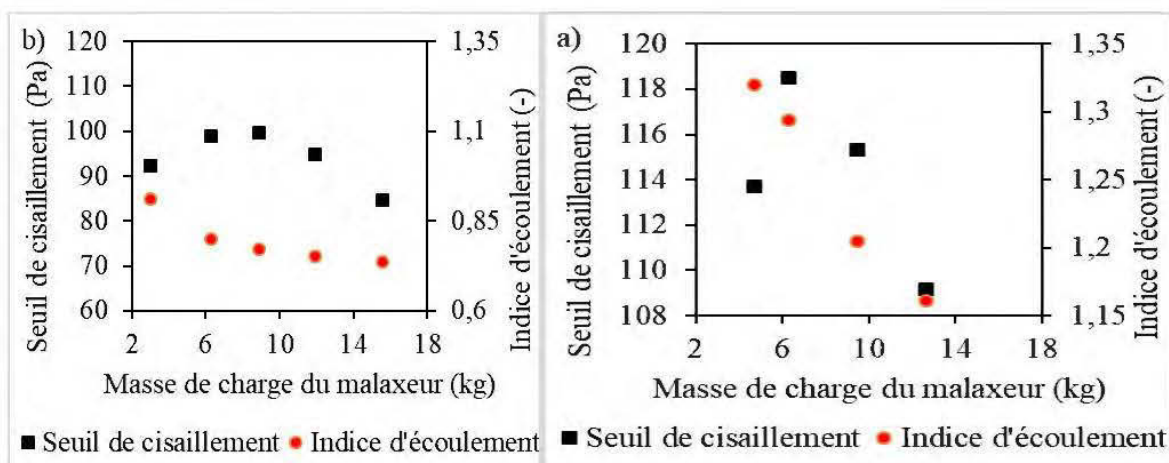


Figure 4.19 : Variation du seuil de cisaillement et de l'indice d'écoulement des mélanges de RPC préparés avec les résidus a) LaRonde et b) Westwood en fonction de la masse de charge du malaxeur ($t = 5$ minutes et $\Omega = 166$ rpm).

L'effet de la variation de la masse de charge du malaxeur sur la viscosité à l'infini a été également étudié. La figure 4.20 présente la variation de la viscosité à l'infini en fonction de la masse de charge du malaxeur.

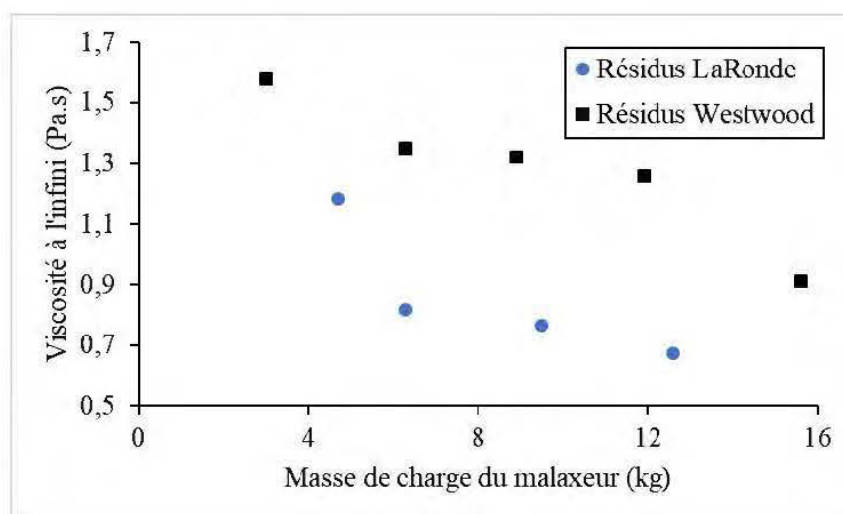


Figure 4.20 : Variation de la viscosité à l'infini des RPCs préparés avec les résidus LaRonde et Westwood en fonction de la masse de charge du malaxeur ($t = 5$ minutes et $\Omega = 166$ rpm)

Cette figure montre que la tendance générale de la viscosité à l'infini en fonction de l'augmentation de la masse de charge du malaxeur est plutôt une diminution. En effet, la viscosité à l'infini varie de 1,6 à 0,9 Pa.s pour les résidus LaRonde lorsque la masse de charge augmente de 3 à 15,6 kg. Pour les résidus Westwood, ces valeurs sont de 1,2 à 0,7 Pa.s lorsque la masse de charge passe de 4,7 à 12,6 kg.

4.2.4 Effet du type de malaxeur

L'étude de l'influence du type de malaxeur (Hobart et KitchenAid) sur l'affaissement au cône a été menée sur les mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde (mélanges M47 à M50 du tableau 3.10) et Westwood (mélanges M 31 à M 34 du tableau 3.9). Comme déjà mentionné à la section 3.6.2, les deux malaxeurs n'offraient malheureusement pas la possibilité de travailler avec les mêmes vitesses de malaxage. Les mélanges ont été préparés en considérant deux vitesses de malaxage successivement (166 et 282 rpm pour le malaxeur Hobart et 300 et 600 rpm pour le malaxeur KitchenAid). La température variait de 25°C à 25,2°C pour les vitesses de malaxage de 300 rpm et 600 rpm dans le cas des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur KitchenAid ; elle variait de 25,1°C à 25,5°C pour les vitesses de malaxage allant de 166 rpm à 282 rpm. Les résultats obtenus sont consignés sur la figure 4.21 ci-dessous.

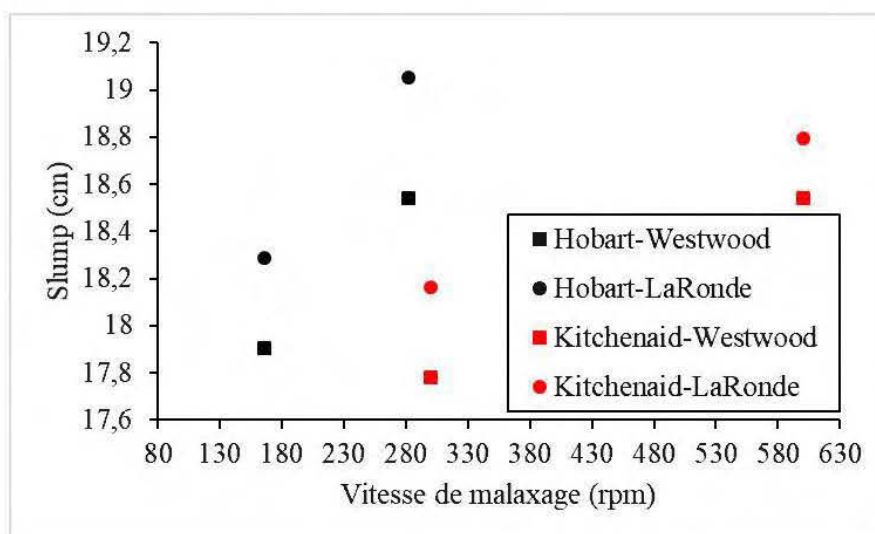


Figure 4.21 : Affaissements des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood dans deux types de malaxeurs : Hobart et KitchenAid.

Cette figure montre que l'affaissement au cône des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart est plus grand comparativement à celui du RPC dont les mélanges sont préparés dans le malaxeur KitchenAid, lorsque leurs vitesses de malaxage sont plus ou moins les mêmes. De plus, les résultats montrent qu'il faut au malaxeur KitchenAid le double de sa vitesse de malaxage ou même plus pour préparer un mélange de RPC ayant la même consistance que celui préparé dans le malaxeur Hobart. Ces observations sont valables les deux types de résidus étudiés. Et comme déjà mentionné, les mélanges de RPC fabriqués avec les résidus LaRonde présentent une meilleure aptitude au malaxage lorsque comparés à ceux avec les résidus Westwood.

L'étude de l'influence du type de malaxeur (Hobart et KitchenAid) sur les propriétés rhéologiques a été menée sur les mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde (mélanges M47 à M50 du tableau 3.10) seulement. Les courbes d'écoulement obtenus sur les mélanges de RPC préparés dans deux types de malaxeurs (en considérant deux vitesses de malaxage différentes) sont présentés sur la figure 4.22. Il découle de l'analyse de cette figure que pour un taux de cisaillement donné, les contraintes de cisaillement sont plus élevées pour les mélanges préparés dans le malaxeur KitchenAid comparativement à celles dans les mélanges préparés dans le malaxeur Hobart.

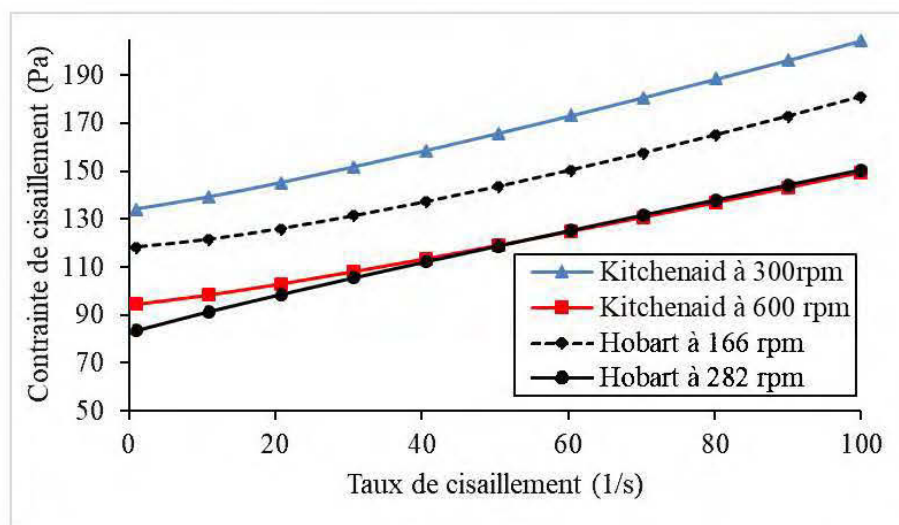


Figure 4.22 : Rhéogrammes des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde dans deux types de malaxeurs : Hobart et KitchenAid.

Il s'ensuit que le seuil de cisaillement sont plus faibles dans le RPC préparé dans le malaxeur Hobart (118.3 et 83.5 Pa respectivement à 166 et 282 rpm dans le cas du malaxeur Hobart versus 134.1 et 94.3 Pa respectivement à 300 et 600 rpm pour le malaxeur KitchenAid). On constate aussi

que les propriétés rhéologiques obtenues à l'aide du malaxeur KitchenAid tournant à 600 rpm sont comparables à celles obtenues à l'aide du malaxeur Hobart tournant à 282 rpm.

4.2.5 Effet de l'énergie spécifique de malaxage

L'effet de la variation de l'ESM sur l'affaissement au cône, le seuil de cisaillement et la viscosité à l'infini a été étudié sur les mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart avec les résidus LaRonde et Westwood. La figure 4.23 montre la variation de l'affaissement au cône des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde et Westwood en fonction de l'ESM.

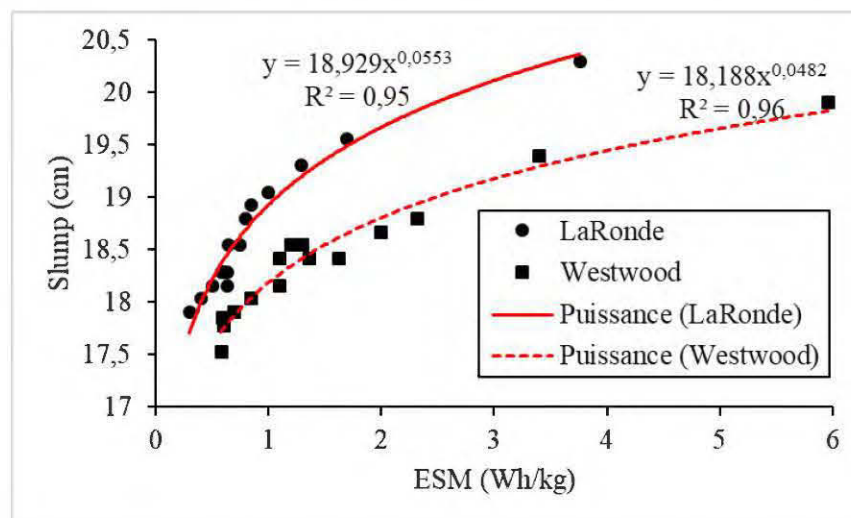


Figure 4.23 : Effet de l'ESM sur l'affaissement au cône des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood dans le malaxeur Hobart

Cette figure montre clairement que la valeur de l'affaissement au cône augmente lorsque l'ESM augmente. Pour des valeurs de l'ESM plus importantes, l'augmentation de l'affaissement a tendance à plafonner. Les courbes de régression obtenues ont la forme de puissance croissantes et peuvent permettre d'estimer ou prédire l'affaissement au cône lorsque l'ESM est connue (pour un malaxeur et une recette de RPC donnés). Les coefficients de détermination obtenus sont respectivement de 95 et 96 % pour les résidus LaRonde et Westwood. Les équations présentées à la figure 4.23 sont utilisées plus loin (à la section 5.3) pour estimer la variation de l'affaissement au cône au cours du transport du RPC en pipelines.

La figure 4.24 présente la variation du seuil de cisaillement et de la viscosité à l'infini en fonction de l'énergie spécifique de malaxage. On observe sur cette figure une diminution du seuil de

cisaillement et de viscosité à l'infini avec l'ESM, ce qui concorde avec les résultats présentés ci-haut sur l'augmentation du slump avec l'ESM. Une forte diminution de ces propriétés rhéologiques est observée pour des valeurs d'ESM inférieures à environ 2 Wh/kg. Par contre, lorsque l'énergie spécifique de malaxage devient supérieure à 2 Wh/kg, on observe une faible diminution du seuil de cisaillement et de la viscosité à l'infini tendant vers une constante.

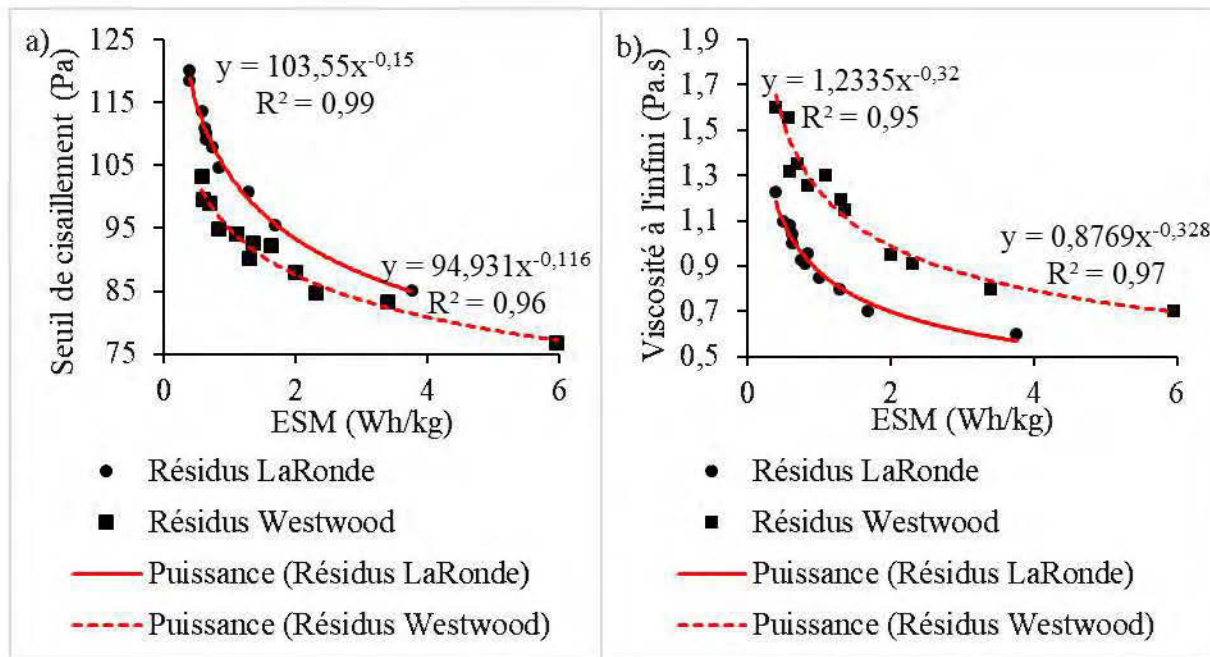


Figure 4.24 : Effet de l'ESM sur a) le seuil de cisaillement et b) la viscosité à l'infini des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood

Pour une valeur de l'ESM donnée, la valeur du seuil de cisaillement est plus faible pour le RPC préparé avec les résidus Westwood que LaRonde. Par contre, la viscosité à l'infini est plus élevée pour le RPC préparé avec les résidus Westwood que LaRonde. Les équations de régression obtenues (fonctions de puissance décroissantes) indiquent une bonne corrélation entre les propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité à l'infini) et l'ESM. En effet, les coefficients de détermination associés aux courbes de régression de la figure 4.24 ont des valeurs acceptables ($\geq 95\%$). Ces équations sont également utilisées à la section 5.3 lors de l'estimation de la variation des propriétés rhéologiques des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde et Westwood au cours du transport en pipelines.

