

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI TÉMISCAMINGUE

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DES PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES ET MÉCANIQUES DES  
REMBLAIS MINIERS EN PÂTE CIMENTÉS INCORPORANT DES SUPERPLASTIFIANTS

THÈSE

PRÉSENTÉE

COMME EXIGENCE PARTIELLE

DU DOCTORAT EN SCIENCES DE L'ENVIRONNEMENT

PAR

DRISSA OUATTARA

MAI 2017





# 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.

## REMERCIEMENTS

Je remercie tout d'abord mon directeur de thèse, le professeur Mamert Mbonimpa, pour sa bienveillante supervision des travaux de cette thèse, sa compréhension, son soutien et sa patience. Mes remerciements vont également à l'endroit de mes co-directeurs de thèse, les professeurs Tikou Belem et Ammar Yahia, pour leur implication académique à la réalisation de ce travail de recherche.

Je remercie le personnel administratif de l'institut de recherche en mine et en environnement (IRME) notamment Monsieur Denis Bois, madame Louise Labbé ainsi que tout le corps professoral. Je remercie les techniciens de l'unité de recherche et de service en technologie minérale (URSTM) pour leur contribution à ce travail à travers les diverses analyses de caractérisation indispensables pour tout projet de recherche de même que l'ensemble du personnel du groupe béton de la Faculté de génie civil de l'Université de Sherbrooke.

Toute ma gratitude à l'endroit des autres membres du jury d'évaluation dont le professeur Bruno Bussière, Président du jury et les professeurs Paul H. Simms et Patrice Rivard qui ont agi comme évaluateurs externes.

Je remercie tous mes camarades étudiants que j'ai pu côtoyer à l'UQAT et à l'Université de Sherbrooke durant toutes mes années d'études.

Je remercie mon épouse Aïda et nos enfants, Rahim et Réihane, pour leur patience et les sacrifices endurés pendant mes absences. Ce travail est aussi le vôtre. Je remercie ma famille au Burkina Faso qui m'a constamment soutenu dans ce projet de doctorat.



## AVANT-PROPOS

La présente thèse est rédigée selon le format de thèse par articles. Elle comporte trois principaux articles qui sont soumis à des revues avec comité de lecture. En tant que premier auteur des trois articles, j'ai réalisé les essais expérimentaux ayant permis la compilation des résultats bruts, avant de procéder à leur traitement et leur présentation comme résultats dans les différents articles. À ce titre, j'ai rédigé les premières versions des articles qui ont par la suite été corrigées et amendées par les co-auteurs selon l'ordre d'apparition de leur nom dans les manuscrits.

Les essais du premier article ont été réalisés en grande partie au laboratoire de béton et matériaux du département de génie civil de l'Université de Sherbrooke tandis que les résultats des articles 2 et 3 ont été obtenus au laboratoire de l'Institut de recherche en mines et en environnement (IRME) de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT).

Le premier article intitulé «Effects of superplasticizer on rheological properties of cemented paste backfills» a été accepté par la revue «International Journal of Mineral Processing» le 10 février 2017. Le deuxième article intitulé «Investigations of the performance of superplasticizers on rheological properties of highly viscous cemented paste backfill mixtures» a été soumis le 24 octobre 2016 à la revue «Applied Rheology» et est en cours de révision. Le troisième article dont le titre est «Effect of superplasticizers on the consistency and unconfined compressive strength of cemented paste backfills» a été soumis le 28 décembre 2016 à la revue «Construction and Building Materials» et est également en cours de révision.



## TABLE DES MATIÈRES

AVANT-PROPOS .....	V
LISTE DES FIGURES.....	XV
LISTE DES TABLEAUX.....	XXV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....	XXIX
LISTE DES LETTRES ET SYMBOLES GRECS .....	XXXV
RÉSUMÉ .....	XXXVII
CHAPITRE I	
INTRODUCTION .....	1
1.1 Généralités .....	1
1.2 Technologie de remblayage minier .....	4
1.3 Problématique de transport des RPC .....	7
1.5 Objectifs et hypothèses de l'étude .....	12
1.6 Structure de la thèse.....	14
1.7 Avancements et limites de l'étude.....	15
CHAPITRE II	
REVUE DE LITTÉRATURE SUR LE TRANSPORT DES REMBLAIS MINIERS EN PÂTE CIMENTÉS ET LES SUPERPLASTIFIANTS.....	17
2.1 Transport des remblais miniers en pâte cimentés .....	17
2.1.1 Paramètres de transport des suspensions minérales .....	18



2.1.2	Notions de rhéologie et principaux comportements rhéologiques des fluides .....	20
2.1.3	Rhéométrie expérimentale .....	25
2.1.4	Autres méthodes indirectes d'évaluation des paramètres rhéologiques du RPC .....	30
2.1.5	Méthode d'évaluation des paramètres de transport des remblais à partir des paramètres rhéologiques .....	33
2.2	Superplastifiants .....	40
2.2.1	Classification des SPs .....	41
2.2.2	Définitions sur le dosage de SP .....	46
2.2.3	Compatibilité liant et superplastifiants .....	51
2.3	État des lieux sur l'utilisation des SPs dans les remblais en pâte cimentés .....	60
2.4	Discussions sur l'utilisation des SPs dans les RPCs en pâte cimentés et besoin en recherche .....	73
CHAPITRE III		
EFFECTS OF SUPERPLASTICIZER ON RHEOLOGICAL PROPERTIES OF CEMENTED PASTE BACKFILLS .....		
	Abstract.....	78
	Résumé .....	79
3.1	Introduction .....	80
3.2	Experimental program and test methods .....	84
3.2.1	Material characteristics .....	84
3.2.2	Test methods .....	87
3.2.3	CPB mixture proportioning and mixing methods.....	91
3.2.4	Mixture proportions .....	92
3.3	Test results and analysis.....	93

3.3.1	Effect of the PC addition sequence .....	93
3.3.2	Superplasticizer saturation dosage .....	94
3.3.3	Rheological properties of CPB.....	99
3.3.4	Effect of solid content on rheological parameters of CPB.....	105
3.4	Discussions .....	107
3.4.1	PC dosages for CPB pipeline transport .....	108
3.4.2	Correlation between mini-cone slump and yield stress of CPB mixtures .....	110
3.4.3	Preliminary PC cost estimation .....	111
3.5	Concluding remarks.....	112
3.6	Acknowledgements.....	114
3.7	References.....	114

## CHAPITRE IV

	INVESTIGATIONS OF THE PERFORMANCE OF SUPERPLASTICIZERS ON RHEOLOGICAL PROPERTIES OF HIGHLY VISCOUS CEMENTED PASTE BACKFILL MIXTURES .....	121
	Préambule.....	122
	Abstract .....	123
	Résumé.....	124
4.1	Introduction.....	125
4.2	Experimental program .....	127
4.2.1	Materials.....	127
4.2.2	CPB mixtures proportioning .....	132
4.2.3	Testing method.....	134

4.3	Test results .....	140
4.3.1	Impact of solid content on rheological behavior of CPB without SP.....	140
4.3.2	Effect of HRWR dosages on CPB rheology and determination of minimum dosage.....	141
4.3.3	Effect of PC addition mode on rheological parameters.....	147
4.3.4	Influence of HRWR types on the rheological parameters of CPB.....	148
4.3.5	Influence of binder type and content .....	151
4.3.6	Effect of the characteristics of tailings on the PC performance .....	154
4.3.7	Correlation between the consistency and flow indexes.....	155
4.3.8	Effect of PC dosage on the viscosity of CPB .....	156
4.4	Concluding remarks .....	159
4.5	Acknowledgment .....	161
4.6	References .....	162

## CHAPITRE V

EFFECT OF SUPERPLASTICIZERS ON THE CONSISTENCY AND UNCONFINED COMPRESSIVE STRENGTH OF CEMENTED PASTE BACKFILLS .....		167
	Préambule.....	167
	Abstract.....	168
	Résumé .....	169
5.1	Introduction.....	170
5.2	Materials and test methods.....	173
5.2.1	Materials .....	173
5.2.2	CPB mixture proportioning and preparation .....	177

5.2.3	Testing methods .....	180
5.3	Tests results .....	182
5.3.1	Impact of solids content on slump value and UCS of CPB without HRWR.....	182
5.3.2	Effect of HRWR addition mode on slump and UCS of CPB.....	184
5.3.3	Effect of HRWR dosage on consistency and compressive strength .....	185
5.3.4	Effect of HRWR on consistency and compressive strength of CPB with different binder contents $B_w$ .....	189
5.3.5	Effect of HRWR on compressive strength of CPB with GU binder.....	192
5.3.6	Effect of HRWR type on CPB consistency and compressive strength..	193
5.3.7	Effect of PC HRWR on the compressive strength of CPB made with tailings T2 and analysis of the influence of tailings characteristics on HRWR performance.....	195
5.4	Discussion.....	197
5.4.1	HRWR and water-to-binder ratio for CPB curing .....	198
5.4.2	HRWR and CPB microstructure .....	200
5.4.3	Contribution of solids content and HRWR to the UCS of CPB.....	201
5.4.4	HRWR and the potential reduction of the binder content.....	204
5.5	Conclusion.....	205
5.6	Acknowledgements.....	207
5.7	References.....	207

## CHAPITRE VI

DISCUSSIONS GÉNÉRALES ET ANALYSE ÉCONOMIQUE DE L'UTILISATION DES SUPERPLASTIFIANTS DANS LES RPCS .....	211
6.1 Discussions des résultats rhéologiques .....	211
6.1.1 Comparaison de quelques résultats des rhéomètres Con tec et AR 2000.....	212
6.1.2 Effet de cisaillement cyclique sur la rhéologie des remblais.....	214
6.2 Analyse du potentiel zêta et du pH des suspensions de remblais .....	217
6.3 Implications économiques de l'utilisation des superplastifiants dans les recettes de remblais.....	224
6.3.1 Méthodologie générale de l'analyse économique de l'utilisation des superplastifiants dans les recettes de remblais .....	224
6.3.2 Analyse économique appliquée aux RPCs étudiés.....	234