4.3 Influence de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés mécaniques du RPC

Le rôle principal pour lequel on utilise le RPC en mines souterraines, rappelons-le, est de celui consistant à conférer la stabilité mécanique aux piliers en minerais pour en augmenter la récupération. C'est la raison pour laquelle une attention particulière doit être accordée aux propriétés mécaniques du RPC. Parmi ces propriétés mécaniques, la résistance à la compression simple (UCS) est le paramètre de référence le plus utilisé. Au laboratoire, pendant la phase de conception des mélanges de RPC, la formulation des recettes vise avant tout à optimiser les propriétés mécaniques du RPC. C'est pourquoi tous les changements apportés à la formulation des recettes, y compris ceux concernant la procédure de malaxage, nécessitent une réévaluation des propriétés mécaniques. Pour favoriser l'acquisition de la résistance mécanique pendant sa cure, le RPC devrait être préalablement malaxé jusqu'à l'obtention d'un mélange homogène. Les critères d'évaluation de cet état homogène du RPC ne sont pas toujours évidents. Différents paramètres contribuent à l'effort de cisaillement que subit la matrice de RPC et ont un impact sur l'atteinte de son état homogène. On peut, entre autres paramètres, citer la durée de malaxage, la vitesse de rotation de l'agitateur, la masse de charge du malaxeur et le type de malaxeur utilisé. Il a été démontré, à la section 4.1, que ces paramètres peuvent s'exprimer sous la forme de l'énergie spécifique de malaxage (ESM). Dans cette partie, il sera question d'étudier l'influence de chacun de ces paramètres et de l'ESM sur le développement de la résistance mécanique de RPCs.

4.3.1 Effet de la durée de malaxage

La figure 4.25 montre l'évolution de l'UCS et du gain de résistance du RPC à base des résidus LaRonde (Figure 4.25a) et des résidus Westwood (Figure 4.25b) avec la durée de malaxage (mélanges M35 à M39 du tableau 3.10 et M17 à M22 du tableau 3.9 respectivement). Cette figure indique premièrement que les résistances développées par les mélanges de RPC préparés avec le résidus Westwood sont relativement faibles comparativement à celles des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde.

Pour un temps de cure donné, le gain de résistance du RPC a été calculé en comparant la valeur de l'UCS à un temps contrôlé à celle à un temps de référence fixé. Le temps de malaxage de référence fixé ici est de 5 minutes, qui est la durée de malaxage souvent utilisée au laboratoire de l'IRME.

L'expression pour le calcul du gain relatif de la résistance du RPC préparé pendant une durée de malaxage contrôlée t est la suivante :

$$\text{Gain (\%)} = \frac{UCS_{\text{contrôlé}} - UCS_{\text{référence}}}{UCS_{\text{référence}}} \times 100 \quad [4-17]$$

où $UCS_{\text{contrôlé}}$ est la valeur de l'UCS mesurée sur le spécimen de RPC préparé en contrôlant un des paramètres de malaxage (temps de malaxage t , vitesse de malaxage v ou la charge du malaxeur m). $UCS_{\text{référence}}$ est l'UCS à un temps de malaxage de référence de 5 minutes.

L'effet de la durée de malaxage sur l'UCS reste plutôt le même que celui observé avec les RPCs préparés à base de résidus LaRonde. À 7 jours de cure, la valeur de l'UCS augmente avec la durée de malaxage et atteint une valeur maximale de 506 kPa à 15 minutes correspondant à un gain de résistance de 7,9% par rapport à la résistance observée à 5 minutes de malaxage. Le gain de résistance chute en suite à 4,3% à 30 minutes de malaxage. À 28 jours de cure, on observe deux pics de gain de résistance à 7 minutes de malaxage (5,7%) et à 30 minutes de malaxage (9,3%).

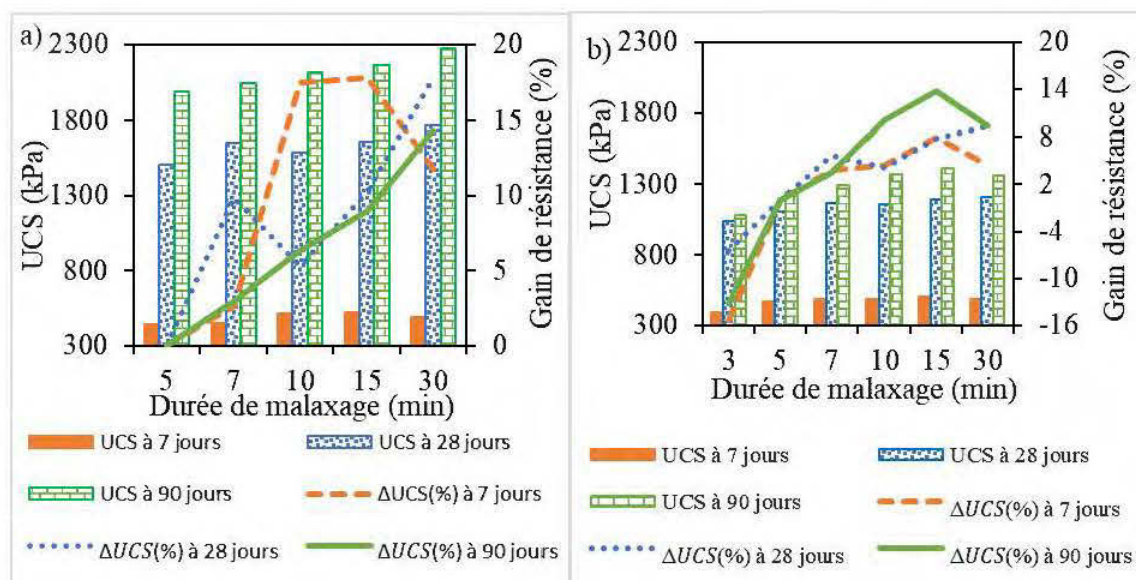


Figure 4.25 : Variation de l'UCS et du gain de résistance avec la durée de malaxage des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm à base des résidus a) LaRonde ($m = 4742$ g) et b) Westwood ($m = 4234$ g)

La figure 4.25b montre que l'UCS du RPC a tendance à augmenter avec la durée de malaxage quel que soit le temps de cure. On note un accroissement significatif de résistance (environ 17%) entre

5 et 10 minutes de malaxage à 7 jours avant de se stabiliser et ensuite chuter à 30 minutes de malaxage (11,8%). A 28 jours de cure, on observe un pic de gain de résistance de 9,8% à 7 minutes de malaxage. Ce gain de résistance chute à 5,3% à 10 minutes de malaxage et tend ensuite à augmenter linéairement avec la durée de malaxage pour atteindre un maximum de 17,9% à 30 minutes de malaxage. On observe également un gain de résistance à long terme (90 jours) pouvant être évalué en moyenne à 14 % entre la durée de 5 et 30 minutes de malaxage dans les cas de deux résidus étudiés. La durée de malaxage contribue à améliorer l'homogénéité des mélanges. Par l'action de malaxage, les vides initialement occupés par l'air sont réduits et la porosité du mélange diminue (Yilmaz et al. 2011). Cela a pour conséquence de consolider le squelette solide du RPC. C'est pourquoi d'une manière générale la valeur de l'UCS tend à augmenter avec la durée de malaxage. Une agitation mécanique trop élevée peut toutefois modifier la microstructure dans la matrice du RPC. Dépendamment de la minéralogie des résidus étudiés, la chute de résistance observée avec le prolongement important de la durée de malaxage (environ 30 min.) pourrait être imputable à la modification microstructurale des éléments constitutifs du RPC.

4.3.2 Effet de la vitesse de malaxage

La figure 4.26 montre l'influence de la vitesse de malaxage sur l'UCS du RPC préparé avec les résidus LaRonde et Westwood (mélanges M40 à M42 du tableau 3.10 et M23 à M25 du tableau 3.9 respectivement).

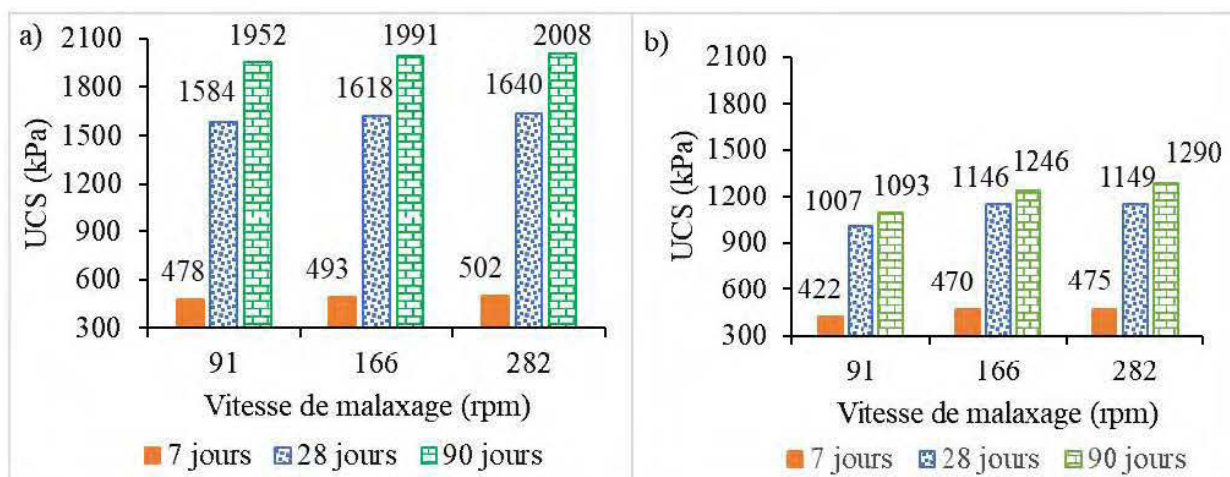


Figure 4.26 : Variation de l'UCS avec la vitesse de malaxage des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant pendant 5 minutes à base des résidus a) LaRonde (m = 4743 g) et b) Westwood (m = 4234 g)

On peut observer une légère augmentation de l'UCS en fonction de la vitesse de rotation de l'agitateur pour les deux types de résidus considérés, comme montrée sur les figure 4.22. Pour les résidus LaRonde (Figure 4.26a), les valeurs de l'UCS passent de 478 à 502 kPa, de 1584 à 1640 kPa et de 1952 à 2008 kPa respectivement à 7, 28 et 90 jours lorsque la vitesse de malaxage augmente de 91 à 282 rpm. Dans le cas des résidus Westwood (Figure 26b), ces valeurs sont de 422 à 475 kPa, 1007 à 1149 kPa et 1093 à 1290 kPa respectivement à 7, 28 et 90 jours aux temps de cure respectifs de 7, 28 et 90 jours lorsque la vitesse passe de 91 à 282 rpm. Le gain de résistance enregistré lorsque la vitesse de malaxage passe de 166 à 282 rpm est relativement faible (en moyenne 1,5% et 0,7% respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood) en comparaison à celui enregistré lorsque cette vitesse passe de 91 à 166 rpm (2,6 et 12,6% respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood). L'effet de l'augmentation de la vitesse de malaxage est donc plus important lorsque le malaxeur est réglé à la vitesse de 166 rpm. Pour une vitesse de 282 rpm, l'agitation mécanique est plus importante et la structure de la matrice RPC commence éventuellement à être affectée ; ce qui ralentit le développement de l'UCS.

4.3.3 Effet de la masse de charge du malaxeur

La variation de l'UCS du RPC préparé dans le malaxeur Hobart à base des résidus LaRonde (Figure 4.27a) et les résidus Westwood (Figure 4.27b) en fonction de la masse de charge du malaxeur est montrée sur la figure ci-dessous (mélanges M43 à M46 du tableau 3.10 et M26 à M30 du tableau 3.9 respectivement).

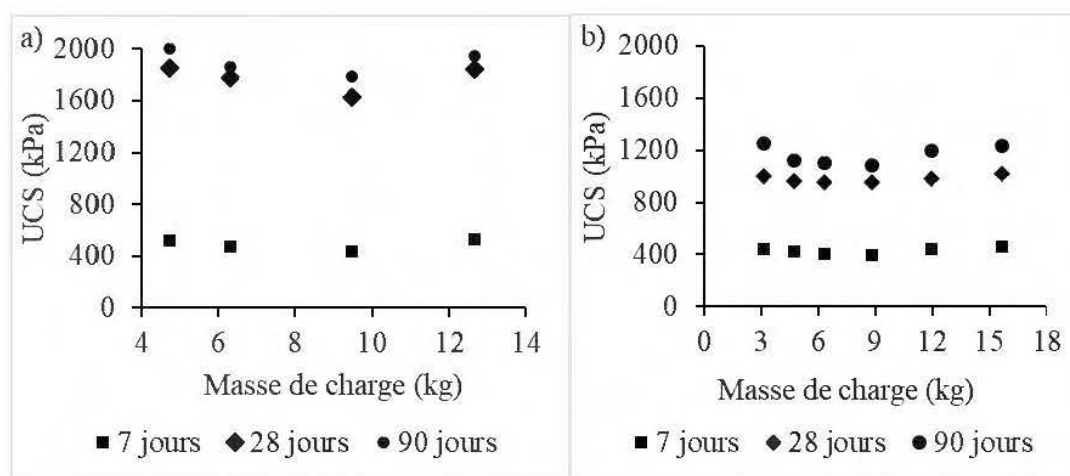


Figure 4.27 : Variation de l'UCS des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart tournant à 166 rpm pendant 5 minutes à base des résidus a) LaRonde et b) Westwood

La variation du comportement mécanique à court terme (7 jours), à moyen terme (28 jours) et à long terme (90 jours) du RPC avec la variation de la masse de charge du malaxeur semble avoir la même tendance. On observe d'abord une diminution de l'UCS avec l'augmentation de la masse de charge du malaxeur dans une zone comprise entre 3 et 9,5 kg.

Une valeur minimale de l'UCS du RPC est atteinte lorsque le malaxeur est chargé autour de 9,5 kg (449 kPa pour les résidus LaRonde et 392 kPa pour les résidus Westwood à 7 jours de cure ; 1625 kPa pour les résidus LaRonde et 950 kPa pour les résidus Westwood à 28 jours). Ensuite, pour la zone de la masse de charge du malaxeur supérieure à 9,5 kg, l'UCS augmente progressivement. Une valeur maximale de l'UCS est observée d'une manière générale au point ayant la plus grande masse de charge du malaxeur (458 kPa et 1019 kPa à 15,5 kg pour les résidus Westwood respectivement à 7 et 28 jours de cure ; 520 kPa et 1842 kPa à 12,6 kg pour les résidus LaRonde respectivement à 7 et 28 jours).

L'augmentation de l'UCS pour des masses de charge du malaxeur au-delà de 9,5 kg pourrait s'expliquer par deux phénomènes. Premièrement, l'augmentation de la masse de charge favorise le processus d'homogénéisation en réduisant les espaces vides entre les pales et le fond de la cuve (ou bol) du malaxeur. Cela augmente le frottement entre les particules solides et contribue davantage à briser les agglomérations dans la masse du RPC. Le processus d'homogénéisation s'en trouve donc amélioré. Deuxièmement, la résultante des efforts de cisaillement évolue proportionnellement avec le poids propre de l'ensemble des matériaux présents dans le malaxeur. En effet, l'effort de cisaillement constitue la composante tangentielle du poids propre exercé par la charge du malaxeur sous l'effet de la gravité. Comme la masse de cette charge augmente, l'effort de cisaillement augmente également et accélère par conséquent le processus d'homogénéisation. Cela dit, pour des masses de charge plus faibles (inférieures à 9,5 kg), l'augmentation de l'UCS avec la diminution de la masse de charge nécessite des études supplémentaires pour comprendre ce phénomène.

4.3.4 Effet du type de malaxeur

L'effet du type de malaxeur sur l'UCS du RPC a été étudié en prenant en considération l'ESM dissipée dans chacun de malaxeur concerné. La consommation d'ESM s'est avérée plus importante dans le malaxeur Hobart par rapport au celle dans le malaxeur KitchenAid. La figure 4.28 montre la variation de l'UCS du RPC préparé avec les résidus LaRonde à 28 jours de cure et de son ESM

en fonction du type de malaxeur, lorsqu'on diffèrentes vitesses de rotation. L'UCS des RPCs préparés dans le malaxeur Hobart passe de 1403 à 1538 KPa lorsque la vitesse de rotation change de 166 à 282 rpm alors qu'elle passe de 1354 à 1496 KPa pour les RPCs préparés dans le malaxeur KitchenAid et cela pour des vitesses de rotation plus élevées (300 à 600 rpm). Cette situation est expliquée par la faible énergie dissipée dans le malaxeur KitchenAid ne permettant pas de briser l'ensemble des agglomérats présents dans le mélange (0,5 et 0,8 Wh/kg pour des vitesses de rotation de 300 et 600 respectivement dans le malaxeur KitchenAid versus 0,6 à 1 Wh/kg pour des vitesses de rotation de 166 et 282 rpm respectivement dans le malaxeur Hobart). Cela rend difficile l'atteinte du degré d'homogénéité recherché et affecte par conséquent le processus d'acquisition de la résistance mécanique. En effet, le lien entre l'homogénéité et l'acquisition de la résistance mécanique des mélanges de RPC au cours du temps de cure réside en ce sens que les hétérogénéités dans le mélange peuvent altérer le processus d'hydratation du liant.

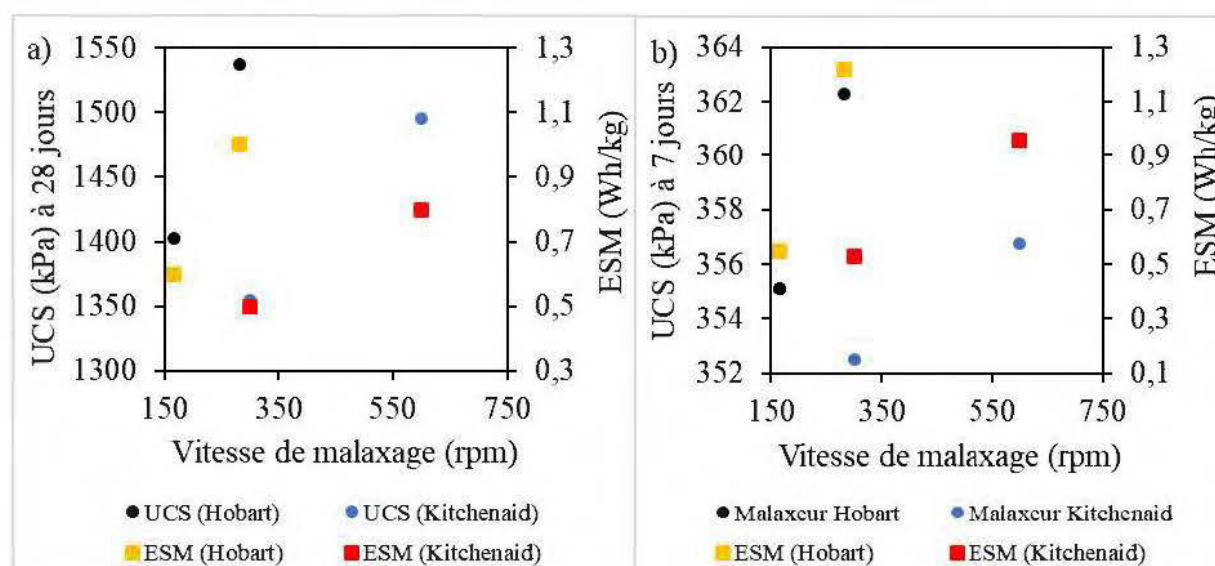


Figure 4.28 : Variation de l'UCS et de l'ESM des mélanges de RPC à base de résidus a) LaRonde (m = 4743 g) et b) Westwood (m = 4743 g) avec le type de malaxeur (Malaxeurs Hobart et KitchenAid) lorsque les malaxeurs tournent pendant 5 minutes à différentes vitesses

Une étude similaire a été menée sur les RPC préparés avec les résidus Westwood et curés à 7 jours et les résultats sont consignés dans la figure 4.28b. On peut y observer une variation de valeurs de l'UCS qui passe de 355 à 362 kPa lorsque la vitesse de rotation passe de 166 à 282 rpm dans le malaxeur Hobart. Ces valeurs de l'UCS sont plutôt faibles (352 et 357 kPa à 300 et 600 rpm respectivement) dans le malaxeur KitchenAid pour des vitesses de rotation plutôt supérieures.

Encore une fois, cette tendance peut être prédite en observant des faibles dissipations d'ESM dans le malaxeur de type KitchenAid. L'effet du type de malaxeur n'a pas été étudié sur plusieurs temps de cure pour la même recette de RPC à cause de la faible capacité volumique de la cuve du malaxeur KitchenAid (6,62 litres).

4.3.5 Effet de l'énergie spécifique de malaxage

L'effet de la variation de l'énergie spécifique de malaxage (ESM) sur l'UCS des RPCs préparés avec les résidus provenant de la mine LaRonde et Westwood est présenté sur la figure 4.29. Comme déjà mentionné, la première observation est que l'UCS des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde est plus élevée que celle des mélanges de RPC préparés avec les résidus Westwood. Par contre, la préparation des mélanges de RPC à base de résidus Westwood consomme plus d'ESM. Cette situation est particulièrement imputable à la composition physique, minéralogique et chimique des résidus concernés. En effet, le résidu LaRonde est constitué majoritairement (77 %) des phases minérales plus dures comme le quartz et la pyrite (dureté à l'échelle de Mohs comprise entre 6 et 7) comparativement aux résidus Westwood qui n'en contient que 60 %. Les phases minérales moues (dureté à l'échelle de Mohs comprise entre 1,5 et 2,5) comme la muscovite et le gypse ne représentent que 7 % dans la composition minéralogique de résidus LaRonde versus 17 % pour les résidus Westwood (Mogk 1997). Ce contraste pourrait contribuer à expliquer les différences observées dans le développement de la résistance au cours du temps de cure des résidus étudiés, ainsi que leurs sensibilités à la variation de l'ESM. De plus, les analyses chimiques ont révélé une prédominance de la proportion du soufre total (13,6 %) dans le résidu LaRonde comparativement au résidu Westwood (6,75%). Les études ont déjà révélé que l'élévation de la teneur en soufre total dans les résidus peut favoriser la croissance de l'UCS du RPC à moyen terme (Yilmaz et al. 2014). La tendance de la variation de l'UCS en fonction de la variation de l'ESM reste plutôt comparable quel que soit le type de malaxeur utilisé (Hobart ou KitchenAid).

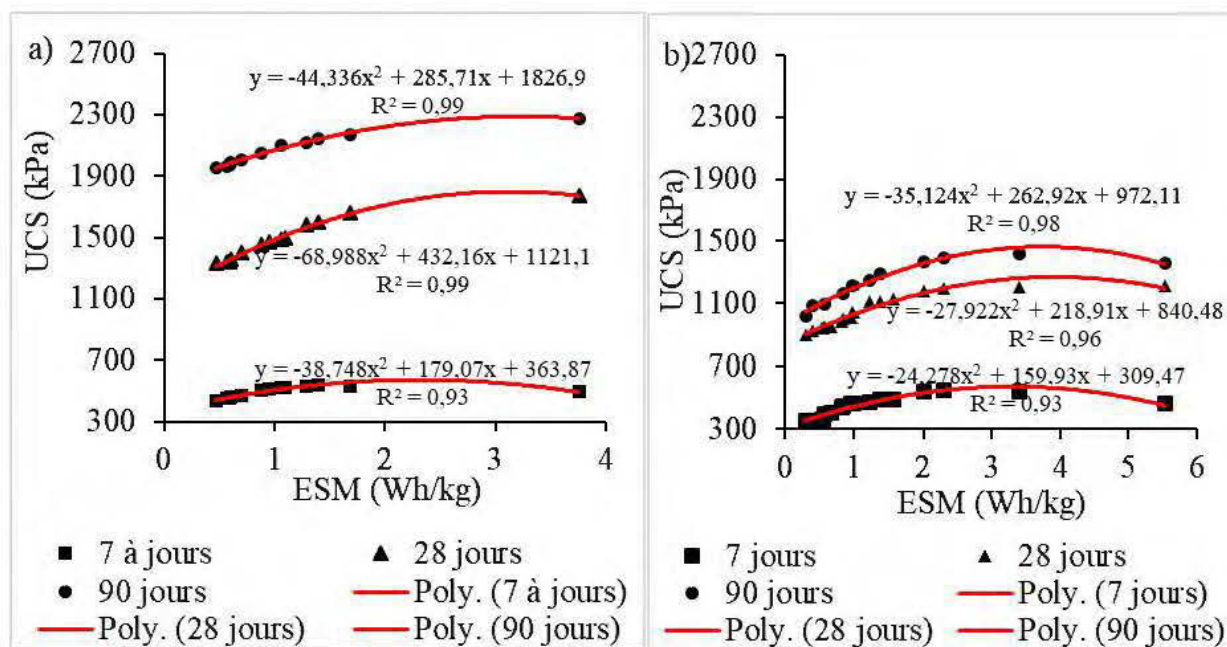


Figure 4.29 : Effet de l'ESM sur l'UCS des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart avec a) les résidus LaRonde et b) les résidus Westwood

La variation de l'UCS du RPC en fonction de l'ESM présentée à la figure 4.29 constitue un paramètre de grande importance pour l'optimisation de la procédure de malaxage au laboratoire (durée de malaxage optimale, vitesse de malaxage optimale, etc.). Ces équations de regressions présentées pour chacun des temps de cure étudiés peuvent être utilisées pour déterminer la durée optimale de malaxage. La valeur de l'ESM qui annule la devirée première des chaque équation constitue la valeur optimale de l'ESM. Il convient de mentionner que des techniques avancées d'optimisation multiple (optimisation de UCS à 7, 28 et 90 jours) existent (Angus and Woodward 2009; Jozefowicz 2013). Mais en pratique, c'est plus le cycle de minage d'une mine à l'autre qui déterminera le temps de cure à considérer. Les résultats présentés sur la figure 4.29 montrent que les valeurs de l'UCS des mélanges de RPCs peuvent être comparées en fonction de l'ESM dissipée, voire même des paramètres de malaxage, lorsque les recettes possèdent des formulations identiques.

CHAPITRE 5 DISCUSSION

Les résultats des essais de laboratoire réalisés dans le cadre de ce projet ont été présentés dans le chapitre précédent. Dans le présent chapitre, ces résultats sont discutés en abordant essentiellement quatre points principaux. D'abord, une corrélation entre les indices de consistance et de comportement du modèle rhéologique de Herschel-Bulkley est établie pour les deux types de résidus étudiés. Comme l'étude sur l'énergie spécifique de malaxage dans le contexte de RPC n'a pas été assez abordée dans la littérature, les résultats sur l'influence du cisaillement induit par le processus de malaxage au laboratoire sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC sont discutés en se référant aux résultats des études réalisées sur les matériaux cimentaires (bétons, pâtes de ciment, ...), sans toutefois établir une comparaison systématique des résultats. Une approche visant à prédire l'évolution des propriétés rhéologiques du RPC au cours de son transport en pipeline est explorée. Des implications par rapport à la pratique de préparation des mélanges de RPC à l'échelle de laboratoire sont enfin ressorties et proposées.

5.1 Corrélation entre les indices de consistance et d'écoulement du RPC

Comme déjà mentionné, l'emphase au niveau des propriétés rhéologiques du RPC présentées au chapitre 4 a été mise sur le seuil de cisaillement et sur l'indice d'écoulement du modèle de Herschel-Bulkley. La connaissance de l'indice de consistance (K) peut avoir toutefois une importance, notamment dans la conception théorique du design des systèmes de transport du RPC. En effet, cet indice intervient dans le calcul des paramètres de transport tels que le gradient de pression, la pression de pompage, etc. (Garcia and Steffe 1986; Hallbom 2008; Swamee and Aggarwal 2011b). Des études ont montré que K est lié à la viscosité du RPC et peut être corrélé à l'indice d'écoulement (n) (Björn et al. 2012; Ouattara et al. 2017b). La figure 5.1 montre la corrélation établie entre ces deux paramètres dans les cas de tous les RPC préparés dans cette étude avec les résidus LaRonde et Westwood.

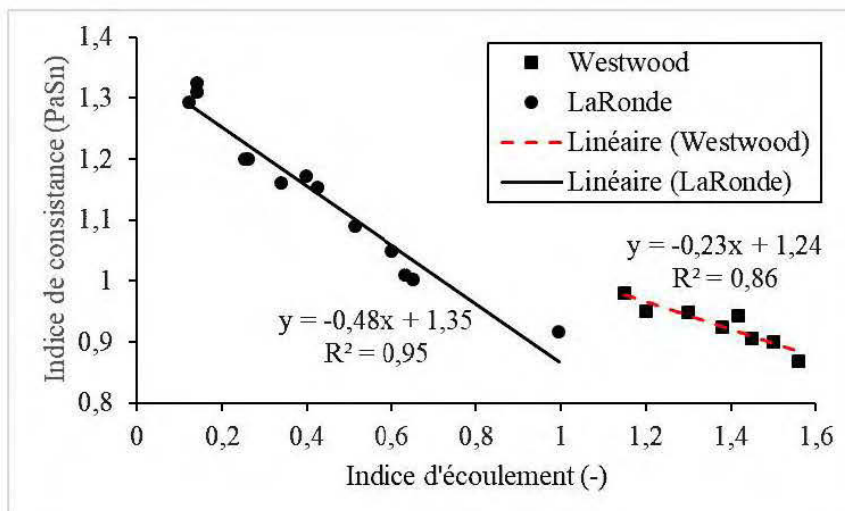


Figure 5.1 : Corrélation entre les indices de consistance (K) et d'écoulement (n) du modèle de Herschel-Bulkley pour les différents mélanges de RPCs préparés à base des résidus LaRonde et Westwood.

On peut observer sur cette figure que l'indice de consistance diminue de manière linéaire avec l'augmentation de l'indice d'écoulement. La valeur de la pente de la droite de corrélation dépend du type de résidus. On observe une pente plus faible de 23 % dans le cas de mélanges de RPC préparés avec les résidus Westwood par rapport aux mélanges préparés avec les résidus LaRonde dont la pente est de 48%. Dans le cas des mélanges de RPC préparés avec des pourcentages solides C_w de 80% avec des superplastifiants sur base des résidus LaRonde, Ouattara (2017) a néanmoins trouvé une relation logarithmique décroissante entre K (valeurs comprises entre 0.001 et 30 Pasⁿ) et n (valeurs comprises 0,5 entre 3,3). La linéarité observée à la figure 5.1 est liée au faible domaine de variation des valeurs K et n obtenues pour les mélanges étudiés.

5.2 Influence du cisaillement induit par le malaxage sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC

5.2.1 Effet de l'énergie spécifique de malaxage sur les propriétés rhéologiques du RPC

L'influence des paramètres de malaxage sur les propriétés rhéologiques des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood a été étudiée. Les paramètres rhéologiques analysés étaient principalement le seuil de cisaillement et la viscosité dynamique à taux de

cisaillement élevé. Les résultats ont montré que ces deux paramètres ont tendance à diminuer lorsque l'énergie spécifique de malaxage augmente. L'affaissement au cône standard (ou slump) qui mesure la consistance du RPC a été également investigué. Les observations montrent que la consistance du RPC est améliorée (augmentation du slump) avec l'augmentation de l'ESM.

La tendance à la diminution des propriétés rhéologiques avec les paramètres de malaxage a déjà été observée dans certaines études sur le béton. En effet, Cazacliu and Dauvergne (2002) ont observé que plus la durée de malaxage est longue (jusqu'à 1000 s), plus la fluidité du béton, mesurée par son étalement, augmente. Crépault (2012) a montré que l'évolution du seuil de cisaillement en fonction de la durée de malaxage du béton (jusqu'à 600 s) peut varier dépendamment du type et de la proportion des adjuvants incorporés dans le mélange. D'autres travaux sur les bétons ont également montré une diminution de la viscosité dynamique avec l'augmentation des paramètres de malaxage (Kirca et al. 2002; Rupnow 2007; Pan 2015; Trejo and Prasittisopin 2016). Lê (2007) a expliqué que ce comportement observé dans les bétons peut être associé à la libération de l'eau et de l'air initialement emprisonnés dans les agglomérations des particules fines contenus dans le mélange. La diminution des propriétés rhéologiques observées dans le cas du RPC pourrait également être attribuée à ce phénomène de libération de l'eau et l'air piégés. En effet, une ESM intense qui induit un taux de cisaillement important exercé par les pales du malaxeur et les mouvements relatifs des grains permet de briser davantage les agglomérats. L'air et l'eau initialement retenus dans les pores par effet capillaire et piégés dans les agglomérations de particules solides sont ainsi libérés à la surface des grains solides. La libération de l'air participe à la densification du RPC (comme montrée plus bas à la section 5.2.2) et celle de l'eau à la fluidification du RPC. Cela a pour conséquence d'augmenter l'affaissement au cône du RPC et de diminuer sa viscosité dynamique. Le seuil de cisaillement est la contrainte minimale permettant de vaincre l'ensemble des frottements entre les particules solides d'un fluide pour provoquer les déplacements relatifs entre ces grains. Il a tendance à diminuer lorsque le nombre de contacts entre grains baisse au sein d'un fluide. Le RPC étant un mélange des résidus miniers, du liant et de l'eau, la libération de l'eau piégée au cours de la défloculation des agglomérats des particules solides constitue un paramètre qui peut fortement influencer le nombre de contacts et la distance entre les grains solides à la fois. En effet, lorsque la masse d'eau libre (ou non piégée) dans le mélange augmente, pour une quantité des particules solides constante, cela entraînera une diminution du nombre de contacts et de la distance entre les grains. Il en résultera une diminution

du seuil de cisaillement. La thixotropie peut également être responsable de cette diminution des propriétés rhéologiques observée (Williams et al. 1999). Mais, cet aspect n'a pas été investigué dans le cadre de ce travail.

Il convient cependant de mentionner que dans la littérature le seuil de cisaillement des mélanges granulaires (cas de certains mélanges de bétons) n'évolue pas toujours en diminuant en fonction de l'augmentation de la durée de malaxage. Des études montrant une augmentation du seuil de cisaillement avec l'augmentation de la durée de malaxage ont déjà été rapportées (Vandanjon et al. 2000; Chopin 2003). Dépendamment de la teneur en liant et de la durée de malaxage considérée, ce comportement peut être dû à l'enclenchement du processus d'hydratation. En effet, la portlandite précipitée et les autres hydrates formés ont tendance à créer des blocs solides qui servent de liaison entre les grains solides. Cela multiplie le nombre de contacts entre les grains. Le seuil de cisaillement peut dans ce cas être interprété comme le résultat des interactions colloïdales et de l'enchevêtrement des liens C-S-H des grains de ciment formés au repos qui n'ont pas été brisés. Lorsque l'énergie de malaxage est insuffisante pour casser ces liens C-S-H, il en résulte une perte de fluidité due à la floculation (Roussel et al. 2012). Dans le cas du RPC, une diminution du seuil de cisaillement est observée en raison de la quantité relativement faible de ciment dans le mélange (teneur en liant 4,5%).

Une tendance à la diminution de la viscosité à l'infini et du seuil de cisaillement en fonction de l'augmentation de la masse de charge de malaxage et de capacité de la cuve du malaxeur a été également observée sur les mélanges de bétons. En effet, l'augmentation de la masse de charge du malaxeur réduit les espaces vides dans le malaxeur et augmente la friction entre les grains solides du RPC. Ce résultat est soutenu par ceux observés par différents chercheurs, dont les travaux réalisés par Chopin (2002) sur les bétons qui ont montré que la durée optimale de malaxage, appelée temps de stabilisation, est d'autant plus longue que la capacité du malaxeur est faible. Des résultats similaires montrant une diminution des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique) en fonction de l'augmentation du volume de la pâte du béton dans le malaxeur ont été obtenus par Westerholm et al. (2008). Dans le cadre du présent projet, le malaxeur Hobart dont la puissance moteur est plus grande que le malaxeur KitchenAid a généré une ESM supérieure. Cela a conduit à l'obtention de mélanges de RPC possédant des bonnes propriétés rhéologiques comparativement aux résultats obtenus avec le malaxeur KitchenAid. Wallevik and Wallevik (2011) ont montré que le type de malaxeur ainsi que sa taille peuvent avoir une influence très

importante sur le comportement rhéologique du béton. En comparant les propriétés rhéologiques des bétons de même formulation fabriqués dans trois malaxeurs de capacités différentes (1 malaxeur à tambour de capacité 25 litres et 2 malaxeurs Maschinenfabrik de marque Gustav Eirich avec des capacités respectives 50 et 150 litres), Wallevik and Wallevik (2011) sont arrivés à la conclusion que l'utilisation du malaxeur à tambour (de faible capacité) en place et lieu des deux autres malaxeurs conduit à doubler la quantité de superplastifiant pour maintenir une même rhéologie.