## CHAPITRE VII

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS .....	243
7.1 Sommaire .....	243
7.2 Chapitre 3.....	244
7.3 Chapitre 4.....	245
7.4 Chapitre 5.....	246
7.5 Chapitre 6.....	247
7.6 Dernières remarques, recommandations et perspectives .....	249

BIBLIOGRAPHIE GÉNÉRALE.....	255
ANNEXE A	
FICHES TECHNIQUES DES PRINCIPAUX SUPERPLASTIFIANTS UTILISÉS DANS LE CADRE DE CETTE ÉTUDE .....	277
ANNEXE B	
AJUSTEMENT DES COURBES D'ÉCOULEMENT DES REMBLAIS ÉTUDIÉS AUX CHAPITRES 3 ET 4.....	309
ANNEXE C	
MÉTHODE D'ANALYSE DU POTENTIEL ZÊTA DES SUSPENSIONS DE REMBLAIS .....	321
ANNEXE D	
CALCUL DES PERTES DE CHARGE POUR LES REMBLAIS DE RÉFÉRENCE ET ÉQUIVALENTS .....	327



## LISTE DES FIGURES

Figure	Page
1.1 Pourcentage des différents rôles assignés aux remblais dans les mines souterraines (tiré de De Souza et Dirige, 2003).....	4
1.2 Principaux constituants du remblai minier en pâte cimenté et quelques aspects à considérer pour sa mise en œuvre (adapté de Benzaazoua, Belem et Bussière, 2002).....	5
1.3 Principaux problèmes associés à la technologie du remblayage minier souterrain (tiré de (De Souza, Archibald et al. 2004)).....	8
1.4 Influence du rapport E/C (a) effet du E/C sur la porosité à différents degrés d'hydratation; (b et c) effet de E/C sur la résistance mécanique à la compression des de la pâte de ciment (De Schutler et Apers 2007) et (d) effet de la teneur en eau (w) sur la résistance mécanique à la compression (UCS) pour le cas du remblai en pâte cimenté (Benzaazoua, Fall et al. 2004).....	10
2.1 Différentes options de transport par pipeline de RPC minier et quelques facteurs d'influence (tiré de Wu, Fall et Cai, 2013) (adapté de Thomas, 1979).....	18
2.2 Fluide soumis à un cisaillement simple entre deux plaques parallèles, dont l'une est mobile et l'autre, immobile (tiré de Coussot et Grossiord, 2001).....	20
2.3 Principaux rhéogrammes de fluides. ....	22
2.4 Géométrie de plaques parallèles (tiré de TA Instrument, 2007).....	27
2.5 Géométrie de cône et plaque (tiré de TA Instrument, 2007). ....	27
2.6 Géométrie de cylindres coaxiaux (TA Instrument 2007). ....	28
2.7 Méthode de mesure du seuil de contrainte avec le test au moulinet (Boger 2009).....	29
2.8 Méthode de mesure de l'affaissement avec le grand cône d'Abrams (H est la hauteur totale du cône et S est l'affaissement) (Clayton, Grice et al. 2003). ....	31



2.9	Technique de mesure du seuil de cisaillement par la technique du plan incliné (Coussot et Boyer 1995).....	33
2.10	Illustration du mécanisme d'action des superplastifiants a) adsorption b) répulsion électrostatique, c) encombrement stérique (tiré de De Schutler et Apers, 2007).....	45
2.11	Exemple de subdivision entre les pâtes de ciment compatibles et incompatibles selon la quantité de SP de type PNS adsorbée en fonction de la surface d'étalement de la pâte (tiré de Kim et al., 2000). ....	52
2.12	Différentes interactions entre l'aluminate de calcium C3A et les SPs en fonction de la teneur en sulfate de calcium (tiré de Plank et al., 2010). ....	56
2.14	Effet des dosages de polyphosphate (♦) et de naphtalène formaldéhyde (○) sur (a) le seuil de cisaillement, (b) le potentiel zêta et (c) l'adsorption des résidus miniers densifiés à 66% solide (Huynh, Beattie et al. 2006). ....	65
2.15	Effet des dosages de polyphosphate (♦) et de naphtalène formaldéhyde (○) sur le seuil de cisaillement de deux remblais en pâte cimenté à 79% solide et 3,5% ciment GU : (a) résidu 1 (b) résidu 2 (Huynh, Beattie et al. 2006). ....	66
2.16	Effet des dosages de polyphosphate (♦) et de naphtalène formaldéhyde (○) sur (a) le seuil de cisaillement et (b) le potentiel zêta de la pâte de ciment pure (Huynh, Beattie et al. 2006). ....	66
2.17	Effet des SPs (NSF-1 et PCA) sur l'UCS de RPC à 28, 182 et 365 jours de cure (Klein et Simon 2006). ....	68
2.18	Évolution du seuil de cisaillement en fonction du dosage de PCA (a) et de la résistance mécanique (UCS) en fonction du temps de cure (28, 182 et 365 jours) de RPCs témoins et incorporant du SP (Simon, Grabinsky et al. 2011). ....	69
2.19	Résistance à la compression (UCS) des différents RPCs témoins et ceux incorporant différents types de SPs : a) RPCs avec 5% de ciment portland et b) RPCs avec 5% de liant constitué d'un mélange de 80% de ciment portland et 20% d'additifs minéraux (pouzzolane et calcaire) (Ereikdi, Cihangir et al. 2010).....	71
3.1	Particle size distribution curves for the tailings sample.....	85
3.2	Example of a standard cone (left) and a mini-cone (right) for slump tests on CPB incorporating HRWR polymers.....	88
3.3	V-funnel device (Okamura and Ozawa 1995). ....	89

3.4	Variation in mini-cone slump with PC1 dosage for CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	95
3.5	Variation in mini-cone slump with PC2 dosage for CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% binder at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	96
3.6	Variation in V-funnel flow time with PC1 dosage for CPB mixtures made with 76% solid content and 4.5% binder at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	97
3.7	Variation in V-funnel flow time with PC2 dosage for CPB mixtures made with 76% solid content and 4.5% binder at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	97
3.8	Typical torque-velocity (T/V) curves (a) and corresponding flow curves (b) for CPB at 76% solid content, 4.5% GU at a dosage of 0.058% PC1 at ages of 10, 60, 120 and 180 minutes. ....	99
3.9	Variation in yield stress with PC1 dosage for CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	102
3.10	Variation in yield stress with PC2 dosage for CPB made with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	102
3.11	Variation in plastic viscosity with PC1 dosage for CPB made with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	103
3.12	Variation in plastic viscosity with PC2 dosage for CPB made with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder. ....	103
3.13	Change in yield stress (a) and plastic viscosity (b) with time for CPB mixtures made with 76% solid content and 4.5% GU and S-GU binder and incorporating 0.058% PC1 and PC2. ....	104
3.14	Mini-cone slump (a) and rheological parameters (yield stress and plastic viscosity) (b) for CPB mixtures prepared with 4.5% S-GU binder at solid concentrations of 76%, 78% and 80% and incorporating 0.09% PC2 ...	105

3.15	Variation in mini-cone slump and rheological parameters with PC2 dosage for CPB mixtures prepared with 80% solid content and 4.5% S-GU binder.....	107
3.16	Determination of PC2 dosage required for adequate transport of CPB mixtures for different solid contents and 4.5% S-GU binder content: a) using slump and b) using yield stress.....	109
3.17	Correlation between mini-cone slump height and yield stress of CPB mixtures prepared with 4.5 binder content (GU and S-GU) at 76%, 78%, and 80% solid contents and with various PC1 and PC2 dosages at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes. ....	111
4.1	Cumulative grain-size distribution curves for tailings T1 and T2. ....	130
4.2	Sequences of CPB mixing and HRWR addition modes: a) immediate addition mode, b) 3.5 minutes-delayed addition mode, c) 10 and 30 minutes-delayed addition mode. ....	135
4.3	Comparison of SE values obtained from the fitting of control CPB flow curve using Herschel-Bulkley, Bingham, and Casson models. ....	138
4.4	Repeatability of rheological measurement obtained on triplicate samples of the same CPB mixture N 6 (80% solids content, 4.5% of S-GU binder and 0.09% of PC2). ....	139
4.5	Flow curves of CPB mixtures made with different solid and binder contents (without HRWR).....	140
4.6	Flow curves of CPB prepared with tailings T1 at 80% solids content and 4.5% S-GU binder and various dosages of PC1 (a) PC2 (b) and PC3 (c). ....	142
4.7	Variation in (a) yield stress and (b) its relative reduction $\% \Delta \tau_{0r}$ as a function of PC dosage, (c) flow index $n$ and (d) its relative reduction $\% \Delta n_r$ as a function of PC dosage, for CPB mixtures prepared at 80% solids content and 4.5% of S-GU binder incorporating PC1, PC2, and PC3 superplasticizers. ....	143
4.8	Variation in slump values as a function of different PC dosages in CPB mixtures prepared with 80% solids content, 4.5% of S-GU binder. ....	145
4.9	Variation in (a) yield stress and (b) flow index as a function of the age for CPB prepared at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder and 0.121% of HRWR. ....	146