La masse volumique des grains solides, la granulométrie et la composition minéralogique des résidus entrant dans la fabrication du RPC peuvent aussi jouer un rôle non négligeable dans le processus de séparation des grains solides au sein d'un fluide. Cela justifie la différence des propriétés rhéologiques observées entre les mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood. En effet, Lê (2007) a montré que les constituants d'un mélange granulaire (cas de bétons) ne présentent pas les mêmes aptitudes d'homogénéisation face à une énergie de brassage donnée.

5.2.2 Effet de l'énergie spécifique de malaxage sur la résistance à la compression simple du RPC

L'effet des paramètres de malaxage sur la résistance en compression simple a été étudié sur le RPC préparé avec les résidus LaRonde et Westwood. Il a été établi que la valeur de l'UCS du RPC augmente avec la durée et la vitesse de malaxage pour une masse de charge donnée. Ce comportement serait dû à l'augmentation de l'énergie spécifique de malaxage qui permet de réduire le maximum d'hétérogénéités au sein de la masse du RPC. En effet, les particules du liant, tout comme celles des résidus, ont tendance à former des agglomérats qui peuvent contenir de l'eau et des bulles d'air, tel que mentionné dans le paragraphe précédent. Certains de ces agglomérats sont détruits aussitôt sous l'action des contraintes de cisaillement induites par le malaxage. D'autres, par contre, nécessitent une énergie de malaxage relativement importante pour être brisés (Chopin 2003). Pour favoriser les réactions d'hydratation, il est nécessaire que la surface des particules du liant soit suffisamment libérée. Si tous les agglomérats ne sont pas brisés, les réactions d'hydratation ne se dérouleront pas de façon complète et le développement de la résistance mécanique du RPC ne pourra pas atteindre son optimum, puisque la résistance mécanique dépend du degré d'hydratation du liant. De plus, une ESM plus importante permet de réduire les vides

emprisonnés (ou piégés) dans les agglomérations des particules solides. Cela contribue à rendre le RPC plus dense. La figure 5.2 ci-dessous présente la variation de la masse volumique des éprouvettes de RPC préparés à base des résidus LaRonde et Westwood à 7 jours de cure en fonction de l'ESM.

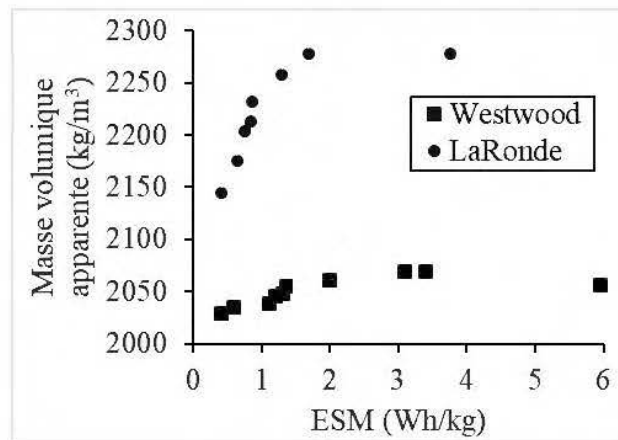


Figure 5.2 : Variation de la masse volumique (kg/m^3) des éprouvettes de RPC avec les résidus LaRonde et Westwood à 7 jours de cure en fonction de l'ESM (Wh/kg)

On peut observer sur cette figure que la masse volumique augmente avec l'ESM du RPC. Dans le cas des résidus LaRonde et Westwood, une masse volumique maximale est observée lorsque l'ESM est à 2,5 et 3 Wh/kg respectivement. Cette augmentation de la masse volumique favorise l'acquisition des résistances mécaniques plus élevées.

Des études réalisées sur le béton ont montré que la résistance à la compression simple du béton augmente avec la durée de malaxage (Kirca et al. 2002; Rupnow 2007; Pan 2015; Trejo and Prasittisopin 2016). Une augmentation de l'UCS estimée entre 4 et 10 % en 30 minutes de malaxage du béton mesurée à 7 et 28 jours a été rapportée par Kirca et al. (2002), alors que la température du mélange pendant cette durée de malaxage restait presque constante.

Une vitesse de malaxage élevée capable de briser les liens C-S-H entre les grains accélère le degré d'hydratation. La vitesse de malaxage a une importance capitale dans la mesure où elle permet d'augmenter l'énergie de malaxage tout en minimisant le temps nécessaire à l'évaporation de l'eau et au déroulement des réactions pendant le malaxage. Il peut toutefois apparaître des limites pour des vitesses de malaxage plus grandes à cause de l'élévation de la température que cela pourrait engendrer. D'une manière générale, le compromis consiste à maximiser la vitesse de malaxage, tout en minimisant la durée de malaxage. Dans le cas des mélanges de RPC préparés avec les

résidus LaRonde et Westwood, une durée de malaxage de 7 minutes lorsque le malaxeur Hobart tourne à la grande vitesse (282 rpm) semble être déjà suffisante pour produire des éprouvettes de RPC qui puissent développer des résistances mécaniques acceptables. Cette hypothèse est également soutenue par Rupnow et al. (2007) qui montrent que le temps de malaxage entraîne une très faible variation de la résistance à la compression du béton ; alors que la vitesse de malaxage change plus la résistance à la compression au jeune âge que la résistance à long terme. Toutefois, cette durée de malaxage de 7 minutes ne constitue pas la durée optimale de malaxage. La procédure pour la détermination de la durée optimale de malaxage est proposée à la section 5.4.

En outre, le potentiel zêta (non mesuré dans le cadre de ce travail) pourrait permettre d'investiguer l'interaction entre l'air et les grains solides en fonction de la variation de l'ESM. L'étude de la morphologie des grains solides (granulométrie, forme des particules) en fonction de la variation de l'ESM pourrait contribuer également à expliquer les comportements rhéologique et mécanique de RPC observés. C'est le cas aussi du degré de saturation des éprouvettes de RPC qui peut affecter la résistance mécanique déterminée au laboratoire. Ces paramètres (potentiel zêta, morphologie des grains, degré de saturation) jouent un rôle important sur les propriétés du RPC, notamment lorsque celui-ci est soumis à une variation de l'ESM. L'influence de ces paramètres pourrait être analysée dans les travaux ultérieurs.

5.3 Influence du cisaillement induit par le transport du RPC en pipeline sur ses propriétés rhéologiques

Les résultats des essais rhéologiques présentés au chapitre 4 ont montré que le cisaillement induit par le malaxage, exprimé en terme d'énergie spécifique de malaxage (ESM), a une influence sur les propriétés rhéologiques du RPC. Au cours de son transport en pipeline, le RPC préparé par malaxage de résidus filtrés, d'eau et de liant dans le malaxeur de l'usine de remblai, continue à subir le cisaillement causé notamment par le frottement entre les particules solides et la paroi de la tuyauterie (Wu et al. 2015; Creber et al. 2017; Zhang et al. 2017). Ce cisaillement prolongé induit par le transport du RPC peut également modifier ses propriétés rhéologiques. Dans ce cas, les propriétés rhéologiques du RPC à la déposition sous terre ne seront plus les mêmes que celles mesurées en surface après malaxage. Récemment, Creber et al. (2017) ont évalué la variation du seuil de cisaillement lors du transport du RPC en pipeline en effectuant des mesures de

l'affaissement au cône à l'usine et à la déposition au chantier dans deux mines souterraines différentes. Cette étude montre que l'affaissement au cône augmente.

En s'appuyant sur les résultats expérimentaux obtenus en laboratoire, des investigations préliminaires présentées ci-dessous ont permis d'estimer la variation des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité à l'infini) au cours du transport du RPC en pipeline. Les résultats estimatifs obtenus ici sont comparés à ceux issus des mesures de terrain réalisées par Creber et al. (2017). La démarche suivie consiste à prédire les propriétés rhéologiques au cours du transport en pipeline en admettant l'hypothèse selon laquelle le cisaillement induit par le malaxage du RPC au laboratoire (et l'énergie spécifique de malaxage ESM associée) et le cisaillement induit par le transport en pipeline (ou dissipation de l'énergie spécifique au cours du transport, notée E_t) ont une influence identique sur les propriétés rhéologiques du RPC. La comparaison faite ici est toutefois très préliminaire et faite à titre indicatif car les RPCs impliqués dans cet exercice (au labo et sur le terrain) ne sont pas nécessairement les mêmes (différences au niveau des compositions physico-chimiques et minéralogiques des ingrédients, type et pourcentage de liant, pourcentages solides, caractéristiques physiques des résidus etc.). De plus, l'énergie de malaxage à l'usine de RPC n'est pas prise en compte.

5.3.1 Dissipation d'énergie spécifique au cours du transport du RPC

La dissipation d'énergie spécifique au cours du transport du RPC peut modifier ses propriétés rhéologiques et mécaniques. Dans ce cas, il est important d'estimer la variation de ces propriétés au point de déposition situé aux chantiers de la mine souterraines (Figure 5.3).

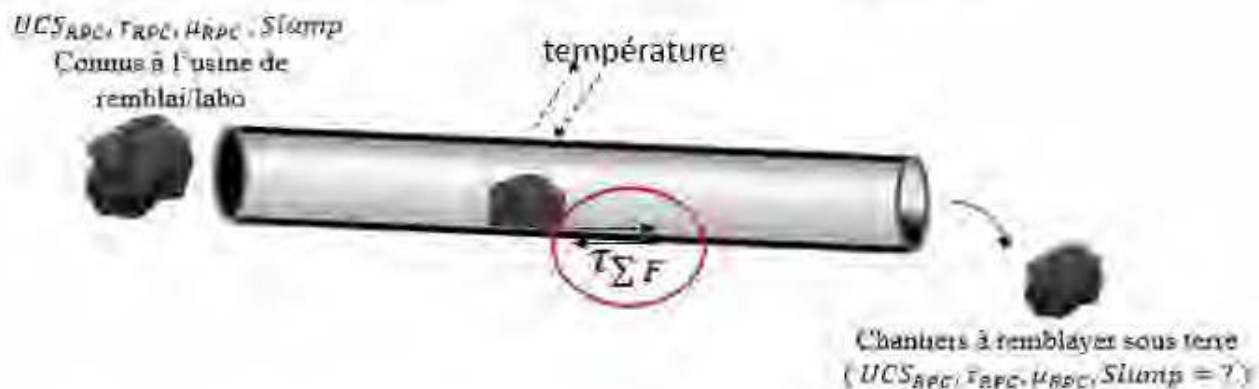


Figure 5.3 : Schéma illustrant l'effet du cisaillement sur les propriétés du RPC au cours du transport du en pipelines

Lors de l'écoulement en pipeline du RPC qui est un fluide non-newtonien et incompressible, le principe de conservation d'énergie par unité de masse entre deux positions 1 et 2 de la conduite peut être exprimé par l'équation de Bernoulli généralisée (Bouzaiene 1995; Zhang et al. 2017) :

$$g\Delta Z + \frac{1}{2}\Delta(u^2) + \int_{P_1}^{P_2} \frac{dp}{\rho} + W_e + \sum F = 0 \quad [5-1]$$

Dans cette équation, g (m/s^2) est l'accélération de la pesanteur, z (m) est l'élévation, u (m/s) est la vitesse d'écoulement, p (N/m^2) est la pression, ρ (kg/m^3) est la masse volumique). Les expressions mathématiques $g\Delta Z$ (m^2/s^2), $\frac{1}{2}\Delta(u^2)$ (m^2/s^2 ou J/kg), $\int_{P_1}^{P_2} \frac{dp}{\rho}$ (J/kg) représentent respectivement l'énergie potentielle, l'énergie cinétique et l'énergie de pression par unité de masse. W_e est l'énergie fournie par une source externe (pompe ou turbine) pour compenser les pertes de charge. Si le transport du RPC se fait uniquement par gravité, W_e (J/kg) sera donc nulle. $\sum F$ (J/kg) représente l'énergie totale dissipée par une masse unitaire du RPC au cours du transport en pipeline. Cette dissipation d'énergie est due au frottement entre les grains du RPC d'une part et d'autre part au frottement entre la masse du RPC et la paroi interne de la conduite. Lorsque les paramètres liés au système de transport (diamètre du pipeline, débit de l'écoulement ou vitesse de l'écoulement, etc.) et ceux caractéristiques du comportement physique et rhéologique du RPC (masse volumique ou densité, seuil de cisaillement, les indices de consistance et d'écoulement) sont connus, on peut utiliser l'équation de Darcy-Weisbach, telle que montrée dans l'expression [5-2] ci-dessous pour calculer la perte de charge totale sur une conduite de longueur L et de diamètre d (Valiantzas 2008; Swamee and Aggarwal 2011a; Ouattara 2017) :

$$J = \frac{\sum F}{g} = \frac{2f_F L u^2}{gd} \quad [5-2]$$

où J (m) représente les pertes de charge linéaires sur toute la ligne, aussi appelées pertes de charge régulières, L et d sont respectivement la longueur et le diamètre de la conduite. Dans cette expression, f_F est le coefficient de frottement et différents auteurs ont développé des expressions empiriques permettant de le déterminer pour différents types de fluides newtoniens et non-newtoniens (Moody 1944; Darby 1984). Dans le cas du RPC, les pertes de charge sont

généralement déterminées à l'aide d'essais d'écoulement en boucle ou loop tests (Kalonji 2016b; Kalonji K. 2016). Les pertes de charges peuvent aussi être estimées analytiquement ou à l'aide de simulations numériques en se servant des codes comme ANSYS ou Comsol Multiphysics. Une fois les pertes de charge déterminées, l'énergie spécifique dissipée au cours du transport peut être déduite de l'expression [5-2] ci-dessus comme suit [5-3]:

$$\sum F = Jg \quad [5-3]$$

Comme la perte de charge représente la diminution de la pression dans la conduite, on peut alors écrire :

$$\Delta P = \rho g J \quad [5-4]$$

En combinant les équations [5-3] et [5-4], on obtient :

$$\sum F = Jg = \frac{\Delta P}{\rho} \quad [5-5]$$

Cette équation permet de dériver l'équation de l'énergie spécifique dissipée par unité longueur de la conduite au cours du transport, notée par E_T (Wh/kg/km ou kWh/tonne/km). On obtient l'expression [5-6] ci-dessous après avoir converti l'unité J en Wh.

$$E_T = \frac{\sum F}{L} = \frac{\left(\frac{\Delta P}{L}\right)10^3}{3,6\rho} \quad [5-6]$$

Le paramètre $\frac{\Delta P}{L}$ (kPa/m) représente la perte de charge linéaire par unité de longueur de la conduite. L'énergie spécifique dissipée sur toute la distance de transport L (km), notée par $E_{T(total)}$ (Wh/kg), peut être calculée en multipliant l'expression [5-6] par la distance L comme suit :

$$E_{T(total)} = \frac{\left(\frac{\Delta P}{L}\right)10^3}{3,6\rho} \times L \quad [5-7]$$

Dans l'expression [5-6], l'énergie spécifique E_T est déterminée par rapport à la masse totale du RPC (ou la masse humide). Toutefois, Wilson et al. (2006) ont montré que dans le transport des

pâtes, la phase solide constitue généralement la « charge utile » et que l'eau sert de lubrifiant pour faciliter le transport. Dans ce cas, l'énergie spécifique de transport peut être calculée par rapport à la masse sèche de la phase solide. Cela intervient particulièrement dans l'estimation des coûts de transport du RPC. En considérant la masse sèche du RPC, l'expression [5-6] peut alors s'écrire comme suit (Paterson et al. 2004b, Wilson et al. 2006, Ouattara 2017):

$$E_{T(sèche)} = \frac{\left(\frac{\Delta P}{L}\right)10^3}{3,6C_w\rho} = \frac{\left(\frac{\Delta P}{L}\right)10^3}{3,6C_v\rho_s} = \frac{gj}{3,6C_vG_s} \quad [5-8]$$

où C_w (%), C_v (%), ρ_s et G_s (-) représentent respectivement le pourcentage solide massique, le pourcentage solide volumique, la densité spécifique et la densité relative des grains solides

La détermination de l'évolution des pertes de charge dans le système de distribution du RPC des deux mines considérées (LaRonde et Westwood) n'a pas fait l'objet d'investigation dans cette étude. Par contre, en considérant une plage de variation de pertes de charge linéaires comprise entre 3 et 40 kPa/m (zone de pertes de charge couramment rencontrée dans les mines)(Wu et al. 2015; Kalonji 2016a), il est possible de prédire l'énergie spécifique dissipée au cours du transport en fonction de la variation des pertes de charge à l'aide de l'équation [5-6]. Les résultats obtenus sont présentés à la figure 5.4 pour les mélanges de RPCs préparés avec les résidus LaRonde ($C_w = 75$ %, $B_w = 4,5$ %, $\rho = 2043$ kg/m³) et Westwood ($C_w = 70$ %, $B_w = 4,5$ %, $\rho = 1938$ kg/m³).

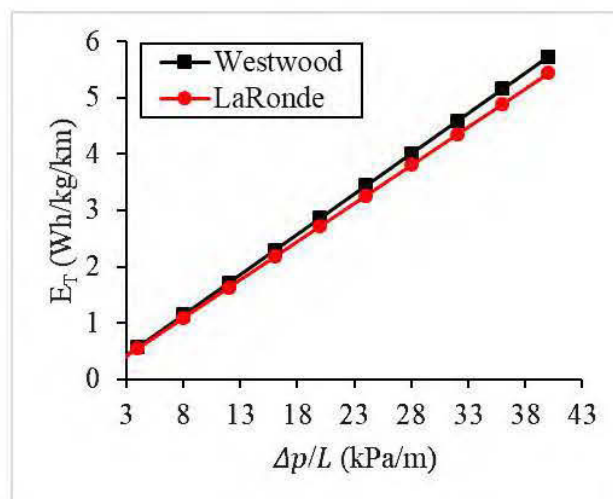


Figure 5.4 : Estimation théorique de la variation de l'énergie spécifique dissipée au cours du transport en pipeline (1 km de longueur) des RPCs préparés avec les résidus LaRonde ($C_w = 75$ %, $B_w = 4,5$ %) et Westwood ($C_w = 70$ %, $B_w = 4,5$ %) en fonction des pertes de charge linéaires

On peut observer sur cette figure que l'énergie dissipée augmente proportionnellement avec l'augmentation des pertes de charge dans la conduite. Pour une valeur de pertes de charge linéaire donnée, la figure montre que la dissipation d'énergie lors du transport du RPC à base des résidus Westwood est légèrement plus élevée comparativement à celle générée par le transport du RPC à base des résidus LaRonde à cause de la différence de masse volumique. Bien que ces résultats puissent permettre de se faire une idée de l'énergie spécifique dissipée au cours du transport, il convient de se rappeler que les RPCs à base des résidus LaRonde ($C_w = 75 \%$, $B_w = 4,5 \%$) et Westwood ($C_w = 70 \%$, $B_w = 4,5 \%$) sont considérés ici comme mélanges de référence seulement à titre indicatif. En effet, cette hypothèse est toutefois simplificatrice dans la mesure où la variation de l'énergie spécifique aussi bien au niveau du laboratoire qu'au cours du transport en pipeline peut modifier le pourcentage solide, et même la masse volumique du RPC. Cette équivoque pourrait être levée en envisageant une étude par récurrence dans une simulation numérique.

5.3.2 Estimation de la variation des propriétés rhéologiques du RPC en fonction des pertes de charge dans la conduite

Les résultats expérimentaux des travaux de laboratoire réalisés dans le cadre de ce projet ont montré que la dissipation d'énergie générée par le cisaillement du RPC pendant le malaxage a pour effet de diminuer les propriétés rhéologiques du RPC (voir Figure 4.23 pour le slump et Figure 4.24 pour le seuil de cisaillement et la viscosité à l'infini). En admettant que la dissipation d'énergie au cours du transport E_T et l'énergie spécifique de malaxage ESM au laboratoire ont un même effet sur les propriétés rhéologiques du RPC (hypothèse pas facile à vérifier!), il est possible de prédire la variation des propriétés rhéologiques sur le terrain en fonction de E_T en se basant sur les résultats du laboratoire tels que ceux présentés dans ce mémoire. Ainsi, les valeurs de E_T de la figure 5.4 ont été utilisées pour prédire la variation des propriétés rhéologiques au cours du transport du RPC en pipeline en fonction des pertes de charge linéaire à l'aide des équations obtenues à la section 4.2.5 (Figures 4-23 et 4.24). Les équations présentées sur ces figures ont été développées sur une gamme de valeurs de l'ESM allant de 0 à 6 Wh/kg pour les résidus Westwood et de 0 à 3,8 Wh/kg pour LaRonde. Elles peuvent donc être appliquées pour recalculer les propriétés rhéologiques correspondant à une énergie spécifique dissipée E_T durant le transport du remblai sur une distance de 1 km dans la même gamme de valeurs. Cette condition est satisfaite tant que les pertes de charges linéaires restent respectivement inférieures ou égales à 40 kPa/m et 28 kPa/m pour les RPC

préparés à base des résidus Westwood et LaRonde tel que montré à la figure 5.3 (pour une distance de 1km). Deux scénarios différents ont été étudiés en considérant que le RPC à l'entrée du réseau de distribution (pipelines) ou à la sortie de l'usine de remblai avait des caractéristiques rhéologiques comparables à celles obtenues sur des mélanges préparés au laboratoire avec des durées de malaxage de 5 et 10 minutes à une vitesse de malaxage de 166 rpm. Les masses de charge du malaxeur sont de 4,7 kg et 4,2 kg respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood.

Les résultats obtenus sont présentés en deux étapes. D'abord, la variation de l'affaissement au cône du RPC à un point de décharge (chantier souterrain) situé à 1 km de la surface (usine de fabrication) en fonction des pertes de charge est présentée à la figure 5.5 pour les deux types de résidus.

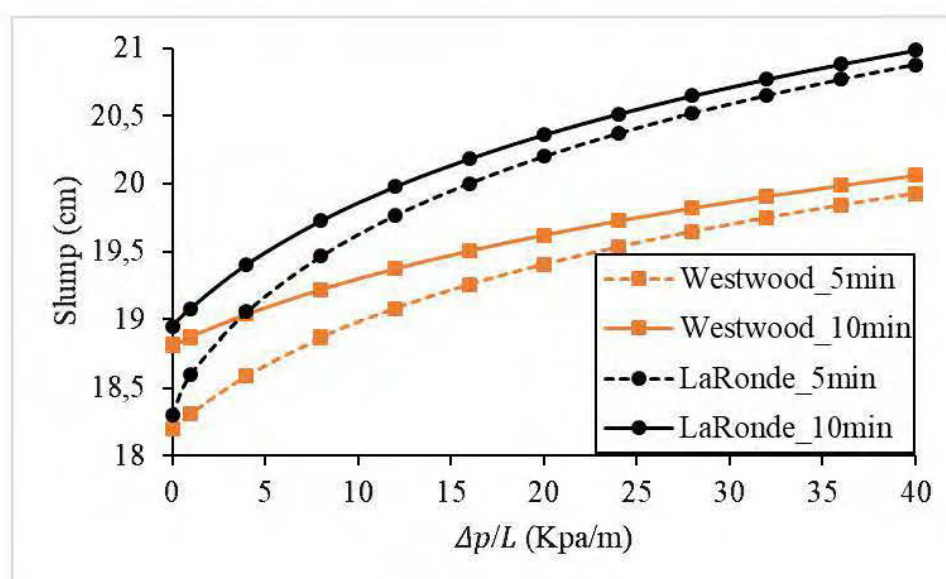


Figure 5.5 : Variation de l'affaissement au cône (slump) en fonction des pertes de charge linéaires à un point de décharge situé à 1 km de l'usine de RPC pour des mélanges ayant des slumps initiaux identiques à ceux de RPC préparés à base des résidus LaRonde et Westwood dans le malaxeur Hobart à une vitesse de rotation 166 rpm pendant 5 et 10 minutes

Cette figure montre que le cisaillement du RPC au cours du transport, exprimé ici en terme de pertes de charge, contribue à augmenter la consistance du RPC, évaluée en terme de valeur de slump. En effet, on peut observer que plus les pertes de charge augmentent, plus la valeur du slump est élevée. Cette augmentation du slump en fonction de la perte de charge tend toutefois à plafonner pour des valeurs de perte de charge suffisamment élevées. Pour une valeur de la perte de charge donnée, on peut isoler deux faits importants. D'abord, la consistance du RPC préparée avec les

résidus LaRonde est plus élevée comparativement à celle issue des résidus Westwood. Ensuite, la consistance du RPC dont la durée de malaxage était plus élevée est plus importante par rapport à celle dont le RPC était malaxé pendant une durée relativement courte. On observe également que lorsque le cisaillement dans la conduite est plus important (valeur des pertes de charge suffisamment élevée), les courbes de slump à différentes durées de malaxage (conditions initiales) tendent à se superposer. Cela sous-entend que le slump initial n'a pas d'impact significatif et donc qu'il n'est pas indispensable de malaxer le RPC pendant une longue période.

Les taux d'augmentation du slump dans l'intervalle 3 à 40 kPa/m sont les suivants pour les deux résidus considérés. Pour les résidus Westwood, l'observation de la figure 5.5 montre que les taux d'augmentation sont de 2,9 et 11,9 % respectivement à 3 et 40 kPa/m lorsque le slump à la sortie de l'usine est identique à celui du mélange préparé au laboratoire avec une durée de malaxage de 5 minutes. Ces valeurs sont de 3 et 12 % lorsque la durée de malaxage est de 10 minutes. Dans le cas des résidus LaRonde, on a des taux d'augmentation de 3,4 et 14,1 % respectivement à 3 et 40 kPa/m lorsque la durée de malaxage est de 5 minutes. Et à 10 minutes, on a 7,3 et 22,5 % respectivement à 3 et 40 kPa/m.

Comme mentionné précédemment, Creber et al. (2017) ont fait des mesures de l'affaissement au cône dans deux mines différentes (mines A et B où A et B sont des noms anonymes tels que présentés par les auteurs) à l'usine de remblai et au chantier (point de déposition) en vue d'étudier l'influence du cisaillement du RPC dans les pipelines au cours du transport. Les valeurs de taux d'augmentation du slump obtenues par Creber et al. (2017) sont de 6 et 14,4% respectivement pour les mines A et B étudiés. Ces résultats s'alignent dans la même direction que ceux obtenus dans le cadre du présent travail dans la mesure où ils sont compris dans l'intervalle allant de 2,9 à 22,5 % associé à la zone de pertes de charge couramment rencontrées dans les mines de la région d'Abitibi (3 à 40 kPa/m).

La variation du seuil de cisaillement et celle de la viscosité à l'infini du RPC à la déposition à 1 km de l'usine de fabrication en fonction des pertes de charge sont ensuite présentées pour les mélanges de RPC préparés à base des résidus LaRonde (Figure 5.6a) et Westwood (Figure 5.6b).

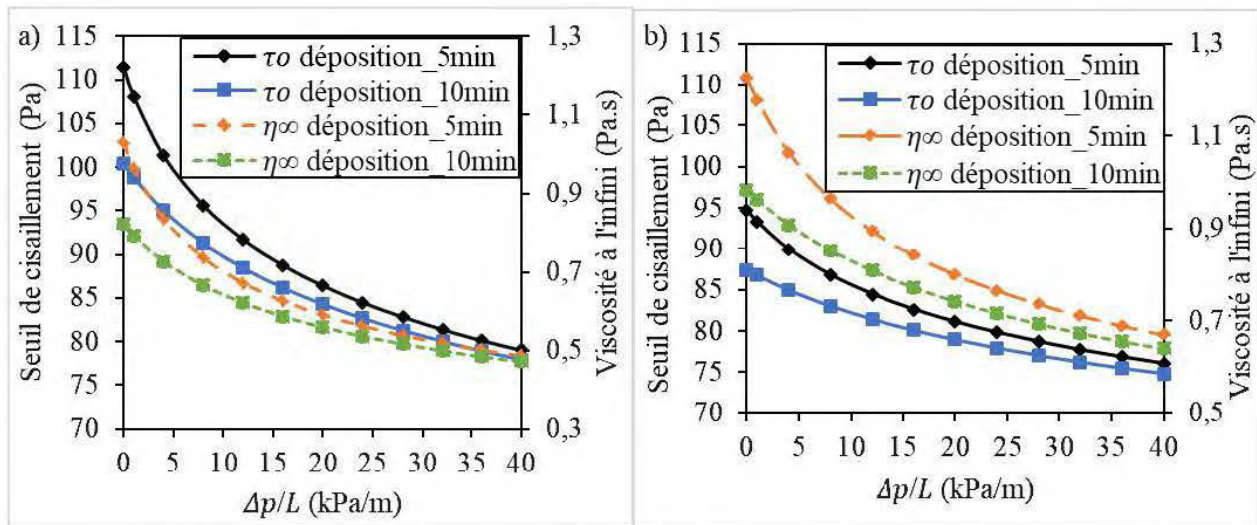


Figure 5.6 : Variation des propriétés rhéologiques du RPC en fonction des pertes de charge linéaires à un point de décharge situé à 1 km de l'usine de RPC pour des mélanges ayant des propriétés rhéologiques initiales identiques à celles de RPC préparés à dans le malaxeur Hobart à une vitesse de rotation 166 rpm pendant 5 et 10 minutes : a) LaRonde et b) Westwood

Sur la figure 5.6, les valeurs des propriétés rhéologiques à la surface (seuil de cisaillement et de la viscosité à l'infini) sont données aux points correspondant à une perte de charge linéaire nulle. D'abord, on peut y observer que les propriétés rhéologiques à la surface sont d'autant plus faibles que la durée de malaxage est élevée, comme déjà mentionné avec les résultats de laboratoire. Ensuite, ces propriétés rhéologiques continuent de baisser avec l'augmentation des pertes de charge qui génère d'autant plus de la dissipation d'énergie dans le système de transport. En considérant la zone de pertes de charge allant de 3 à 40 kPa/m (couramment rencontrée en pratique), on peut calculer le taux de diminution des propriétés rhéologiques au point de décharge, comme suit :

$$\% \Delta \tau_0 = \frac{\tau_{0\text{décharge}} - \tau_{0\text{surface}}}{\tau_{0\text{surface}}} \times 100 \quad [5-9]$$

où $\% \Delta \tau_0$ est le taux de diminution du seuil de cisaillement du RPC au cours du transport en pipeline ; $\tau_{0\text{décharge}}$ est le seuil de cisaillement du RPC au point de décharge ; et $\tau_{0\text{surface}}$ est le seuil de cisaillement du RPC à la surface.

Pour le RPC préparé avec les résidus LaRonde, le taux de diminution du seuil de cisaillement à une perte de charge de 3 kPa est de 7,4 et 4,2 % respectivement pour les conditions initiales en surface associées aux durées de malaxage de 5 et 10 minutes. Ce taux de diminution est de 29,1 et 22,4 %

respectivement pour les conditions initiales en surface associées aux durées de malaxage de 5 et 10 minutes lorsque les pertes de charge augmentent à 40 kPa. Pour le RPC préparé avec les résidus Westwood, des diminutions relativement faibles seraient observées (4 et 2,2 % pour les pertes de charge de 3 kPa/m et 19,7 et 14,4 % pour des pertes de charge de 40 kPa/m).

Creber et al. (2017) ont utilisé les valeurs de l'affaissement au cône mesurées au niveau des deux mines A et B à l'usine de remblai et au chantier (point de déposition) pour estimer le seuil de cisaillement des RPC à l'aide de l'équation de Pashias et al. (1996). Sur une distance de 1 km, les résultats obtenus pour les deux mines étudiées donnent des taux de diminution du seuil de cisaillement $\Delta\tau_0$ est sont de 7,6 et 29,7 % respectivement. Ces résultats corroborent ceux obtenus dans le cadre de ce travail dans la mesure où ils sont plus ou moins compris dans l'intervalle des taux de diminution (2,2 à 29,1%) associés à la zone de pertes de charge allant de 3 kPa à 40 kPa.

Ces résultats ne peuvent pas se comparer de manière plus spécifique puisque malheureusement les pertes de charge n'ont pas été mesurées dans les deux cas. La différence de taux de diminution du seuil de cisaillement d'une mine à l'autre peut être attribuée d'une part aux systèmes de distribution qui génère des pertes de charge variables, et d'autre part aux caractéristiques physico-chimiques et minéralogiques des résidus qui composent les mélanges de RPC.

Bien que cette comparaison entre les valeurs prédites et celles mesurées sur terrain soit superficielle, les résultats obtenus semblent indiquer que 1) l'énergie spécifique de malaxage ESM et l'énergie spécifique dissipée au cours du transport en pipeline ont le même effet sur les propriétés rhéologiques du RPC à base des résidus LaRonde et Westwood et 2) la démarche adoptée dans ce travail pour l'estimation de la variation des propriétés rhéologiques dans les pipelines au cours du transport est réaliste.

La diminution des propriétés rhéologiques au cours du transport en pipelines a déjà été observée dans le cas d'autres fluides non-newtoniens comme le béton autoplaçants. En effet, Le (2014) a montré qu'au contact avec la paroi du tuyau où le taux de cisaillement est maximal, les propriétés rhéologiques du béton diminuent fortement. Cela peut entraîner des imprécisions plus ou moins majeurs dans le calcul de la pression de pompage. La réalisation des essais d'écoulement en boucle qui tiennent de cette couche limite se trouve donc justifiée.

La figure 5.6 présente également la variation de la viscosité à l'infini au point de déposition en fonction des pertes de charge dans la conduite pour les deux types de résidus étudiés. Ce paramètre

viscosité à l'infini est particulièrement approprié pour étudier la viscosité du RPC au cours de son transport en pipeline, car il fait intervenir des valeurs du taux de cisaillement suffisamment grandes. Cela permet d'observer les valeurs plus ou moins constantes vers lesquelles tend la viscosité plastique du RPC lorsque la vitesse d'écoulement dans la conduite croît considérablement. La figure 5.6 montre que la viscosité à l'infini du RPC diminue sensiblement avec l'augmentation des pertes de charge dans la conduite. Pour des valeurs de pertes de charge plus élevées, cette diminution de viscosité à l'infini tend à se stabiliser. Plus la valeur initiale de la viscosité est élevée (ex. des mélanges de RPC préparés avec une faible durée de malaxage de 5 min), plus on observe une forte diminution de viscosité à l'infini en fonction des pertes de charge. Lorsque celles-ci sont élevées, la viscosité initiale (en surface) a peu d'impact sur la viscosité à la déposition (pour les conditions de cette étude).

5.3.3 Estimation de la variation des propriétés rhéologiques du RPC en fonction de la distance de transport

Dans la section précédente la variation des propriétés rhéologiques a été estimée en fonction des pertes de charge, en considérant une distance de transport fixe de 1 km. Les résultats obtenus ne peuvent pas d'emblée être généralisés (de manière linéaire) sur toute la distance de transport (ou longueur de la conduite) au cas où le chantier sous terre serait situé à une distance supérieure à 1 km. Dans cette section, la variation des propriétés rhéologiques des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood a été déterminée en fonction de la distance de transport dans les pipelines.