4.10	Variation in a) yield stress and b) flow index with the addition mode of CPB mixtures prepared at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder and 0.121% PC type HRWR. ....	148
4.11	Variation in yield stress (a and c) and flow index (b and d) as a function of CPB mixtures prepared at 80% solids with 4.5% of S-GU and incorporating various dosages of different types of HRWR. ....	150
4.12	Variation in a) yield stress and b) flow index of CPB prepared with different binder types and contents and 0.121% of PC3 (tailings T1 used). ...	152
4.13	Variation in a) yield stress and b) flow index, as a function of binder content in CPB mixtures prepared with T1 tailings and S-GU binder and 0.121% of PC3.....	153
4.14	Variation in a) yield stress and b) flow index of uncemented densified tailings at 80% solids content and containing 0.121% and 0.135% PC type HRWR. ....	154
4.15	Variation in yield stress (a) and flow index (b) with the PC types of HRWR (at a dosage of 0.121%) for CPB made with tailings T1 and T2 at 80% solids content and 4.5% of S-GU binder.....	155
4.16	Correlation between the consistency index K and the flow index n based on all CPB mixtures tested in this study (CPB made with tailings T1 and T2 incorporating all types of HRWR). ....	156
4.17	Viscosity curves of CPB at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder and incorporating 0 (control), 0.09%, 0.121%, 0.135% and 0.153% dosages of PC1, PC2, and PC3.....	158
4.18	Cross shear rate viscosity $\eta_{\infty}$ for CPB at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder incorporating various increasing dosages of PC1, PC2 and PC 3 superplasticizers (0%, 0.09%, 0.121%, 0.135% and 0.153%).....	159
5.1	Cumulative grain-size distribution curves for tailings T1 and T2.....	175
5.2	Sequence of CPB mixing showing the two HRWR addition modes: immediate and 3.5-minute delayed.....	180
5.3	Effects of solids content of CPB mixtures prepared with 4.5% S-GU binder and without HRWR on (a) the standard slump height and (b) the variation in compressive strength with curing time.....	183
5.4	Comparison between immediate and delayed HRWR addition modes for PC-type HRWR incorporated in CPB at 80% solids content with 4.5% S-	

GU binder and incorporating 0% HRWR (control) and 0.135% dosage of PC1, PC2, and PC3; (a) slump values and (b) UCS values at 28 days. ....	185
5.5 Slump values for CPB mixtures at 80% solids content and 4.5% S-GU binder incorporating 0% (control), 0.09%, 0.121%, 0.135%, and 0.153% dosage of PC1, PC2, and PC3 types. ....	187
5.6 Variation in UCS for CPB mixtures at Cw of 80% with Bw = 4.5% S-GU binder incorporating 0% (control), 0.09, 0.121, 0.135, and 0.153% dosage of a) PC1, b) PC2, and c) PC3 at curing times of 7, 14, 28, and 56 days. ....	188
5.7 Slump values for different CPBs at Cw of 80% and Bw of 3.5%, 4.5%, and 6% S-GU binder and incorporating 0.121% dosage of PC1, PC 2, and PC3.....	190
5.8 Compressive strength development as a function of curing time (a, c, and e) and comparison of UCS values after 28 days of curing of different CPB mixtures (b, d, and f) for different CPBs at Cw of 80% with a) Bw = 3.5%, b) Bw = 4.5%, and c) Bw = 6% S-GU binder and incorporating 0% (control) and 0.121% dosage of PC1, PC 2, and PC3 types. ....	191
5.9 Variation in UCS with curing time for CPB prepared at 80% solids content with Bw of 4.5% GU and S-GU binders and incorporating 0.121% dosage of a) PC1, b) PC2, and c) PC3.....	193
5.10 Changes in a) initial slump height and b) UCS for CPB formulations prepared at Cw of 80% solids mass concentration and Bw of 4.5% S-GU-binder and incorporating 0 % (control) and 0.121% dosage of HRWR after 7, 14, 28, and 56 days of curing. ....	195
5.11 Slump (a) and UCS values (b) for CPB prepared with tailings T2 at 80% solids mass concentration and Bw of 4.5% S-GU binder and incorporating 0% (controls) and 0.121% dosage of PC1, PC2, and PC3. ....	196
5.12 Gravimetric water content w (%) and corresponding solids content Cw% for CPB formulations prepared in Phase II of the experimental program (Table 5.7) at solids content Cw of 80% with 0.121% HRWR dosage.....	199
5.13 Water-to-binder ratio (w/c) for CPB formulations prepared in Phase II at 80% solids content and 0.121% HRWR dosage. ....	200
5.14 SEM micrographs of (a) and (b) control CPB (c) and (d) CPB incorporating 0.121% dosage of PC2 at 56 days curing time. ....	201

5.15	Percentage of UCS improvement for CPB prepared with Cw of 80% and Bw of 4.5% S-GU binder due to solids content and 0.121% dosage of a) PC1 b) PC2, and c) PC3. ....	203
5.16	Comparison of 28-day UCS values between the reference CPB (at 75% solids content with 4.5% S-GU binder without HRWR) and CPB at 80% solids content with 3.5% S-GU binder incorporating 0.121% dosage of PC1, PC2, and PC3. ....	204
6.1	Comparaison des résultats typiques de mesures rhéologiques réalisées sur le remblai à 80% solide @4,5%S-GU @0,09% PC2 avec les rhéomètres Con tec 6 et AR 2000. ....	214
6.2	Courbes d'écoulement (a et c) et de viscosité (b et d) des remblais à 80% de solide et 4,5% S-GU et incorporant 0,121% PC2 (a et b) et 0,153 PC2 (c et d) cisailés selon les procédures 1, 2, 3 et 4. ....	216
6.3	Valeurs du potentiel zêta des suspensions de remblais incorporant 0,121% de PC1, PC2, PC3, PNS et PMS: a) avec le liant GU; b) avec le liant S-GU.....	220
6.4	Valeurs du pH des suspensions de remblais incorporant 0,121% de PC1, PC2, PC3, PNS et PMS : a) avec le liant GU b) avec le liant S-GU.....	221
6.5	Valeurs de conductivité des suspensions de remblais incorporant 0,121% de PC1, PC2, PC3, PNS et PMS : a) avec le liant GU b) avec le liant S-GU.....	221
6.6	Principales approches d'utilisation des superplastifiants dans le béton : a) approche 1 avec E/C1=E/C2 mais A2 (avec SP) > A1 (sans SP); b) approche 2 avec A3 (avec SP) = A4 (sans SP) pour E/C3 < E/C4 (adapté de Greisser (2002); Rixom, 1998). ....	225
6.7	Illustration conceptuelle de la théorie de mélanges équivalents (adapté de Rixom [1998]). ....	226
6.8	Remblais équivalents au point de vue de la rhéologie et de la résistance à la compression selon l'application de la théorie d'équivalence. ....	236
6.9	Comparaison des pertes de charges du remblai de référence et des remblais équivalents avec superplastifiant a) pour un diamètre D1 = 0,152 m (6 pouces) et b) pour un diamètre D2 = 0,203 m (8 pouces). ....	237
B.1	Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% GU binder with 0, 0.045%, 0.058%, 0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC1. ....	309

B.2	Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% S-GU binder with 0, 0.045, 0.058%,0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC1. ....	310
B.3	Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% GU binder with 0, 0.045, 0.058%,0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC2. ....	310
B.4	Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% S-GU binder with 0, 0.045, 0.058%,0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC2. ....	311
B.5	Flow curves of CPB at 80% solid content and 4.5% S-GU binder with 0, 0.09, 0.121%, 0.135%, 0.153% of PC2. ....	311
B.6	Répétabilité des essais de RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% S-GU liant incorporant 0,09% de PC2; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité. ....	312
B.7	RPC avec T1 à Cw de 70, 75 et 80% et Bw de 4,5% S-GU liant sans superpalstifiant; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité. ....	312
B.8	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0, 0,09, 0,121%, 0,135%, 0,153% de PC1 a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité. ....	313
B.9	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0, 0,09, 0,121%, 0,135%, 0,153% de PC2; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité. ....	313
B.10	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0, 0,09, 0,121%, 0,135%, 0,153% de PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité. ....	314
B.11	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121% de PMS; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.....	314
B.12	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121, 0.3, 0,45 et 0,75% de PNS; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité. ....	315
B.13	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de PC4, PC5 et PC6; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité. ....	315
B.14	Courbes d'écoulement des RPCs avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de a) PC1, b) PC2 et c) PC3 à 10, 1h, 2h et 3h. ....	316

B.15	Courbes d'écoulement des RPCs des RPCs avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de a) PC1, b) PC2 et c) PC3 en modes d'ajout immédiat et différé de 3, 10 et 30 minutes.....	317
B.16	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 3,5% de liant S-GU incorporant 0,121% de PC1, PC2 et PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.....	318
B.17	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 6% de liant S-GU incorporant 0,121% de PC1, PC2 et PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.....	318
B.18	RPC avec T1 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant GU, S-GU et GU-FA et incorporant 0,121% de PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.....	319
B.19	RPC avec T2 à Cw de 80% et Bw de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de PC1, PC2 et PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.....	319
C.1	Photographie de l'appareil de Zêta mètre compact CAD.....	322
C.2	Valeurs du potentiel zêta de la solution de référence mesurées par quatre essais différents.....	325





## LISTE DES TABLEAUX

Tableau	Page
1.1 Processus d'oxydation des sulfures (cas de la pyrite) conduisant à la production du drainage minier acide (DMA) .....	2
2.1 Expressions de calcul des paramètres rhéologiques de la pâte à partir de l'essai d'affaissement au cône standard d'Abrams.....	32
2.2 Formules chimiques des principales familles de superplastifiants (Greisser 2002) .....	42
2.3 Classification des adjuvants ayant la fonction de réduire la quantité d'eau du béton (ASTM C494).....	43
2.5 Principaux facteurs influençant l'effet dispersant des superplastifiants dans un matériau cimentaire (Mukhopadhyay et Sehoon, 2009) .....	54
2.6 Adsorption de superplastifiants par les phases pures d'hydrates précoces en fonction de leur potentiel zêta (tiré de Plank et Hirsch, 2007) .....	59
3.1 Chemical composition of the tailings sample .....	86
3.2 Mineralogical composition of the tailings .....	86
3.3 Chemical composition (by X-Ray Fluorescence XRF) of the GU cement, GGBFS (slag), and S-GU .....	87
3.4 Mixture proportions for 1 metric ton of CPB at 76%, 78%, and 80% solid concentration and 4.5% binder content. ....	93
3.5 Results of triplicate tests on CPB proportioned at 76% solid content with 4.5% GU and incorporating 0.058% PC1 at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes.....	100
3.6 Results of triplicate tests on CPB proportioned at 76% solid content with 4.5% S-GU and incorporating 0.058% PC1 at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes.....	100
4.1 Chemical composition of tailings .....	128

4.2	Mineralogical characteristics of tailings T1 and T2 obtained from XRD analysis.....	128
4.3	Chemical composition, specific surface area, and specific gravity of binders.....	129
4.4	Physical properties of tailings samples T1 and T2.....	130
4.5	Characteristics of the eight HRWR types (see details in Annexe A).....	131
4.6	CPB mixtures made with tailings T1 and PC1 to PC6 types of HRWR.....	133
4.7	CPB mixtures made with tailings T1 and PNS and PMS types of HRWR. ....	134
4.8	CPB mixtures with tailings T2 and PC1 to PC3 types of HRWR. ....	134
4.9	Herschel-Bulkley rheological model fitting parameters from triplicate flow curves of CPB mixture N° 6 (80% solids content, 4.5% of S-GU binder, 0.09% PC2).....	139
4.10	Herschel-Bulkley parameters of CPB mixture prepared with 4.5% S-GU binder and different solids contents. ....	141
5.1	Chemical composition of tailings T1 and T2.....	174
5.2	Mineralogical composition of tailings T1 and T2 obtained with XRD analysis.....	174
5.3	Physical characteristics of tailings T1 and T2.....	176
5.4	Chemical composition, specific surface area, and specific gravity of GU and Slag binders .....	176
5.5	Characteristics of the six HRWR types used (provided by four manufacturers; see details in Annexe A) .....	177
5.6	CPB mixture formulations and characteristics for determination of the minimal HRWR dosages to allow easy CPB pumpability and for assessment of the effect of $C_w$ .....	178
5.7	CPB mixture formulations in Phase II (using minimal HRWR dosage) for the determination of the influence factor .....	178
5.8	Percentage of relative UCS increase (in %) at 28 days of curing for different PC dosages .....	189
6.1	Procédures de cisaillement utilisées avec les rhéomètres Con tec 6 et AR 2000 .....	212

6.2	Variables d'essais pour les cisaillements 1, 2, 3 et 4 de la procédure de rampe descendante continue appliquées sur le remblai à 80% de solide et 4,5% S-GU et incorporant 0,121 et 0,153% PC2 .....	215
6.3	Paramètres rhéologiques de Herschel-Bulkley et de Cross obtenus à partir des remblais à $C_w = 80\%$ , $B_w$ de 4,5% S-GU et incorporant 0,121% et 0,153% de PC2 et cisailé selon les cisaillements 1, 2, 3 et 4 .....	217
6.4	Liste des suspensions soumises à la mesure du potentiel zêta.....	219
6.5	Valeurs de pH et de densité de quelques recettes de remblais étudiées .....	223
6.6	Paramètres rhéologiques du remblai de référence et des RPCs équivalents utilisés par les calculs des pertes de charge .....	237
6.8	Valeurs de ESC et les coûts d'énergie de pompage pour 1 m <sup>3</sup> des remblais de référence et équivalents.....	238
6.8	Principaux paramètres physiques des remblais et superplastifiants nécessaires pour les calculs requis pour l'analyse des coûts associés à l'utilisation des SPs dans les recettes de RPC .....	239
6.9	Récapitulatif des calculs pour l'analyse des coûts associés à l'utilisation des SPs dans les recettes de RPC (pour un volume de 1 m <sup>3</sup> de RPC) .....	241
A.1	Principaux superplastifiants étudiés et les compagnies de fabrication.....	277
D.1	Résultats des calculs de pertes de charge et d'énergie spécifique consommée par le pompage des remblais de référence et équivalents avec 3,5% de liant S-GU.....	329
D.2	Résultats des calculs de pertes de charge et d'énergie spécifique consommée par le pompage des remblais de référence et équivalents avec 4,5% de liant S-GU.....	329
D.3	Résultats des calculs de pertes de charge et d'énergie spécifique consommée par le pompage des remblais de référence et équivalents avec 6% de liant S-GU.....	330



## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

ACI	American Concrete Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
BSE	Backscattered electron
$B_v$	Pourcentage volumique de liant dans les remblais
$B_w$	Pourcentage massique de liant dans les remblais
C	Couple de torsion du rhéomètre
CAD	Dollar canadien
$C_B$	Coût total du liant
$C_C$	Coefficient de courbure
$C_{EP}$	Coût total d'énergie de pompage
$C_m$	Couple de torsion maximale avec la géométrie du moulinet
CMEM	Conférence des ministres de l'énergie et des mines
CPB	Cemented paste backfill (RPC)
CSA	Canadian Standards Association
C-S-H	Produit d'hydratation des silicates de calcium du ciment
$C_{T-SP}$	Coût total pour l'achat de superplastifiant
CUAPS	Curing Under Applied Pressure System
$C_U$	Coefficient d'uniformité

xxx

$C_v$	Concentration solide volumique
$C_w$	Concentration solide massique du remblai
$C_{w\_SP}$	Concentration en extrait sec des superplastifiants
$D$	Diamètre du pipeline
DLVO	Derjaguin, Landau, Verwey et Overbeek
DMA	Drainage minier acide
$D_v$	Diamètre du moulinet
$D_x$	Diamètre de particules correspondant à x% passant
E/C-E/L	Rapport de la quantité d'eau sur la quantité de ciment/liant
$E_B$	Économie réalisée sur la masse de liant
EDS	Energy dispersive spectroscopy
$E_{TI}$	Économie totale réalisée suite à l'utilisation des SPs dans le RPC
$f$	Coefficient de friction de Darcy
$F$	Force
FA	Fly Ash (cendres volantes)
$F_R$	Force de réaction à l'écoulement
FTR	Flow time ratio (paramètre du temps d'écoulement au mini V-funnel)
$g$	Accélération de la gravité
$G_s$	Specific density
GU	General Use (ciment portland type I)
GU-FA	Mélange de liant constitué de 50% de fly ash et 50% de ciment GU
$h$	Gap ou ouverture de l'entrefer du rhéomètre

H	Hauteur du cône de mesure de l'affaissement
$h_0$	Épaisseur du matériau sur le plan incliné
He	Nombre de Hedström
HFR	High flow resistance
HRWR	High-range water reducer (réducteur d'eau de grande capacité)
$H_v$	Hauteur du moulinet
ICOLD	International Commission on Large Dams
ICP-AES	Inductively coupled plasma/atomic emission spectroscopy
IRME	Institut de recherche en mines et en environnement
J	Perte de charge totale
j	Perte de charge unitaire
k	Constance à calculer pour déterminer Rec
K	Indice de consistance des modèles rhéologiques
L	Longueur de pipeline
LFR	Low flow resistance
M	Moment de couple de torsion
$M_B$	Masse de liant du remblai
$M_{B_s}$	Masse de liant économisée
$M_{d_{SP2}}$	Masse en extrait sec de PC1 et PC2
$M_{dT}$	Masse totale sèche de résidu dans le remblai
$M_{dT_{sup}}$ avec SP	Masse de résidus secs supplémentaire incorporée dans le RPC



MERN	Ministère de l'énergie et des ressources naturelles du Québec
MFR	Medium flow resistance
$M_{hi}$	Masse humide initiale du résidu
$M_{TI}$	Masse totale du remblai
$M_w$	Masse totale d'eau du remblai
$M_{w\_s}$	Masse d'eau économisée
$M_{w-PCi}$	Masse d'eau des PC
$M_{wt}$	Masse d'eau totale du résidu
$n$	Indice d'écoulement dans les modèles rhéologiques
$N$	Nombre total de points échantillonnés pour un rhéogramme
$p$	Constante à calculer pour déterminer $Rec$
$P$	Pression
PC	Superplastifiant à base de Polycarboxylate
PIB	Produit intérieur brut
PMS	Superplastifiant à base de polyméline
PNS	Superplastifiant à base de Polynaphtalène
$P_{u\_B}$	Prix unitaire du liant
$P_{u-EP}$	Prix unitaire de l'énergie de pompage
$P_{u-SP}$	Prix unitaire du superplastifiant
$P_{x\mu m}$	Pourcentage de particules passant au diamètre de $x \mu m$
$Q$	Débit volumique
$R$	Rayon

Re	Nombre de Reynolds
Rec	Nombre de Reynolds critique
Rec <sub>max</sub>	Nombre de Reynolds critique maximal
Rec <sub>min</sub>	Nombre de Reynolds critique minimal
Re <sub>MR</sub>	Nombre de Reynolds de Metzner et Rener
RPC	Remblai minier en pâte cimenté
RSD	Relative standard deviation
S	Hauteur d'affaissement ou slump
SE	Standard error
SEM	Scanning electron microscope
S-GU	Mélange de liant constitué de 80% de laitier et 20% de ciment GU
S <sub>l</sub>	Section latérale de la canalisation
S <sub>m</sub>	Surface spécifique des particules
S <sub>N</sub>	Section normale de la canalisation
SP	Superplastifiant
T	Température
T/V	courbe de couple ou torque (T) en fonction de la vitesse angulaire (V)
T1	Tailings 1 (Résidus 1)
T2	Tailings 2 (Résidus 2)
UCS	Unconfined Compressive Strength (résistance à la compression uniaxiale)
URSTM	Unité de recherche et de service en technologie minérale

USCS	Unified Soil Classification System
V	Vitesse d'écoulement
$V_{T-PCi}$	Volume de PC sous forme liquide
w	Teneur en eau massique de remblai
w/B	Ratio Eau/ liant (= Mw/MB)
w <sub>i</sub>	Teneur en eau massique initiale des résidus
$x_m$ and $x_c$	represent measured and calculated (with the fitting model) values
XRD	X-ray diffraction analysis
XRF	X-ray fluorescence spectrometer analysis

## LISTE DES LETTRES ET SYMBOLES GRECS

$\alpha$	Angle du cône dans la géométrie de mesure du cône et plaque
$\gamma$	Déformation angulaire
$\dot{\gamma}$	Taux de déformation en cisaillement
$\delta$	Angle de rotation du rhéomètre
$\Delta C$	Bilan des coûts
$\Delta n_r$	Variation relative de l'indice d'écoulement de Herschel-Bukley
$\Delta \tau_{0r}$	Variation relative du seuil de cisaillement de Herschel-Bukley
$\Delta P$	Variation de pression entre deux points d'une conduite
$\varepsilon$	Constante dans la formule de Ferraris et De Larard 1998
$\theta$	Angle d'inclinaison du plan incliné de Coussot et Boyer (1995)
$\rho_w$	Masse volumique de l'eau
$\rho_{CPB}$	Masse volumique humide du remblai en pâte cimenté
$\rho_{s-CPB}$	Masse volumique des grains solides du remblai en pâte cimenté
$\rho_{s-GU}$	Masse volumique des grains solides du liant GU
$\rho_{s-SI}$	Masse volumique des grains solides du laitier
$\rho_{s-S-GU}$	Masse volumique des grains solides du liant S-GU
$\mu$	viscosité dynamique pour les fluides newtoniens