Les relations ayant conduit à ces résultats sont les mêmes que celles utilisées à la section 5.3.2, à la seule différence que les distances de transport plus grandes ont été considérées dans ce cas-ci. Cela a pour conséquence que l'énergie ET peut dépasser la gamme de valeurs pour laquelle les équations des figures 4-23 et 4.24 ont été développées ($ESM \leq 6$ Wh/kg mais $ET \geq 6$ Wh/kg pour les résidus Westwood; et $ESM \leq 3,8$ Wh/kg mais $ET \geq 3,8$ Wh/kg pour les résidus LaRonde) selon la distance de transport et la valeur de perte de charge $\Delta p/L$ considérées.

La distance de transport maximale du RPC considérée est de 10 km et les propriétés du RPC en surface (usine) sont assimilées à celles d'un mélange malaxé pendant 10 minutes à une vitesse de rotation de 166 rpm. Comme la perte de charge sur une ligne de distribution peut varier en fonction

du diamètre hydraulique et de la vitesse d'écoulement pour un mélange de RPC donné, deux scénarios de pertes de charge linéaires constantes le long de deux lignes de distribution sont considérés : 4 et 12 kPa/m. La figure 5.7 montre la variation de l'affaissement au cône du RPC fabriqué avec les résidus LaRonde et Westwood en fonction de la distance de transport. Les limites des valeurs de l'affaissement au cône prédites sont celles correspondant à la valeur maximale de l'énergie spécifique dissipée E_T (6 Wh/kg et 3,8 Wh/kg respectivement pour les résidus Westwood et LaRonde) le long de la ligne de transport. Cela a permis de déterminer le domaine de validité des valeurs du slump prédites. Il ressort de la figure 5.7 que la valeur du slump du RPC fabriqué avec les résidus LaRonde et Westwood augmente avec la distance de transport. Cette augmentation du slump en fonction de la distance de transport tend à s'estomper lorsque la distance de transport devient plus grande.

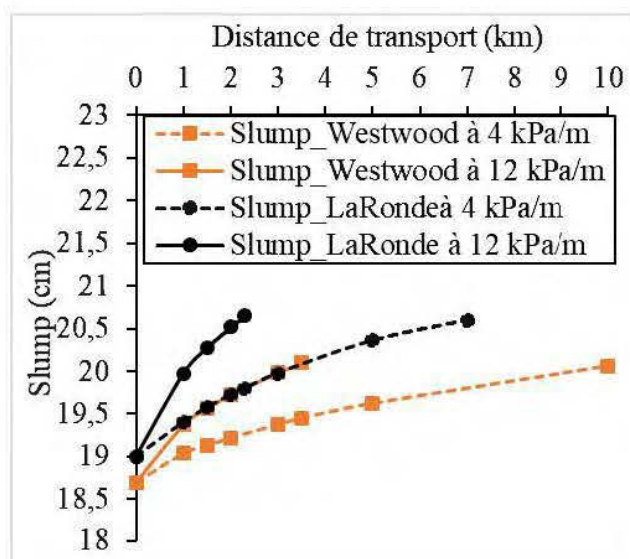


Figure 5.7 : Variation de l'affaissement au cône (slump) des mélanges de RPC préparés à base des résidus LaRonde et Westwood en fonction de la distance de transport lorsqu'on considère deux scénarios de pertes de charge (4 kPa/m et 12 kPa/m)

Pour une perte de charge de 4 kPa, toutes les valeurs du slump prédites sont dans la zone de validité pour les résidus Westwood. Pour une perte de charge de 12 kPa, cette zone de validité est située à une distance de transport de 3,5 km. Lorsque la distance de transport est supérieure à 3,5 km (avec $\Delta P = 12 \text{ kPa}$), les valeurs de slump prédites peuvent être incertaines. Dans le cas des résidus LaRonde, lorsque la perte de charge est de 4 kPa, la limite de validité est située à une distance de transport de 7 km. L'augmentation des pertes de charge est directement proportionnelle à la

dissipation visqueuse de l'énergie spécifique de transport E_T . Lorsque cette perte de charge monte à 12 kPa (pour les résidus LaRonde), la distance de transport valide diminue à 2,3 km.

La figure 5.8 présente la variation du seuil de cisaillement et de la viscosité à l'infini en fonction de la distance de transport pour les deux types de résidus étudiés.

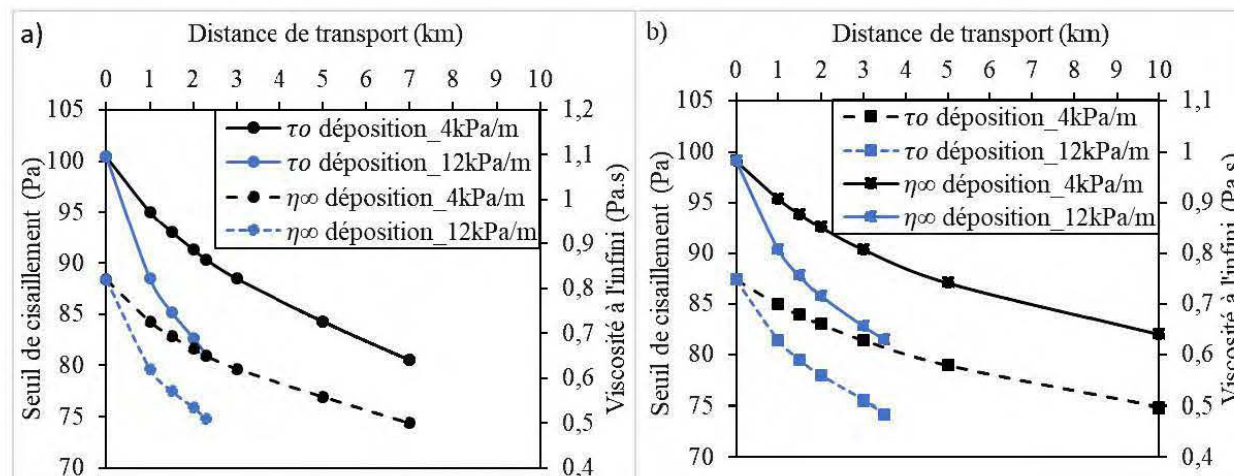


Figure 5.8 : Variation des propriétés rhéologiques des mélanges de RPC préparés à base des résidus LaRonde et Westwood en fonction de la distance de transport lorsqu'on considère deux scénarios de pertes de charge (4 kPa/m et 12 kPa/m)

Cette figure montre que le seuil de cisaillement et la viscosité à l'infini des mélanges de RPC considérés diminuent en fonction de la distance de transport. Des valeurs du seuil de cisaillement et de la viscosité à l'infini tendant vers des constantes pourraient être observées lorsque la distance de transport est importante (selon les propriétés initiales des mélanges). Les limites de validité relatives à la distance de transport déterminées à la figure 5.7 (3,5 km à $\Delta P = 12 \text{ kPa}$ pour les résidus Westwood; 7 et 2,3 km respectivement à une perte de charge de 4 et de 12 kPa pour les résidus LaRonde) sont également applicables dans le cas des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité à l'infini).

5.4 Implications par rapport à la préparation des mélanges de RPC au laboratoire

L'analyse des résultats obtenus dans le cadre de ce travail permet de ressortir des implications plus ou moins directes par rapport à la pratique de la préparation des mélanges de RPC à l'échelle de laboratoire. Le fait de privilégier une vitesse de malaxage la plus élevée possible permet de briser

le maximum d'agglomérats dans la masse du RPC. Dans le cas du malaxeur Hobart SP300, cette vitesse peut être réglée au niveau 2 (vitesse de rotation : 166 rpm), ou encore mieux au niveau 3 (vitesse de rotation : 282 rpm). Le malaxeur devrait être chargé avec la plus grande masse possible afin de favoriser le cisaillement entre les particules du RPC, tout en respectant la capacité maximale de chargement du malaxeur. Lorsque le malaxeur Hobart est réglé à 166 rpm, une masse de charge comprise entre 10 kg et 16 kg est souhaitable. Une durée de malaxage minimale de 7 minutes permet d'obtenir des bonnes résistances, lorsque le malaxeur tourne à 166 rpm. La durée de malaxage optimale au laboratoire pourrait être déterminée en prenant en compte la durée du cisaillement au cours du transport du RPC pendant sa distribution (en d'autres termes en considérant la profondeur du point de déposition dans la mine souterraine) et la durée de malaxage à l'usine de remblai. Cette durée peut varier en fonction du type de résidus et de la formulation des recettes de RPC. La durée de malaxage optimale devrait être déterminée de sorte que l'énergie spécifique de malaxage (ESM) du RPC au laboratoire corresponde à la somme de l'énergie spécifique de malaxage à l'usine de remblai (ESM_u) et de l'énergie spécifique due à la dissipation visqueuse au cours du transport en pipeline (E_T). Cette procédure pour déterminer la durée de malaxage optimale des mélanges de RPC au laboratoire peut être résumée en quatre (4) étapes ci-dessous :

- Déterminer les pertes de charge linéaires sur toute la ligne entre l'usine de fabrication du RPC et le point de déposition situé au chantier souterrain ;
- Déterminer l'énergie spécifique due à la dissipation visqueuse au cours du transport (E_T) à l'aide de la relation [5-6], après avoir déterminé la masse volumique du RPC;
- Estimer l'énergie spécifique de malaxage nécessaire pour que le RPC préparé au laboratoire possède des propriétés mécaniques et rhéologiques identiques à celles du RPC déposé sous terre au chantier. Si ESM_{lab} est l'ESM au laboratoire, ESM_u l'ESM à l'usine de remblai et E_T l'énergie spécifique dissipée au cours du transport entre l'usine et le point de déposition, on aurait :

$$ESM_{lab} = ESM_u + E_T \quad [5-10]$$

Dans cette expression, la détermination de l' ESM_u n'a pas fait l'objet de ce travail;

Déterminer la durée de malaxage optimale à l'aide des relations [4-15] et [4-16] selon qu'il s'agit des résidus LaRonde ou Westwood (ou à développer pour d'autres types de résidus). Comme déjà

mentionné, on devrait privilégier une vitesse de malaxage maximale à cette étape afin de minimiser la durée de malaxage. Cela revient à minimiser le coût associé à l'acquisition de l'ESM. La masse de charge du malaxeur devrait être fixée en fonction du nombre des essais à réaliser.

CHAPITRE 6 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Le rôle principal assigné au remblai en pâte cimenté (RPC) en mines souterraines est dans la plupart des cas celui de support de terrain permettant d'augmenter la productivité de la mine par la récupération des chantiers secondaires. De plus, pour qu'il soit acheminé depuis l'usine de fabrication (située à la surface) jusqu'aux chantiers sous terre, le RPC doit répondre à certains critères de transportabilité. C'est la raison pour laquelle l'optimisation des recettes de RPC au laboratoire repose sur leurs propriétés rhéologiques et mécaniques. Celles-ci peuvent dépendre de la procédure de malaxage utilisée pour la fabrication des mélanges de RPC. Ce projet de recherche avait pour objectif principal l'étude de l'influence du processus de malaxage au laboratoire, évaluée en terme d'énergie spécifique de malaxage (ESM), sur la performance des propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC. De manière plus spécifique, le projet visait d'abord le développement d'une méthode de détermination de l'énergie spécifique de malaxage des mélanges de RPC. Il fallait ensuite étudier l'influence des différents paramètres de malaxage (durée, vitesse, masse de charge et type de malaxeur) sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC. Un lien entre ces paramètres de malaxage et l'ESM devrait également être mis en place. Finalement, l'effet de la variation de l'ESM sur les propriétés rhéologiques du RPC au laboratoire devrait être comparé de manière préliminaire à celui de l'énergie spécifique dissipée au cours du transport du RPC en pipelines sur terrain. Dans ce qui suit, les conclusions et recommandations qui découlent de cette étude sont présentés.

6.1 Conclusions

Une méthode d'évaluation de l'énergie spécifique de malaxage au laboratoire a été développée. Pour ce faire, une centrale de mesure d'énergie permettant d'enregistrer en temps réel la puissance instantanée consommée au cours du malaxage a été montée sur deux types de malaxeurs couramment utilisés au laboratoire de l'URSTM - IRME (Malaxeurs Hobart SP300AT et KitchenAid de marque Professionnel plus 5). Les mélanges de RPC ont été ensuite préparés avec les résidus des mines LaRonde et Westood en ajoutant un même taux de liant de 4,5 %. Le liant utilisé était celui couramment rencontré dans ces mines, à savoir le mélange du ciment GU et de laitier de haut fourneau ou slag dans une proportion de 20 % et 80 % respectivement. L'eau de mélange utilisée était celle du robinet. Les essais d'affaissement aux cônes d'Abrams et /ou au petit

cône ont été réalisés à différents pourcentages solides afin de ressortir des pourcentages solides donnant l'affaissement au cône standard d'Abrams visé de 7 pouces (17,78 cm). Cela a conduit à retenir respectivement des pourcentages solides de 75 % et 70 % pour la fabrication des mélanges de RPC avec les résidus LaRonde et Westwood. Au cours de la préparation de ces mélanges, l'ESM a été déterminée en se basant sur les mesures de la puissance consommée à chaque intervalle de 10 secondes pour malaxer une masse unitaire de RPC. Les résultats ont montré que l'ESM variait en fonction de la durée et vitesse de malaxage et de la masse de charge malaxée (ou masse de charge du malaxeur) pour une recette de RPC donnée. L'influence des paramètres de malaxage, ainsi que de l'ESM sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC a été ensuite étudié. Les courbes d'écoulement et de viscosité obtenues (en mode de cisaillement descendant) ont été ajustées respectivement à l'aide des modèles de Herschel-Buckley et de Cross. Pour déterminer les propriétés mécaniques, la résistance à la compression simple des éprouvettes de RPC curées à 7, 28 et 90 jours a été déterminée. L'analyse des résultats obtenus a permis de tirer les conclusions ci-dessous.

Durée de malaxage : Une diminution du seuil de cisaillement et de l'indice d'écoulement des mélanges de RPC avec l'augmentation de la durée de malaxage a été observée. Pour les résidus LaRonde et Westwood étudiés, cette diminution est évaluée respectivement à 29 % et à 13 % lorsque la durée de malaxage passe de 5 à 30 minutes. Pour des valeurs de durée de malaxage inférieures à 15 minutes, on note toutefois un comportement rhéoépaississant associé au RPC avec les résidus LaRonde. La viscosité à l'infini (ou à des taux de cisaillement suffisamment élevés) constitue un autre paramètre rhéologique qui diminue fortement avec l'augmentation de la durée de malaxage. L'amélioration de la consistance du RPC, mesurée par l'affaissement au cône standard, a été également mise en évidence. En effet, l'augmentation de la valeur du slump en fonction de la durée de malaxage pour les résidus LaRonde et Westwood a été observée, ce qui corrobore les résultats obtenus sur les autres propriétés rhéologiques. Une augmentation de l'UCS à 7, 28 et 90 jours de cure avec la durée de malaxage a été également observée. Pour les résidus LaRonde, les résultats ont montré un gain de résistance significatif à différents temps de cure, estimé à 12 %, 18 % et 14 % respectivement à 7, 28 et 90 jours de cure, lorsque la durée de malaxage variait de 5 à 30 minutes. Dans le cas du RPC à base des résidus Westwood, ce gain de résistance est estimé à 6 %, 9 % et 9% respectivement à 7, 28 et 90 jours de cure pour une augmentation de la durée de malaxage de 5 à 30 minutes.

Vitesse de malaxage : Une diminution relativement faible du seuil de cisaillement et de la viscosité à l'infini avec l'augmentation de la vitesse de malaxage a été observée. En effet, le seuil de cisaillement passe de 120, 111 à 105 Pa lorsque la vitesse de malaxage varie de 91, 166 à 282 rpm dans le cas de résidus LaRonde. Ces valeurs sont de 103, 94 et 90 Pa respectivement pour les vitesses de 91, 166 et 282 rpm dans le cas de résidus Westwood. Contrairement au seuil de cisaillement, les valeurs de viscosité à l'infini sont plus importantes dans le cas de résidus Westwood (1,6; 1,3 et 1,2 Pa.s respectivement pour les vitesses de malaxage de 91, 166 et 282 rpm) lorsqu'elles sont comparées à celles de résidus LaRonde (1,3; 1,0 et 0,9 Pa.s respectivement pour les vitesses de malaxage de 91, 166 et 282 rpm). Une faible augmentation de l'affaissement au cône en fonction de l'augmentation de la vitesse de malaxage a été également observée (pour les vitesses de malaxage utilisées). Les résultats des essais mécaniques ont montré que l'UCS du RPC à différents temps de cure augmente avec la vitesse de malaxage pour les deux types de résidus considérés. Un gain de résistance relativement important a été obtenu lorsque la vitesse de malaxage passait de 91 à 166 rpm (2,6 et 12,6% respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood), comparativement à l'augmentation notée lorsque la vitesse de malaxage 166 à 282 rpm (en moyenne 1,5% et 0,7% respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood). L'effet de l'augmentation de la vitesse de malaxage semble être plus important lorsque le malaxeur est réglé à la vitesse de 166 rpm. Pour une vitesse de 282 rpm, l'agitation mécanique est plus importante et la structure de la matrice RPC commence éventuellement à être affectée. Cela ralentit le développement de l'UCS.