$\mu_B$	Viscosité plastique de Bingham
$\mu_0$	Viscosité au taux de cisaillement nul du modèle de Cross
$\mu_\infty$	Viscosité au taux de cisaillement infini du modèle de Cross
$\tau_{0B}$	Seuil de cisaillement de Bingham
$\tau_{0HB}$	Seuil de cisaillement du modèle de Herschel-Bulkley
$\tau_w$	Contrainte de cisaillement aux parois de pipeline
$\chi_B$	Dosage de SP exprimé comme le ratio de la masse en extrait sec de SP et de la masse sèche de liant
$\chi_T$	Dosage de SP exprimé comme le ratio de la masse en extrait sec de SP et de la masse sèche de résidus
$\chi_{TI}$	Dosage de SP exprimé comme le ratio de la masse en extrait sec de SP et de la masse totale de remblai
$\chi_{VB}$	Dosage de SP exprimé comme le ratio du volume de liquide de SP et de la masse de liant.
$\chi_{VTI}$	Dosage de SP exprimé comme le ratio du volume de liquide de SP et de la masse totale de remblai.
$\omega$	Vitesse angulaire de cisaillement

## RÉSUMÉ

Le remblai minier en pâte cimenté (RPC) est un mélange de résidus miniers avec du liant (2 à 8% par rapport à la masse de résidus secs) et d'eau de mélange. Ce matériau est retourné sous terre de manière sécuritaire pour constituer principalement un support de terrain dans les mines souterraines. En raison de la possibilité d'utiliser des résidus nocifs et de réduire une partie importante des résidus stockés en surface, cette méthode de remblayage revêt des avantages environnementaux qui justifient son adoption à travers le monde. La tendance actuelle dans la technologie du RPC est l'incorporation d'une grande quantité de résidus solides dans la recette des RPCs améliorant ainsi à la fois leur résistance mécanique et leurs avantages environnementaux. Cependant, dans la pratique, la quantité de résidus entrant dans la recette des RPCs est souvent limitée à cause des propriétés rhéologiques (seuil de cisaillement et la viscosité) inadéquates induites par une densification très élevée affectant leur transport en pipelines.

Pour une plus grande flexibilité dans la mise en œuvre de la technologie de remblayage avec du RPC, le recours à des adjuvants réducteurs d'eau de grande portée appelés superplastifiants (SP) constitue une avenue de recherche peu explorée. Ces SPs sont capables de fluidifier les matériaux cimentaires de grande concentration solide suite à l'adsorption de leurs molécules sur les phases solides des suspensions. L'objectif principal de cette thèse est d'étudier le comportement rhéologique et mécanique des remblais à forte concentration solide et incorporant des superplastifiants en vue d'évaluer les aspects économiques et environnementaux de l'utilisation de superplastifiants dans les recettes de remblais. Plus spécifiquement, cette étude vise: 1) à optimiser les dosages de superplastifiants permettant d'améliorer les propriétés rhéologiques en vue de rencontrer les critères couramment utilisés pour le transport des remblais selon différents pourcentages solides compris entre 75 et 80%; 2) à évaluer la performance des SPs dans les remblais très visqueux en suivant l'évolution de différents paramètres rhéologiques notamment le seuil de cisaillement, les indices de consistance et d'écoulement du modèle de Herschel-Bulkley, en fonction d'un ensemble de variables inhérents aux composants du remblai notamment le type et le dosage des superplastifiants, le type et la teneur en liant, les caractéristiques des résidus, et des procédures de cisaillement rhéologiques; 3) à étudier l'effet des superplastifiants sur la résistance mécanique des remblais à forte concentration solide pour déterminer les potentiels gains de résistance en

compression comparativement aux remblais sans superplastifiants; 4) enfin évaluer sur la base des résultats rhéologiques et mécaniques les implications économiques et environnementales de l'usage des SPs dans les recettes de remblais.

Pour atteindre le premier objectif, le programme expérimental a examiné la compatibilité de deux types de superplastifiants à base de polycarboxylate (PC 1 et PC2) sur deux types de liants à savoir le ciment portland ordinaire (GU) et un ciment composé de 20% GU et 80% de laitier de haut fourneau (noté S-GU). Les propriétés rhéologiques des RPCs préparés à 76% de solide (initialement 75% visé) et 4,5% de chaque type de liant et incorporant des dosages de 0,045%, 0,059%, 0,068%, 0,081%, 0,09% et 0,103% (par rapport à la masse sèche de résidus) de PC1 et PC2 ont été évaluées à 10, 60, 120 et 180 minutes après l'ajout du liant au mélange par des essais d'affaissement au petit cône d'Abrams et d'écoulement à travers un entonnoir en «V» ainsi que par des essais rhéologiques à l'aide du rhéomètre Con tec 6. Cette phase des essais a permis de déterminer le dosage de saturation qui était de 0,09% pour les deux superplastifiants et le couple S-GU-PC2 comme la combinaison la plus compatible. Ce couple a été utilisé par la suite dans des recettes de remblais avec des pourcentages solides ( $C_w$ ) plus élevés soient 78% et 80. En se fondant sur les plages d'affaissement au cône d'Abrams permettant le bon pompage des remblais tel que défini dans la littérature (entre 152 mm ou 6 pouces et 254 mm ou 10 pouces), les intervalles de dosages minimum de PC2 selon le pourcentage de solide pour un pompage adéquat ont été établis.

Pour le deuxième objectif, l'évolution des paramètres du modèle de Herschel-Bulkley (le seuil de cisaillement, l'index ( $n$ ) et la consistance ( $K$ )) a été analysé selon divers facteurs comme le dosage du superplastifiant, le type de superplastifiants, la méthode d'ajout du SP, le pourcentage et le type de liant utilisé, l'effet de l'âge et les caractéristiques de résidus. De cette analyse, il ressort que le seuil de cisaillement et l'index ( $n$ ) diminuent avec l'augmentation des dosages de SP tandis que la consistance ( $K$ ) a tendance à augmenter. En se basant sur l'évolution du paramètre index ( $n$ ) des courbes d'écoulement des remblais, il ressort que l'augmentation des dosages de SP entraînait le passage d'un comportement rhéoépaississant ( $n > 1$ ) vers un comportement rhéofluidifiants ( $n < 1$ ) en passant par un comportement binghamien ( $n=1$ ). Le dosage minimal de 0,121% permettant un pompage facile du RPC a ensuite été utilisé pour comparer la performance d'autres superplastifiants de types PC ainsi qu'un polynaphtalène de sodium (PNS) et un polymélatine de sodium (PMS). La consistance  $K$  a pu être corrélée avec l'index  $n$  par une relation linéaire semi-logarithmique avec un coefficient de corrélation  $R^2$  de 0,92.

L'objectif 3 de cette thèse a été abordé en deux phases. Une première phase a consisté à déterminer la consistance et la résistance mécanique des remblais à 80% solide avec 4,5% de liant (S-GU) et incorporant des dosages de 0,09%, 0,121%, 0,135% et 0,153% de 3 superplastifiants de type polycarboxylate (PC1, PC2, et PC3) préparés

avec un premier type de résidus T1 à 80% de concentration solide massique et 4,5% d'un liant S-GU (composé de 80% de laitier de haut fourneau et de 20% de GU). Un dosage minimal de 0,121% par masse sèche de résidus pour chaque type de PC a donné un RPC facilement pompable, avec un affaissement minimal de 152 mm (6 pouces). La deuxième phase a utilisé ce dosage minimal de 0,121% de SP pour évaluer l'influence de différents facteurs incluant les modes d'addition du SP (ajout direct et ajout indirect), les pourcentages de liant (3,5%, 4,5% et 6% de S-GU), le type de liant (GU), d'autres types de superplastifiants (PC4, PNS et PMS), et un deuxième type de résidus (T2) sur la consistance et la résistance mécanique des remblais. Les résultats des tests ont montré que l'ajout de SP améliorait la consistance et la résistance à la compression du RPC. Les PC ont induit des affaissements plus élevés que le PNS et le PMS tandis les UCS à 28 jours étaient assez comparables. Le pourcentage d'augmentation de l'UCS à 28 jours de cure pour le RPC incorporant du SP variait de 21% à 29% par rapport à celui de RPC témoin (sans SP), en fonction de la teneur en liant. Les résultats sont discutés en termes d'impact de l'ajout de SP sur l'évolution de la microstructure de RPC et du rapport eau /liant, les contributions du SP au gain de résistance et le potentiel de réduction de la teneur en liant des RPCs.

En utilisant la théorie de remblai équivalent, le remblai à 75% solide avec 4,5% de liant S-GU mais sans superplastifiant a été défini comme le remblai de référence sur la base de son affaissement et de sa résistance mécanique à 28 jours. Les affaissements et les résistances à la compression des remblais à 80% solide avec 3,5% de liant S-GU et incorporant le dosage minimal de 0,121% de PC étaient proche de celles du remblai de référence. Ils ont alors été considérés comme équivalents dans l'analyse des coûts et bénéfices de l'utilisation des SPs. Les potentielles économies réalisables sur le liant et l'eau, de même que les résidus secs supplémentaires pouvant être ajoutés à la recette de référence, ont été évalués. Mais les coûts associés à l'achat des SPs au dosage minimal de 0,121% et au prix unitaires actuels sont largement supérieurs à l'économie de liant (sans tenir compte des quantités de résidus supplémentaires susceptibles d'être ajoutés au remblai de référence suite à l'utilisation de SP, qui peuvent être appréciables).