Masse de charge du malaxeur : L'étude de ce paramètre a permis de mettre en évidence une masse critique à partir de laquelle le seuil de cisaillement du RPC préparé dans le malaxeur Hobart commence à s'améliorer. Les résultats ont montré que lorsque le malaxeur tourne à 166 rpm, le seuil de cisaillement a tendance à diminuer dans la zone de masse de charge supérieures à 9,5 kg pour les deux types de résidus étudiés. Dans la zone des masses de charge inférieures à 9,5 kg, la variation du seuil de cisaillement est plutôt faible. Il a été observé d'une manière générale que l'indice d'écoulement et la viscosité à l'infini des mélanges de RPC préparés avec les résidus LaRonde et Westwood diminuaient avec l'augmentation de la masse de charge du malaxeur. Des résultats similaires montrant une amélioration de la valeur du slump avec l'augmentation de la masse de charge à partir d'une valeur de 9,5 kg ont été observés. Concernant la résistance

mécanique, les résultats ont montré que l'UCS du RPC augmentait avec la masse de charge du malaxeur, à partir d'une valeur minimale de 9,5 kg.

Type de malaxeur : Les propriétés des mélanges de RPC à base des résidus LaRonde préparés dans les malaxeur Hobart et Kitchenaid ont été comparées, même si leur fonctionnement à de mêmes vitesses de rotation était impossible. Il ressort de cette comparaison que les valeurs du seuil de cisaillement des mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart sont plus faibles (118,3 et 83,5 Pa respectivement à 166 et 282 rpm) par rapport à celles des mélanges préparés dans le malaxeur KitchenAid (134,1 et 94,3 Pa respectivement à 300 et 600 rpm), et cela même lorsque le malaxeur Hobart tourne à des vitesses plutôt inférieures. Les valeurs de l'UCS à 28 jours de cure de ces mélanges de RPC ont été également comparées. Les résultats indiquent que les mélanges de RPC préparés dans le malaxeur Hobart développent des bonnes résistances (1403 à 1538 kPa lorsque la vitesse de rotation change de 166 à 282 rpm) comparativement à ceux préparés dans le malaxeur KitchenAid (1354 à 1496 kPa respectivement à 300 et 600 rpm).

Énergie spécifique de malaxage : Après avoir développé une méthode d'évaluation expérimentale de l'ESM des mélanges de RPC, une relation empirique et semi-analytique permettant de prédire avec une précision acceptable l'ESM en fonction des paramètres de malaxage a été alors établie pour les deux types de résidus étudiés (erreur relative 2,1 % et 5,8 % respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood). Les résultats montrent que l'ESM a tendance à augmenter en fonction de la durée de malaxage, de la vitesse de malaxage et de la masse de charge du malaxeur. De ce fait, elle permet de comparer les propriétés rhéologiques et mécaniques des mélanges de RPC présentant des formulations similaires, mais préparés dans des conditions de malaxage différentes. L'effet de cette ESM a été étudié sur les propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC. Les résultats indiquent que le seuil de cisaillement et la viscosité à l'infini du RPC diminuent sensiblement et que le slump augmente lorsque l'ESM augmente pour les deux types de résidus étudiés. Une tendance à l'amélioration de l'UCS du RPC à différents temps de cure avec l'augmentation de l'ESM a été également observée.

En considérant que les effet de l'ESM du RPC au laboratoire et de l'énergie spécifique due à la dissipation visqueuse au cours du transport du RPC en pipeline sur les propriétés rhéologiques sont similaires, les résultats sur l'influence de l'ESM sur les propriétés rhéologiques du RPC obtenus au laboratoire ont pu être utilisés pour estimer la variation du slump, du seuil de cisaillement et de

la viscosité à l'infini du RPC à la déposition (au bout du tuyau) en fonction des pertes de charge au cours du transport du RPC en pipeline. Les valeurs des slump et seuil de cisaillement ainsi prédites se comparaient bien avec les valeurs mesurées sur terrain au niveau de deux mines différentes (données trouvées dans la littérature). Cet exercice était néanmoins préliminaire du fait des différences entre mélanges étudiés au laboratoire et sur le terrain.

Une des retombées pratiques de cette étude réside dans le fait qu'elle a permis d'établir la procédure de malaxage au laboratoire conduisant à la préparation des mélanges de RPC dont les propriétés rhéologiques et mécaniques sont représentatives de celles de RPC déposé sous terre dans les chantiers à remblayer.

6.2 Recommandations et perspectives

Ce projet de maîtrise a permis de mieux comprendre l'effet des paramètres de malaxage au laboratoire sur les propriétés rhéologiques et mécaniques de remblais en pâte cimentées. Suite aux essais et aux résultats obtenus, quelques recommandations peuvent être données. Celles-ci permettront de parfaire ce travail afin d'approfondir la compréhension du lien à faire entre l'impact du malaxage de RPC au laboratoire et celui du malaxage sur le terrain suivi du cisaillement du RPC durant le transport dans les pipelines. Ainsi, nous suggérons les recommandations suivantes:

- Au niveau des laboratoires, il faudrait intégrer la pratique de mesure de l'énergie spécifique de malaxage au cours de la préparation des recettes de RPC afin d'obtenir des mélanges dont les propriétés rhéologiques et mécaniques sont comparables (études inter-laboratoires par exemple). Cela supposera de déterminer les paramètres de malaxage (durée de malaxage, vitesse de malaxage, masse de charge du malaxeur) de sorte à obtenir une valeur optimale de l'ESM.
- Dans cette étude l'ESM maximale est de 6 et 3,8 Wh/kg respectivement pour les résidus LaRonde et Westwood. Cela peut limiter la distance de transport jusqu'à laquelle il est possible de prédire la variation des propriétés rhéologiques et mécaniques du RPC (3,5 km lorsque les pertes de charges linéaires dans la conduite sont égales ou supérieures à 12 kPa/m pour les résidus Westwood; entre 2,3 et 7 km lorsque les pertes de charge linéaires sont comprises entre 4 et 12 kPa/m pour les résidus LaRonde). Une étude de l'impact de l'ESM pour des valeurs supérieures à 6 Wh/kg permettrait de compléter ce travail.

- Plusieurs aspects de recherche associés au processus de malaxage des mélanges de RPC n'ont pas été abordés dans le cadre de ce projet. L'étude des paramètres de malaxage devrait être étendue à plusieurs types de résidus, de liants et de malaxeurs afin de pouvoir généraliser les résultats. Une attention particulière devrait être accordée à la masse de charge du malaxeur pour différents types de résidus afin de faciliter la comparaison des propriétés du RPC fabriqué avec ces résidus.
- Les résultats obtenus au laboratoire ne peuvent pas s'appliquer de manière brute à l'usine de fabrication du RPC compte tenu de la différence des types de malaxeurs. Une étude visant à trouver une corrélation entre les paramètres de malaxage associés aux malaxeurs de laboratoire et ceux associés aux malaxeurs industriels serait indispensable.
- Il serait intéressant d'étendre la campagne des mesures de propriétés rhéologiques sur le terrain dans les mines souterraines (à l'usine et à la déposition) afin d'améliorer la comparaison entre les résultats de laboratoire et ceux de terrain.
- Il serait aussi opportun d'envisager une étude d'évaluation des pertes de charge dans la tuyauterie (pipeline) en fonction de la variation des propriétés rhéologiques à l'aide des simulations numériques, en considérant l'effet couplé de la température et du cisaillement sur les propriétés rhéologiques. Les résultats pourraient être validés à l'aide de résultats obtenus par des essais d'écoulement en boucle (loop tests). L'impact du malaxage au laboratoire ou du cisaillement du RPC in situ sur les propriétés hydromécaniques du RPC telles que la consolidation, le drainage, etc. devraient aussi être pris en considération dans les études futures car ces propriétés affectent la résistance du RPC.

Il serait également intéressant d'évaluer l'amélioration des propriétés rhéologiques et mécaniques (diminution des propriétés rhéologiques et augmentation de l'UCS) induite par l'augmentation de l'ESM du RPC en terme d'économie en liant et de gain monétaire. L'influence du pourcentage de liant serait également un paramètre à prendre en compte dans les études ultérieures

BIBLIOGRAPHIE

- Amaratunga, L., and Yaschyshyn, D. 1997. Development of a high modulus paste fill using fine gold mill tailings. *Geotechnical and Geological Engineering* 15(3): 205-219.
- Angus, D., and Woodward, C. 2009. Multiple objective ant colony optimisation. *Swarm intelligence* 3(1): 69-85.
- Barnes, H.A., Hutton, J.F., and Walters, K. 1989. *An introduction to rheology*. Elsevier.
- Belem, T. 2009. Développement d'une méthode intégrée d'analyse de stabilité des chantiers miniers remblayés. Rapport des travaux de recherche à l'institut de recherche Robert-Sauvé en santé et en Sécurité du travail (IRSST, R-622).
- Belem, T., and Benzaazoua, M. 2004. An overview on the use of paste backfill technology as a ground support method in cut-and-fill mines. *In Proceedings of the 5th Int. Symp. on Ground support in Mining and Underground Construction*. Villaescusa & Potvin (eds.). pp. 28-30.
- Belem, T., and Benzaazoua, M. 2007. Design and Application of Underground Mine Paste Backfill Technology. *Geotechnical and Geological Engineering* 26(2): 147-174. doi: 10.1007/s10706-007-9154-3.
- Belem, T., and Benzaazoua, M. 2008a. Design and application of underground mine paste backfill technology. *Geotechnical and Geological Engineering* 26(2): 147-174.
- Belem, T., and Benzaazoua, M. 2008b. Predictive models for prefeasibility cemented paste backfill mix design. *In The 3rd international conference on post-mining*. Citeseer. pp. 6-8.
- Belem, T., and Benzaazoua, M. 2008a. Design and application of underground mine paste backfill technology. *Geotechnical and Geological Engineering* 26(2): 147-174.
- Belem, T., Benzaazoua, M., and Bussière, B. 2000. Mechanical behaviour of cemented paste backfill. *Proceedings of 53th*.
- Belem, T., Benzaazoua, M., and Bussière, B. 2003. Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie I: De sa fabrication à sa mise en place sous terre. *In Symp. int. Apres-mines, GISOS, Gisos ed., Nancy, France*. pp. 5-7.
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., and Dagenais, A. 2002. Effects of settlement and drainage on strength development within mine paste backfill. *In Tailings and Mine Waste*. pp. 139-148.
- Belem, T., Benzaazoua, M., El Aatar, O., Yilmaz, E., Belem, T., Benzaazoua, M., El Aatar, O., and Yilmaz, E. 2013. Effect of drainage and the pore water pressure dissipation on the backfilling sequencing. *In 23rd World mining congress, August*. pp. 1-10.

- Belem, T., Bussière, B., and Benzaazoua, M. 2001. The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. *In Proc. of Tailings and Mine Waste*. pp. 365-374.
- Belem, T., Fall, M., Aubertin, M., and Li, L. 2005. Développement d'une méthode intégrée d'analyse de stabilité des chantiers miniers remblayés. Preliminary report, IRSST project.
- Bell, F.G., and Donnelly, L.J. 2006. *Mining and its Impact on the Environment*. CRC Press.
- Benzaazoua, M. 2000. Investigation de la stabilité chimique et son impact sur la qualité des remblais miniers cimentés. Rapport des travaux de recherche à l'institut de recherche Robert-Sauvé en santé et en Sécurité du travail (IRSST)[Montréal].
- Benzaazoua, M., Belem, T., and Bussiere, B. 2002a. Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill. *Cement and Concrete Research* 32(7): 1133-1144.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Bussière, B., and Ouellet, S. 2002b. Évolution des propriétés des remblais en pâte: principaux paramètres d'influence. *In Colloque contrôle de terrain, AMQ*.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Ouellet, S., and Fall, M. 2003. Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie II: comportement a court, a moyen et a long terme. *Proceedings of Apres-mines*.
- Benzaazoua, M., Bois, D., Belem, T., Gauthier, P., Ouellet, S., Fall, M., and St-Onge, J.-F. 2005. Remblais souterrains, évolution des connaissances et de la pratique. *In 20th Colloque Contrôle de terrains*.
- Benzaazoua, M., Fall, M., and Belem, T. 2004. A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Minerals engineering* 17(2): 141-152.
- Björn, A., de La Monja, P.S., Karlsson, A., Ejlertsson, J., and Svensson, B.H. 2012. Rheological characterization. *In Biogas*. InTech.
- Blowes, D.W., Jambor, J.L., and Alpers, C.N. 1994. *The environmental geochemistry of sulfide mine-wastes*. Mineralogical Association of Canada.
- Bouzaïene, R. 1995. *On the flow mechanics of Mine Backfill Slurries in pipelines*. McGill University Libraries (Thèse de doctorat), Ottawa, Canada.
- Bussiere, B. 2007. Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal* 44(9): 1019-1052.
- Calvez, a.-l. 2007. *Evaluation technique et économique de la faisabilité d'une exploitation souterraine de granulats*.
- Cayouette, J. 2003. Optimization of the paste backfill plant at Louvicourt mine. *CIM bulletin* 96(1075): 51-57.

- Cazacliu, B., and Dauvergne, M. 2002. Malaxage de bétons autoplaçants. Influence du temps de malaxage et du type de malaxeur. Rapport de contrat pour le projet national BAP, Laboratoire Centrale des Ponts et Chaussées.
- Cazacliu, B., and Roquet, N. 2009. Concrete mixing kinetics by means of power measurement. *Cement and Concrete Research* 39(3): 182-194.
- Cazacliu, B., Roquet, N., Mokkédem, S., and Lanos, C. 2013. Inline measurement of concrete rheology: kinematics in a planetary mixer. *In* SCC 2013.
- Chhabra, R.P., and Richardson, J.F. 2011. Non-Newtonian flow and applied rheology: engineering applications. Butterworth-Heinemann.
- Chopin, D. 2002. Malaxage des bétons à hautes performances et des bétons auto-plaçants: Optimisation du temps de fabrication. Nantes.
- Chopin, D. 2003. Malaxage des bétons à hautes performances et des bétons auto-plaçants : optimisation du temps de fabrication. These de doctorat(Ecole Nationale des Ponts et Chaussées).
- Chopin, D., Cazacliu, B., De Larrard, F., and Schell, R.d. 2007. Monitoring of concrete homogenisation with the power consumption curve. *Materials and Structures* 40(9): 897-907.
- Clayton, S., Grice, T., and Boger, D. 2003. Analysis of the slump test for on-site yield stress measurement of mineral suspensions. *International journal of mineral processing* 70(1): 3-21.
- Collet, R. 2010. Critères de malaxabilité des mélanges granulaires humides. Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Toulouse, Toulouse, France.
- Coussy, S. 2011. Stabilisation de rejets miniers pollués à l'arsenic à l'aide de sous-produits cimentaires: Étude de l'influence de la cristallochimie sur le risque de mobilisation des polluants. Thèse de doctorat de l'INSA de Lyon, Lyon, France.
- Creber, K.J., McGuinness, M., Kermani, M.F., and Hassani, F.P. 2017. Investigation into changes in pastefill properties during pipeline transport. *International Journal of Mineral Processing* 163: 35-44.
- Crépault, É. 2012. Rhéologie des bétons frais à base de ciment d'aluminates de calcium. Mémoire de maîtrise de l'Université Laval, Québec, Canada.
- Darby, R. 1984. Determination and Utilization of Rheological Properties for Prediction of Flow Behavior of Pseudohomogeneous Slurries. Proc, 9th ITCOST, STA, Lake Tahoe, Nevada.
- De Souza, E., Archibald, J., and Dirige, A. 2003. Economics and perspectives of underground backfill practices in Canadian mining. *In* 105th Annual General Meeting of the Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum. Montreal.

- Deng, X., Zhang, J., Klein, B., and Zhou, N. 2017. Experimental characterization of the influence of solid components on the rheological and mechanical properties of cemented paste backfill. *International Journal of Mineral Processing* 168: 116-125.
- Emad, M.Z., Vennes, I., Mitri, H., and Kelly, C. 2014. Backfill Practices for Sublevel Stopping System. *In Mine Planning and Equipment Selection*. Springer. pp. 391-402.
- Ercikdi, B., Baki, H., and İzki, M. 2013. Effect of desliming of sulphide-rich mill tailings on the long-term strength of cemented paste backfill. *Journal of environmental management* 115: 5-13.
- Ercikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., and Alp, İ. 2010. Utilization of water-reducing admixtures in cemented paste backfill of sulphide-rich mill tailings. *Journal of hazardous materials* 179(1): 940-946.
- Ercikdi, B., Kesimal, A., Cihangir, F., Deveci, H., and Alp, İ. 2009. Cemented paste backfill of sulphide-rich tailings: importance of binder type and dosage. *Cement and Concrete Composites* 31(4): 268-274.
- Fall, M., and Benzaazoua, M. 2005. Modeling the effect of sulphate on strength development of paste backfill and binder mixture optimization. *Cement and Concrete Research* 35(2): 301-314.
- Fall, M., Benzaazoua, M., and Ouellet, S. 2005. Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill. *Minerals Engineering* 18(1): 41-44.
- Fall, M., Célestin, J., Pokharel, M., and Touré, M. 2010. A contribution to understanding the effects of curing temperature on the mechanical properties of mine cemented tailings backfill. *Engineering Geology* 114(3): 397-413.
- Garcia, E.J., and Steffe, J.F. 1986. comparison of friction factor equations for non-newtonian fluids in pipe flow. *journal of food process engineering* 9(2): 93-120.
- Gray, N. 1997. Environmental impact and remediation of acid mine drainage: a management problem. *Environmental Geology* 30(1-2): 62-71.
- Haiqiang, J., Fall, M., and Cui, L. 2016. Yield stress of cemented paste backfill in sub-zero environments: experimental results. *Minerals Engineering* 92: 141-150.
- Hallbom, D.J. 2008. Pipe flow of homogeneous slurry. University of British Columbia.
- Harvey, A. 2004. Étude comparative des contraintes triaxiales dans le remblai en pâte selon la portée des chantiers. Mémoire de maîtrise de l'école polytechnique de montréal, Montréal, Canada.
- Hashem, M. 2012. Study on the Homogenization Speed in a Tank Equipped with Maxblend Impeller. École Polytechnique de Montréal.