Mots clés: Remblais miniers, Propriétés rhéologiques, Transport des remblais-Superplastifiants, Résistances mécaniques, analyse économique.





## CHAPITRE I

### INTRODUCTION

#### 1.1 Généralités

L'industrie minière contribue de manière significative à l'économie mondiale par la création de richesse et d'emplois pour les populations. Pour le Canada par exemple, le secteur minier contribuait au produit intérieur brut (PIB) à hauteur de 3,9% et employait directement près de 330 000 personnes en 2012 (CMEM, 2013). Cependant, les activités de production minière génèrent d'importantes quantités de rejets solides pouvant avoir des impacts significatifs sur l'environnement. Ces rejets sont constitués de stériles miniers extraits et entreposés en haldes à stériles (Aubertin, Bussière et al. 2002, Ritcey 2005) et des résidus miniers finement broyés issus du concentrateur après le traitement du minerai. Ces résidus miniers sont habituellement transportés sous forme de pulpe sursaturée en eau (à environ 45% de solide) (Bussière 2007) et sont généralement acheminés dans des aires d'entreposage appelées parcs à résidus.

Ces rejets solides (stériles et résidus miniers), en raison de leur quantité mais aussi de leur composition chimique, peuvent poser des problèmes environnementaux une fois entreposés. Dans le cas de rejets miniers comportant des minéraux sulfureux, ceux-ci peuvent s'oxyder une fois exposés à l'eau, à l'oxygène de l'air et souvent catalysé par la présence de certaines bactéries et entraîner la production d'effluents acides appelés drainage minier acide (DMA). Ce DMA est caractérisé par un pH bas, des teneurs élevées en métaux dissous et d'ions sulfates nocifs à l'environnement (Aubertin,

Bussière et al. 2002). Le Tableau 1.1 présente les processus réactionnels pour le cas de la pyrite ( $\text{FeS}_2$ ), tel que décrit par plusieurs auteurs (Singer et Stumm 1970, Kleinmann, Crerar et al. 1981, Jambor 1994, Nicholson 1994, Ritchie 1994, Evangelou 1995, Aubertin, Bussière et al. 2002, Ritcey 2005, Akcil et Koldas 2006, Sahoo, Kim et al. 2013).

Tableau 1.1 Processus d'oxydation des sulfures (cas de la pyrite) conduisant à la production du drainage minier acide (DMA)

Étapes	Réactions	Commentaires
1	$\text{FeS}_2 + 2\text{H}_2\text{O} + 3\text{O}_2 \rightarrow \text{Fe}^{2+} + 2\text{SO}_4^{2-} + 4\text{H}^+$	Oxydation directe
2	$\text{Fe}^{2+} + \frac{1}{4}\text{O}_2 + \text{H}^+ \rightarrow \text{Fe}^{3+} + \frac{1}{2}\text{H}_2\text{O}$	
3	$\text{Fe}^{3+} + 3\text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Fe}(\text{OH})_3 + 3\text{H}^+$	Oxydation indirecte
4	$\text{FeS}_2 + \text{Fe}^{3+} + 8\text{H}_2\text{O} \rightarrow 2\text{Fe}^{2+} + 2\text{SO}_4^{2-} + 16\text{H}^+$	

Le drainage minier peut présenter un potentiel de pollution de l'environnement par le largage de fortes teneurs en métaux sans forcément produire de l'acidité. On parle alors de drainage neutre contaminé lorsque le pH de l'effluent est compris entre 6 et 9, de drainage alcalin contaminé si le pH est supérieur à 9 (Aubertin, Bussière et al. 2002, Plante 2010).

À côté des risques liés aux caractéristiques chimiques des résidus miniers, leur entreposage conventionnel sous forme de résidus sursaturés en eau dans des bassins de rétention peut provoquer des instabilités physiques (Aubertin, Mbonimpa et al. 2002, Aubertin, Bussière et al. 2013, Aubertin, James et al. 2013). Ces dernières années, on dénombre plusieurs cas de rupture de digues de retenue de résidus miniers conventionnels ayant entraîné des pertes en vie humaine, des dégâts matérielles et environnementaux (Vick 1990, ICOLD 2001, Aubertin, Bussière et al. 2002, Davies 2002, Newman 2003, Bussière 2007, Fourie 2009, Azam et Li 2010).

Au regard de ces risques environnementaux liés au DMA, diverses techniques de prédiction et de prévention de l'oxydation des rejets ainsi que des méthodes de restauration des sites miniers comportant des rejets sulfureux ont été développées. Ces techniques et méthodes visent à empêcher l'oxydation des rejets miniers en agissant sur un ou plusieurs facteurs intervenant dans le processus de l'oxydation notamment l'eau, l'oxygène, les sulfures et les bactéries. Selon le facteur visé, plusieurs auteurs classent les méthodes de prévention du DMA en cinq catégories comprenant les barrières physiques, les barrières chimiques, l'inhibition de l'action des bactéries, les protections électrochimiques et la désulfuration environnementale (Aubertin, Bussière et al. 2002, Sahoo, Kim et al. 2013).

Face aux exigences environnementales, d'autres méthodes alternatives de gestion des résidus, incluant le remblayage minier, permettent de réduire l'impact sur l'environnement des résidus miniers conventionnels. Bien que la vocation première du remblayage minier dans les mines souterraines soit principalement sécuritaire sur le plan opérationnel (support de terrains et stabilité des chantiers) et économique (récupération des piliers primaires), le recours à l'utilisation du remblai présente des avantages indéniables sur le plan environnemental. En effet, depuis quelques années la technologie de remblayage en pâte cimenté est unanimement reconnue et citée comme une approche à part entière de gestion efficace pouvant contribuer à atténuer les impacts des résidus miniers sur l'environnement (Brackebusch 1994, Amaratunga et Yaschyshyn 1997, Landriault, Verburg et al. 1997, De Souza et Dirige 2003, Benzaazoua, Marion et al. 2004, Benzaazoua, Bussière et al. 2008, Coussy, Benzaazoua et al. 2011).

Selon les matériaux utilisés et les caractéristiques des remblais produits, on distingue 3 grandes catégories de remblais que sont le remblai rocheux (RR), le remblai hydraulique (RH) et le remblai en pâte cimenté (RPC). Les sections suivantes décrivent le remblai minier en pâte cimenté qui est utilisé dans le cadre de cette étude.

## 1.2 Technologie de remblayage minier

Le remblayage minier dans les exploitations minières souterraines regroupe l'ensemble des techniques de remplissage des chantiers ouverts avec divers matériaux dont l'objectif principal est d'assurer la stabilisation des terrains. En effet, comme illustrée par la Figure 1.1, la stabilité des chantiers et l'augmentation de la production occupent respectivement la première et deuxième position en pourcentage de rôles assignés au remblai (De Souza et Dirige 2003). Ainsi l'opération de remblayage vise à sécuriser les opérations d'exploitation par l'utilisation des remblais comme support secondaire et augmenter ainsi la productivité de la mine en permettant la récupération d'une partie des piliers primaires pouvant être minéralisés.

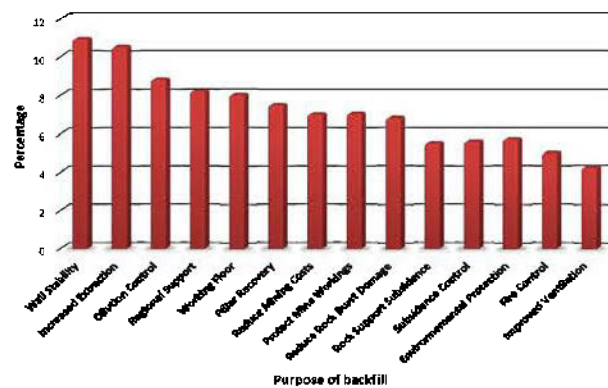


Figure 1.1 Pourcentage des différents rôles assignés aux remblais dans les mines souterraines (tiré de De Souza et Dirige, 2003).

Le remblai minier en pâte cimenté (RPC) est produit par malaxage des résidus miniers tout venant (entre 75 et 85% de solide) auxquels sont ajoutés divers types de liants hydrauliques (3 à 7% par rapport à la masse de résidus secs) et d'eau de mélange (eau de robinet ou de procédé) (Hassani et Bois 1992, Brackebusch 1994,

Landriault, Verburg et al. 1997, Hassani et Archibald 1998, Benzaazoua, Quellet et al. 1999, Belem et Benzaazoua 2008). Plusieurs types de liants hydrauliques notamment le ciment portland et des ajouts minéraux cimentaires comme les laitiers de haut fourneau, les cendres volantes etc. peuvent entrer dans la composition des RPCs (Peyronnard et Benzaazoua 2012, Tariq et Yanful 2013, Sheshpari 2015). La Figure 1.2 présente les différents ingrédients entrant dans la préparation des RPCs, leur mise en place sous terre et quelques aspects importants liés à leur opérationnalisation (Benzaazoua, Belem et al. 2002).

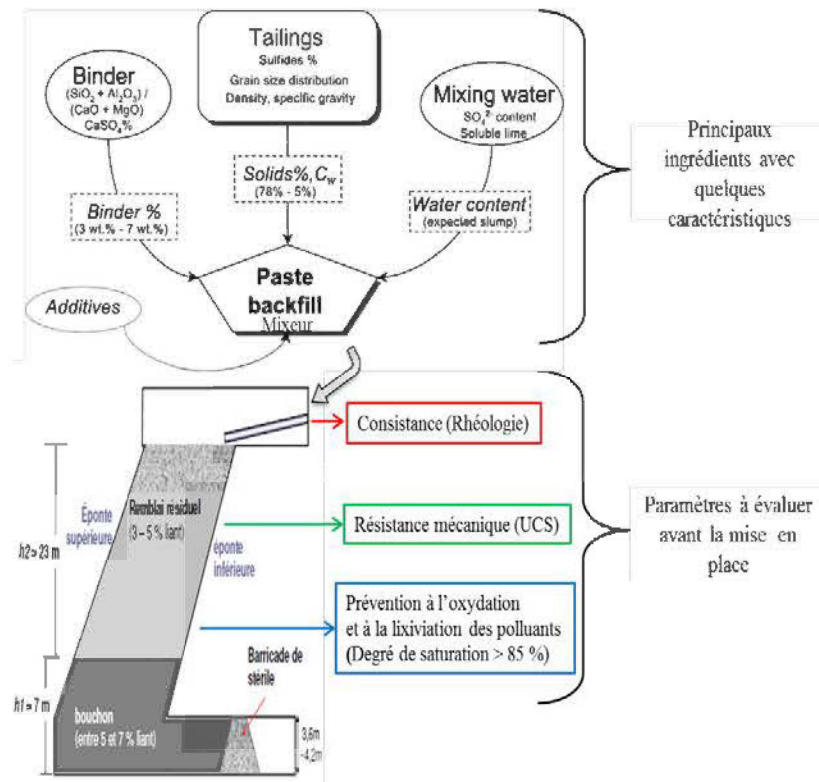


Figure 1.2 Principaux constituants du remblai minier en pâte cimenté et quelques aspects à considérer pour sa mise en œuvre (adapté de Benzaazoua, Belem et Bussière, 2002).

Comme on peut le voir sur la Figure 1.2, la base du chantier à remblayer (encore désigné comme «bouchon») est généralement remplie par un mélange de RPC à des teneurs en liant de l'ordre de 5 à 7% tandis que le RPC utilisé pour le reste du chantier a un pourcentage de liant variant entre 3 et 5%. Développé il y a quelques décennies, le remblayage minier en pâte cimenté s'est vite répandu à travers le monde dans les mines souterraines à cause des nombreux avantages technico-économiques et environnementaux associés à son adoption (Hassani et Bois 1992, Landriault, Verburg et al. 1997, Naylor, Farmery et al. 1997, Belem et Benzaazoua 2008). On relève que le RPC, contrairement au RH, utilise les résidus tout-venant, produit peu d'eau de drainage et ne nécessite pas la mise en place de barricades sophistiquées (Jung et Biswas 2002, Belem et Benzaazoua 2008). Une fois le remblai placé dans le chantier, l'hydratation des liants et la consolidation des RPC sous leur propre poids entraînent le développement des résistances mécaniques suffisantes pour permettre au remblai en pâte de jouer son rôle de support de terrain (Landriault, Verburg et al. 1997, Naylor, Farmery et al. 1997, Belem et Benzaazoua 2008, Yilmaz, Benzaazoua et al. 2009). En raison de l'état de saturation des RPCs en eau due à la présence des particules ultrafines (particules de taille inférieure à 20 $\mu$ m), l'oxydation des sulfures (souvent présents dans le RPC) est très réduite voire inexistante. La cimentation du remblai réduit la conductivité hydraulique et la porosité du remblai (Godbout 2005, Ouellet, Bussière et al. 2007, Fall, Adrien et al. 2009, Yao, Cui et al. 2012, Pokharel et Fall 2013) tout en favorisant le piégeage des contaminants par des processus de stabilisation/solidification (Levens, Marcy et al. 1996, Mohamed, Hossein et al. 2002, Benzaazoua, Marion et al. 2004, Mijno, Martin et al. 2007, Coussy, Benzaazoua et al. 2011). Ainsi, ce processus de stabilisation/solidification contribue à réduire le risque de transfert de polluants vers l'environnement (Benzaazoua, Bussière et al. 2008).

### 1.3 Problématique de transport des RPC

Actuellement, la technologie de remblayage s'oriente vers une densification accrue des pâtes obtenues par des épaisseurs et de filtres très performants (Slottee et Johnson 2005). Il est également rapporté que les performances mécaniques des RPCs augmentent avec l'augmentation du pourcentage de solide ( $C_w$ ) pour un même pourcentage de liant ( $B_w$ ) (Cayouette 2003, Yin, Wu et al. 2012). Une augmentation du pourcentage de résidus dans les RPCs peut accroître l'avantage environnemental de la technologie de remblayage en permettant le retour d'une plus grande quantité de résidus miniers sous terre. Toutefois, les critères de transport des RPCs peuvent limiter la quantité de résidus solides pouvant être incorporés dans les RPCs et donc la valeur de  $C_w$  selon leurs caractéristiques physico-chimiques incluant la granulométrie, la densité spécifique, la composition minéralogique, etc. Il est rapporté que les suspensions granulaires très concentrées, à l'image du remblai minier en pâte cimenté, peuvent présenter un comportement rhéologique rhéoépaississant caractérisé par une augmentation de la viscosité avec le taux de cisaillement (Hoffman 1998, Cyr, Legrand et al. 2000, Hébraud et Lootens 2005, Yahia 2014). Les propriétés rhéologiques de ces RPCs très concentrés deviennent alors problématiques selon les moyens de la mine pour un transport aisé par pipeline et trous de forage. Pourtant, la performance de tout système de remblayage repose en grande partie sur l'efficacité à transporter et à distribuer le RPC dans les chantiers miniers souterrains tout en respectant les critères de qualité en termes de résistance mécanique visée. Une mauvaise aptitude à l'écoulement des RPCs n'affecte pas uniquement les performances de pompage et la mise en place des RPCs mais peut présenter des répercussions sur l'ensemble des opérations clés de la mine. Par exemple, des cas de bouchons de pipeline peuvent entraîner le démantèlement des portions du réseau de distribution pour procéder à sa maintenance. Cette opération peut exiger l'arrêt momentané des opérations d'exploitation avec comme conséquence une augmentation des coûts de production de la mine.



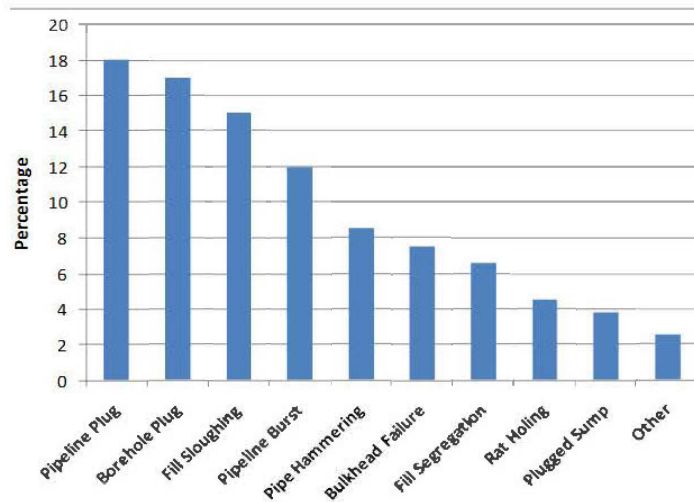


Figure 1.3 Principaux problèmes associés à la technologie du remblayage minier souterrain (tiré de (De Souza, Archibald et al. 2004))

Selon De Souza, Archibald et al. (2004), la majorité des problèmes de dysfonctionnement observée au niveau de la technologie du remblayage minier souterrain dans le contexte canadien, est associée au système de distribution. Comme indiqué sur la Figure 1.3, 18% concernent les situations de bouchon dans les pipelines, 17% les bouchon des trous de forage, 12% l'éclatement du système de canalisation et 8,5% au coup de bélier sur les tuyauteries etc.

Dans la pratique, pour assurer un transport adéquat du RPC, une quantité d'eau nettement supérieure à celle nécessaire à l'hydratation du liant est souvent requise. Cet excès d'eau a un impact direct sur les résistances mécaniques des RPCs car il augmente le rapport eau sur liant (E/C) et favorise le développement d'une certaine porosité dans la masse du RPC (Ouellet, Bussière et al. 2007). Pourtant, un lien direct entre la microstructure et les propriétés mécaniques des matériaux cimentaires en général (Papadakis, Vayenas et Fardis 1991) et des RPCs en particulier (Benzaazoua, Fall et al. 2004) a été prouvé. En effet, la proportion de pores dans les matériaux

cimentaires, peut être corrélée avec le rapport eau/liant (E/L) (Figure 1.4). En effet, ce rapport eau/ciment (E/C) peut avoir une influence sur le degré d'hydratation du liant de même que sur la résistance mécanique et la durabilité des matériaux cimentaires (Aïtcin 2000). Comme indiqué sur la Figure 1.4a, lorsque le rapport eau/ciment (E/C) augmente, la porosité capillaire augmente selon les degrés d'hydratation de la pâte. Par exemple, pour une pâte hydratée à 100%, la porosité capillaire est inférieure à 20% lorsque le rapport E/C est de 0,4. Cette porosité capillaire peut atteindre jusqu'à plus de 30% pour une pâte de ciment avec un E/C de 0,8 malgré le degré d'hydratation de 100%. La Figure 1.4.b montre l'influence du rapport E/C sur la résistance mécanique des matériaux cimentaires. On relève sur cette figure, une décroissance hyperbolique de la résistance mécanique lorsque le rapport E/C augmente. Par contre, on note qu'une grande réduction du rapport E/C d'une pâte de ciment réduit considérablement son ouvrabilité (aptitude à l'écoulement et à la mise en œuvre). Si une réduction du rapport E/C pour des pâtes de ciment ayant des valeurs de E/C relativement élevées (entre 0,5 et 0,6) se solde par de faible augmentation de résistance mécanique (Figure 1.4c), le gain de résistance mécanique supplémentaire peut être substantielle lorsque la réduction de E/C est réalisée dans la zone des faibles valeurs de E/C (entre 0,2 à 0,3) (Figure 1.4c). Pour le cas spécifique du RPC, Benzaazoua, Fall et al. (2004) ont rapporté une réduction de la résistance mécanique des RPCs aux différents temps de cure, lorsque la teneur en eau (E/C) des RPCs augmentait. Comme indiqué sur la Figure 1.4.d, par exemple, à 7 jours de cure, on relève une résistance en compression (unconfined compressive strength ou UCS) supérieure à 350 kPa pour les RPCs ayant une teneur en eau de 24% tandis que l'UCS déterminé sur le RPC avec une teneur en eau de 27% est autour de 200 kPa.