- Hassani, F., and Archibald, J. 1998. Mine backfill. CIM, CD-ROM.
- Hester, R.E., and Harrison, R.M. 1994. Mining and its environmental impact. Royal Society of Chemistry.
- Holland, F.A., and Chapman, F.S. 1966. Liquid mixing and processing in stirred tanks. Reinhold Pub. Corp.
- Holtz, R.D., and Kovacs, W.D. 1981. An introduction to geotechnical engineering.
- Hudson-Edwards, K.A., Jamieson, H.E., and Lottermoser, B.G. 2011. Mine wastes: past, present, future. *Elements* 7(6): 375-380.
- Irgens, F. 2016. Rheology and non-Newtonian fluids. Springer.
- Jacobsen, S., Mork, J.H., Lee, S.F., and Haugan, L. 2008. Pumping of concrete and Mortar-State of the art.
- Jozefowicz, N. 2013. Optimisation combinatoire multi-objectif: des méthodes aux problèmes, de la Terre à (presque) la Lune. Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse).
- Kalonji, K. 2016a. Étude des propriétés rhéologiques et du transport du remblai cimenté en pâte en conditions nordiques. Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue.
- Kalonji, K. 2016b. Étude des propriétés rhéologiques et du transport du remblai cimenté en pâte en conditions nordiques. Mémoire de maîtrise(Mémoire de maîtrise de l'Ecole Polytechnique De Montréal).
- Kalonji K., M.M., Belem T., Benzaazoua M., Beya F.K., Ouellet S. 2016. Calage d'un modèle numérique de prédiction de l'évolution de la température pendant le transport du remblai en pâte cimenté. 69e Conférence Canadienne de Géotechnique : GéoVancouver 2016, 2 au 5 octobre 2016, Vancouver, Colombie Britannique, Canada.
- Kaplan, D. 2001. Pompage des bétons.
- Kesimal, A., Ercikdi, B., and Yilmaz, E. 2003. The effect of desliming by sedimentation on paste backfill performance. *Minerals Engineering* 16(10): 1009-1011.
- Kesimal, A., Yilmaz, E., Ercikdi, B., Alp, I., and Deveci, H. 2005. Effect of properties of tailings and binder on the short-and long-term strength and stability of cemented paste backfill. *Materials Letters* 59(28): 3703-3709.
- Kırca, Ö., Turanlı, L., and Erdoğan, T.Y. 2002. Effects of retempering on consistency and compressive strength of concrete subjected to prolonged mixing. *Cement and Concrete Research* 32(3): 441-445.
- Landriault D. A., R., V., W., C., and D., W. 1997. Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications. Short course notes, Canadian Institute of Mining and Metallurgy Technical workshop–april 27(Vancouver, British Columbia, Canada): 120 p.

- Lapointe, U. 2012. Enjeux environnementaux associés aux mines aurifères: le Nord du Québec et du Canada.
- Le, H.D. 2014. Etude de l'effet de la couche limite sur les profils de vitesses du béton pompé. Cergy-Pontoise.
- Lê, N.-D. 2007. Regulation of concrete production. Engineering Sciences(Thèse de docteur de l'école nationale des ponts et chaussées, spécialité: Structures et matériaux).
- Metzner, A., and Otto, R. 1957. Agitation of non-Newtonian fluids. *AIChE Journal* 3(1): 3-10.
- Mitchell, R.J., Olsen, R.S., and Smith, J.D. 1982. Model studies on cemented tailings used in mine backfill. *Canadian Geotechnical Journal* 19(1): 14-28.
- Mkpuma, R., Okeke, O., and Abraham, E. 2015. Environmental problems of surface and underground mining: a review. *Int J Eng Sci (IJES)* 4(12): 12-20.
- Mogk, D.W. 1997. Mineral classification—What's in a name. *Teaching Mineralogy. Mineralogical Society of America Monograph* 3: 37-46.
- Moody, L.F. 1944. Friction factors for pipe flow. *Trans. Asme* 66: 671-684.
- Mudd, G., and Boger, D. 2013. The ever growing case for paste and thickened tailings—towards more sustainable mine waste management. *Aust Inst Min Metall Bull* 2: 56-59.
- Orban, J., Parcevaux, P., and Guillot, D. 1986. Specific mixing energy: a key factor for cement slurry quality. *In SPE Annual Technical Conference and Exhibition. Society of Petroleum Engineers.*
- Ouattara, D. 2011. Étude des propriétés rhéologiques de résidus miniers densifiés. Mémoire de maîtrise(Ecole Polytechnique De Montréal).
- Ouattara, D. 2017. Étude expérimentale des propriétés rhéologiques et mécaniques des remblais miniers en pâte cimentés incorporant des superplastifiants. Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue.
- Ouattara, d., Belem, t., Mbonimpa, m., and Yahia, a. 2017a. Effect of superplasticizers on the consistency and unconfined compressive strength of cemented paste backfills. *Mise en garde*: 167.
- Ouattara, D., Mbonimpa, M., and Belem, T. 2010. Rheological Properties of Thickened Tailings and Cemented Paste Tailings and the Effect of Mixture Characteristics on Shearing Behaviour. *In Proceedings of 63rd Canadian Geotechnical Conference and 1st Joint CGS/CNC-IPA Permafrost Specialty Conference.* pp. 12-16.
- Ouattara, D., Yahia, A., Mbonimpa, M., and Belem, T. 2017b. Effects of superplasticizer on rheological properties of cemented paste backfills. *International Journal of Mineral Processing* 161: 28-40.

- Ouellet, S., Bussière, B., Aubertin, M., and Benzaazoua, M. 2007. Microstructural evolution of cemented paste backfill: Mercury intrusion porosimetry test results. *Cement and Concrete Research* 37(12): 1654-1665.
- Ovarlez, G. 2011. Caractérisation rhéologique des fluides à seuil. *Rhéologie Google Scholar*.
- Pan, J. 2015. Effet de la température et de l'agitation sur les propriétés rhéologiques des bétons fluides à rhéologie adaptée. Thèse de doctorat de l'Université d'Artois.
- Paterson, A. J. C., Williamson, J. R. G., and Salas, U. O., 2004, Hydraulic transport considerations for high density thickened copper tailings at Southern Peru Copper Corporation: Hydrotransport 16th International Conference, v. 1, p. 13-24.
- Parbhakar-Fox, A., and Lottermoser, B.G. 2015. A critical review of acid rock drainage prediction methods and practices. *Minerals Engineering* 82: 107-124.
- Pashias, N., Boger, D., Summers, J., and Glenister, D. 1996. A fifty cent rheometer for yield stress measurement. *Journal of Rheology* 40(6): 1179-1189.
- Perkins, E., Nesbitt, H., Gunter, W., St-Arnaud, L., and Mycroft, J. 1995. Critical review of geochemical processes and geochemical models adaptable for prediction of acidic drainage from waste rock. *Mine Environment Neutral Drainage (MEND) Report* 1(1).
- Peyronnard, O., and Benzaazoua, M. 2012. Alternative by-product based binders for cemented mine backfill: Recipes optimisation using Taguchi method. *Minerals Engineering* 29: 28-38.
- Rahman, M., Rashid, M., Hossain, M., Adrita, F., and Hossain, T. 2006. Mixing time effects on properties of self compacting concrete. *Journal of Engineering and Applied Sciences* 6.
- Rahman, M., Rashid, M., Hossain, M., Adrita, F., and Hossain, T. 2011. Mixing time effects on properties of self compacting concrete. *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences* 6: 108-114.
- Ratisbonne-Zafimahova, K.A. 2013. Formulation d'un adjuvant phytosanitaire sous forme d'émulsion et optimisation de la pulvérisation. Thèse de doctorat de l'université technologique Compiègne.
- Revell, M. 2000. Cannington backfill taking the pig out of paste. *In Paste Technology Seminar*. pp. 1-12.
- Rigal, C. 2012. Comportement de fluides complexes sous écoulement: Approche expérimentale par résonance magnétique nucléaire et techniques optiques et simulations numériques. Thèse de doctorat de l'Université de Lorraine.
- Roussel, N., Ovarlez, G., Garrault, S., and Brumaud, C. 2012. The origins of thixotropy of fresh cement pastes. *Cement and Concrete Research* 42(1): 148-157.

- Roustan, M., Pharamond, J.-C., and Line, A. 1999. *Agitation. Melange: Concepts Theoriques Base*. Ed. Techniques Ingénieur.
- Rupnow, T.D. 2007. *Evaluation of laboratory and field techniques to improve portland cement concrete performance*. Iowa State University (thèse de doctorat).
- Rupnow, T.D., Schaefer, V.R., Wang, K., and Hermanson, B.L. 2007. *Improving portland cement concrete mix consistency and production rate through two-stage mixing*.
- Sheshpari, M. 2015a. *A Review on Types of Binder and Hydration in Cemented Paste Backfill (CPB)*. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering* 13: 5949-5963.
- Sheshpari, M. 2015b. *A review on types of binder and hydration in cemented paste backfill (CPB)*. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering* 20(13): 5949-5963.
- Sivakugan, N., Veenstra, R., and Naguleswaran, N. 2015. *Underground mine backfilling in Australia using paste fills and hydraulic fills*. *International Journal of Geosynthetics and Ground Engineering* 1(2): 18.
- Steffen, R., and Kirsten. 1889. *Draft Acid Rock Drainage Technical Guide*. Gormely Process Engineering 1.
- Swamee, P.K., and Aggarwal, N. 2011a. *Explicit equations for laminar flow of Bingham plastic fluids*. *Journal of Petroleum Science and Engineering* 76(3-4): 178-184.
- Swamee, P.K., and Aggarwal, N. 2011b. *Explicit equations for laminar flow of herschel–bulkeley fluids*. *The Canadian Journal of Chemical Engineering* 89(6): 1426-1433.
- Tariq, A., and Yanful, E.K. 2013. *A review of binders used in cemented paste tailings for underground and surface disposal practices*. *Journal of environmental management* 131: 138-149.
- Thomas, E.G. 1979. *Fill technology in underground metalliferous mines*. University of British Columbia, Department of Mineral Engineering.
- Trejo, D., and Prasittisopin, L. 2016. *Effects of mixing variables on early-age characteristics of portland cement systems*. *Journal of Materials in Civil Engineering* 28(10): 04016094.
- Valiantzas, J.D. 2008. *Explicit power formula for the Darcy–Weisbach pipe flow equation: application in optimal pipeline design*. *Journal of irrigation and drainage engineering* 134(4): 454-461.
- Vandanjon, p.-o., de larrard, f., Dehousse, b., Villain, g., Maillot, r., and Laplante, p. 2000. *Homogenisation des betons en centrale de fabrication discontinue. Influence du temps de malaxage et du mode d'introduction des additions minerales*. *Bulletin-laboratoires des ponts et chaussees*: 35-46.

- Verkerk, C., and Marcus, R. 1988. The pumping characteristics and rheology of paste fills. *Backfill in South African Mines* 1988: 221-233.
- Wallevik, O.H., and Wallevik, J.E. 2011. Rheology as a tool in concrete science: The use of rheographs and workability boxes. *Cement and Concrete Research* 41(12): 1279-1288.
- Westerholm, M., Lagerblad, B., Silfwerbrand, J., and Forssberg, E. 2008. Influence of fine aggregate characteristics on the rheological properties of mortars. *Cement and Concrete Composites* 30(4): 274-282.
- Williams, D.A., Saak, A.W., and Jennings, H.M. 1999. The influence of mixing on the rheology of fresh cement paste. *Cement and Concrete Research* 29(9): 1491-1496.
- Wilson, K.C., Addie, G.R., Sellgren, A., and Clift, R. 2006. *Slurry transport using centrifugal pumps*. Third edition. New York, USA: Springer, 440 p.
- Wu, D., Fall, M., and Cai, S. 2013. Coupling temperature, cement hydration and rheological behaviour of fresh cemented paste backfill. *Minerals Engineering* 42: 76-87.
- Wu, D., Yang, B., and Liu, Y. 2015. Transportability and pressure drop of fresh cemented coal gangue-fly ash backfill (CGFB) slurry in pipe loop. *Powder Technology* 284: 218-224.
- Yang, M., and Jennings, H. 1995. Influences of mixing methods on the microstructure and rheological behavior of cement paste. *Advanced cement based materials* 2(2): 70-78.
- Yilmaz, E., Belem, T., and Benzaazoua, M. 2014. Effects of curing and stress conditions on hydromechanical, geotechnical and geochemical properties of cemented paste backfill. *Engineering Geology* 168: 23-37.
- Yilmaz, E., Belem, T., Bussière, B., and Benzaazoua, M. 2008. Consolidation characteristics of early age cemented paste backfill. *In Proceedings of the 61st Canadian Geotechnical Conference and the 9th Joint CGS/IAH-CNC Groundwater Conference*, Edmonton, Alberta, Canada. pp. 797-804.
- Yilmaz, E., Belem, T., Bussière, B., and Benzaazoua, M. 2011. Relationships between microstructural properties and compressive strength of consolidated and unconsolidated cemented paste backfills. *Cement and Concrete Composites* 33(6): 702-715.
- Yilmaz, E., Benzaazoua, M., Belem, T., and Bussière, B. 2009. Effect of curing under pressure on compressive strength development of cemented paste backfill. *Minerals Engineering* 22(9-10): 772-785. doi: 10.1016/j.mineng.2009.02.002.
- Zhang, L., Wang, H., Wang, J., Zhang, J., and Sun, H. 2017. Flow characteristics of paste slurry under low atmospheric pressure in high altitude areas. *In Proceedings of the 20th International Seminar on Paste and Thickened Tailings*. University of Science and Technology Beijing. pp. 74-86.

ANNEXE A - ERREURS STANDARDS TYPIQUES (ÉQUATION [3-11]) DES MODÈLES RHÉOLOGIQUES

Tableau A.1 : Essais visant à étudier l'influence de la vitesse de malaxage

		Vitesse de malaxage (rpm)	91	166	282
Résidus LaRonde	Modèles d'écoulement	Valeur de ES (‰)			
	Herschel-Bulkley	8,1	8,8	10,8	
	Bingham	13,8	12,4	11,2	
	Casson	40,7	40,8	39,9	
	Modèles de viscosité	Valeur de ES (‰)			
	Cross	1,6	0,7	0,7	
	Carreau	1,6	0,7	0,7	
	Sisko	5,6	5,2	4,7	
Résidus Westwood	Modèles d'écoulement	Valeur de ES (‰)			
	Herschel-Bulkley	6,5	5,6	7,8	
	Casson	21,2	13,5	18,9	
	Bingham	14,1	15,1	20,1	
	Modèles de viscosité	Valeur de ES (‰)			
	Cross	4,3	3,8	2,9	
	Carreau	10,5	7,8	10,9	
	Sisko	8,0	9,0	11,0	

Tableau A.2 : Essais visant à étudier l'influence de la durée de malaxage

		Durée de malaxage (min)	3	5	7	10	15	30
Résidus LaRonde	Modèles d'écoulement	Valeur de ES (‰)						
	Herschel-Bulkley		7,9	7,5	6,9	6,8	6,9	
	Bingham		14,3	9,3	7,6	7,3	7,3	
	Casson		41,0	36,9	36,3	33,7	34,4	
	Modèles de viscosité	Valeur de ES (‰)						
	Cross		0,6	1,5	1,9	1,7	1,8	
	Carreau		0,6	1,6	1,9	1,7	1,8	
	Sisko		5,4	4	3,7	3,0	3,1	
Résidus Westwood	Modèles d'écoulement	Valeur de ES (‰)						
	Herschel-Bulkley	0,5	0,7	2,4	2,1	5,4	9,0	
	Bingham	4,1	11,3	38,5	6,4	5,5	12,5	
	Casson	27,4	43,5	79,1	36,9	33,8	27,8	
	Modèles de viscosité	Valeur de ES (‰)						
	Cross	0,5	0,2	0,3	0,7	0,8	1,1	
	Carreau	0,5	0,2	0,3	0,7	0,8	1,1	
	Sisko	0,5	0,2	0,3	0,7	0,8	1,1	

Tableau A.3 : Essais visant à étudier l'influence de la masse de charge du malaxeur

		Masse de charge (kg)	4,7	6,3	9,5	12,6	
Résidus LaRonde	Modèles d'écoulement	Valeur de ES (‰)					
	Herschel-Bulkley	19,2	4,1	2,6	2,9		
	Bingham	19,5	11,5	9,6	7,6		
	Casson	29,9	32,5	34,5	31,5		
	Modèles de viscosité	Valeur de ES (‰)					
	Cross	1,7	0,2	0,3	0,2		
	Carreau	1,8	0,2	0,3	0,2		
	Sisko	2,1	3,5	3,2	2,5		
		Masse de charge (kg)	3,0	6,3	8,9	11,9	15,6
Résidus Westwood	Modèles d'écoulement	Valeur de ES (‰)					
	Herschel-Bulkley		12,6	4,2	3,9	3,5	
	Bingham		12,7	8,7	7,8	8,5	
	Casson		18,0	23,4	20,3	18,5	
	Modèles de viscosité	Valeur de ES (‰)					
	Cross	1,6	2,4	2,2	2,2	2,5	
	Carreau	1,6	2,4	2,2	2,2	2,5	
	Sisko	1,6	2,4	2,2	2,2	2,6	

Tableau A.4 : Essais visant à étudier l'influence du type de malaxeur (KitchenAid et Hobart)

		KitchenAid à 300 rpm	KitchenAid à 600 rpm	Hobart à 166 rpm	Hobart à 282 rpm
Résidus LaRonde	Modèles d'écoulement	Valeur de ES (‰)			
	Herschel-Bulkley	5,5	1,2	4,0	1,1
	Bingham	9,0	7,8	14,2	5,1
	Casson	32,3	32,5	38,1	23,6
	Modèles de viscosité	Valeur de ES (‰)			
	Cross	0,6	0,6	0,5	0,5
	Carreau	0,6	0,6	0,5	0,5
	Sisko	3,1	2,4	4,6	0,5