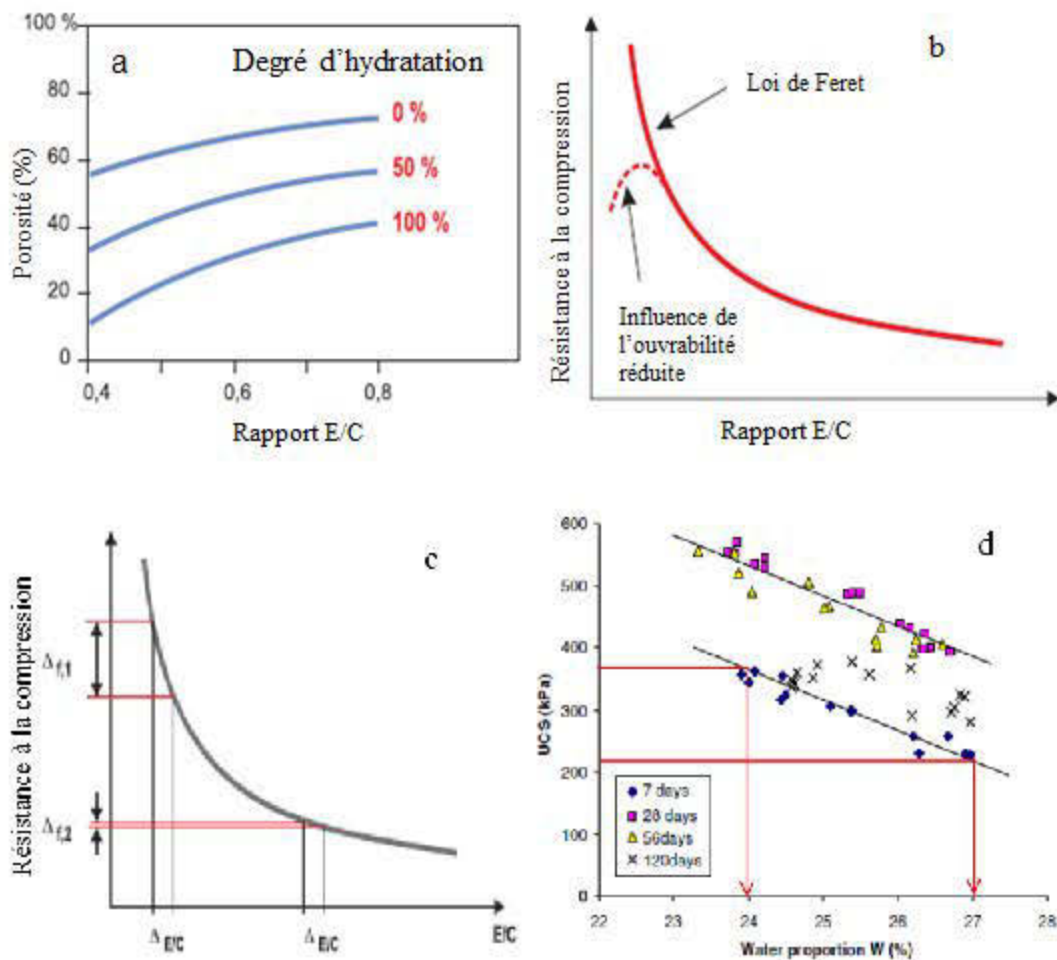


Figure 1.4 Influence du rapport E/C (a) effet du E/C sur la porosité à différents degrés d'hydratation; (b et c) effet de E/C sur la résistance mécanique à la compression des de la pâte de ciment (De Schutler et Apers 2007) et (d) effet de la teneur en eau (w) sur la résistance mécanique à la compression (UCS) pour le cas du remblai en pâte cimenté (Benzaazoua, Fall et al. 2004).

Le processus d'épaississement et de filtration étant des étapes indispensables dans la technologie du remblayage, il apparaît souhaitable d'utiliser une quantité minimale d'eau pour le malaxage du RPC tout en étant capable de le transporter sous terre à

travers le réseau de pipelines. Une solution pour concilier le besoin d'avoir un pourcentage solide des RPCs élevé avec la possibilité de leur transport adéquat serait le recours aux adjuvants réducteurs d'eau de grande portée ou High-range water reducer (HRWR) encore appelés superplastifiants (SP). L'utilisation de SPs requiert cependant une évaluation précise de leur effet sur les paramètres rhéologiques et mécaniques des RPCs. La section suivante expose quelques aspects sur les superplastifiants et leur utilisation dans les RPCs.

#### 1.4 Utilisations des superplastifiants dans les RPCs et besoins en recherche

Si l'usage des adjuvants pour la production de bétons fluides de haute performance est une pratique courante dans l'industrie de la construction (De Schutler et Apers 2007), seuls quelques auteurs ont étudié l'incorporation d'un ou deux superplastifiants dans leurs recettes de remblai. Les résultats obtenus étaient plus ou moins encourageants quant à leur efficacité à améliorer le transport et la résistance mécanique des remblais (Farzam, Rispin et al. 1998, Gay, Buffenbarger et al. 2000, Klein et Simon 2006, Ouellet et Brunet 2010, Weatherwax, Bosko et al. 2010, Simon, Grabinsky et al. 2011, Ouattara, Yahia et al. 2013, Fan, Zhang et al. 2014). Ces superplastifiants sont des substances chimiques qui agissent comme dispersants suite à leur adsorption sur les surfaces des phases solides du ciment ou sur les premiers hydrates produits (Ramachandran 1995, Uchikawa, Sawaki et al. 1995, Yoshioka, Tazawa et al. 2002). Trois grandes catégories de SP sont principalement utilisées, soit les polynaphtalènes de sodium (PNS), les polymélamines de sodium (PMS) et les polycarboxylates acrylates (PCA).

Les superplastifiants peuvent permettre un transport adéquat de RPCs avec un pourcentage solide ( $C_w$ ) élevé et réduire la quantité d'eau, ce qui peut améliorer les résistances mécaniques et présenter un potentiel de réduction de la quantité de ciment

à ajouter. Aussi, les superplastifiants, en améliorant les propriétés rhéologiques des RPCs, peuvent avoir un impact indirect sur la consommation d'énergie, notamment au niveau du malaxeur durant la préparation du RPC et également au niveau des pompes pour l'acheminement vers les chantiers à remblayer. En prenant en compte le fait que certains superplastifiants notamment les lignosulfonates modifiés proviennent des sous-produits de l'industrie papetière, leur utilisation dans les matériaux cimentaires peut constituer une option de valorisation des résidus de celle-ci. En permettant de réduire la quantité d'eau de mélange, les superplastifiants contribuent au gain de résistance des RPCs par la réduction des mésopores. En favorisant la réduction de la quantité d'eau utilisée pour le mélange du RPC, les superplastifiants participent à l'économie d'eau. Les besoins en eau des mines étant le plus souvent assez considérable, les quantités d'eau économisée dans le remblayage peuvent être affectées à d'autres usages. De plus, cet aspect peut s'avérer particulièrement bénéfique lorsque la mine est située dans un contexte où la disponibilité de la ressource en eau est limitée où son acheminement est difficile (Huynh, Beattie et al. 2006).

Des besoins en recherche sur l'effet de l'introduction de SP dans les recettes de RPCs sur leurs propriétés rhéologiques et mécaniques tout en maximisant leur pourcentage solide, restent ainsi nécessaires pour permettre leur bon usage.

### 1.5 Objectifs et hypothèses de l'étude

- L'objectif principal de cette thèse est d'investiguer expérimentalement la possibilité d'utiliser des superplastifiants dans des RPCs à forte concentration solide, pour améliorer leur transport et leurs résistances mécaniques. Ces investigations permettront d'évaluer les possibilités de réduction de liant et donc, de réaliser des économies tout en améliorant l'aspect environnemental

de réduction de la quantité de résidus à stocker en surface. Ainsi les objectifs spécifiques suivants ont été poursuivis :

- Présenter une revue de littérature sur la technologie du remblayage minier en pâte cimenté, en mettant l'accent sur la question de la rhéologie, du transport et de l'utilisation des superplastifiants en général et dans les recettes de RPCs en particulier;
- Déterminer les dosages de superplastifiants compatibles avec les critères de transport des RPCs;
- Dégager les facteurs influençant la performance des SPs comme la méthode d'ajout, le type et le dosage de superplastifiants, le type de résidus miniers;
- Évaluer la performance des SPs dans les RPCs très visqueux en suivant l'évolution de différents paramètres rhéologiques notamment le seuil de cisaillement ainsi que les indices de consistance et d'écoulement du modèle de Herschel-Bulkley;
- Déterminer les gains de résistance des RPCs suite à l'incorporation des SPs;
- Évaluer les implications économiques et environnementales découlant de l'utilisation des SPs dans les recettes de RPCs.
- Il ressort des sections précédentes que l'utilisation de superplastifiants dans les RPCs a retenu peu d'attention dans la recherche, bien que le RPC fasse partie intégrante des matériaux cimentaires et au regard du caractère central du transport dans le bon déroulement des opérations de remblayage. Dans la conduite de cette recherche, les hypothèses suivantes ont été formulées :
- Les RPCs étant des matériaux cimentaires ayant tendance à flocculer, les superplastifiants, par leur effet de dispersion, sont aptes à améliorer les

paramètres rhéologiques des RPCs, tout comme dans le cas des pâte de ciment. L'utilisation des SPs dans les RPCs peut permettre d'augmenter les pourcentages solides tout en étant capable de les transporter adéquatement;

- L'approche méthodologique d'évaluation des performances rhéologiques dans le domaine des bétons et mortiers est transposable dans le cas des RPCs;
- L'analyse des paramètres rhéologiques des RPCs peut rendre compte de la performance des superplastifiants selon leurs types et dosages, la méthode d'addition et l'effet du type de résidus;
- L'utilisation des superplastifiants dans les recettes de RPCs pourrait permettre de réduire le pourcentage de liant des RPCs pour une même résistance mécanique et induire des économies, notamment au niveau de la réduction de la quantité de liants, de l'augmentation des résidus pouvant être intégrés dans les RPCs et de l'économie d'eau de mélange, d'énergie de malaxage et de transport.

## 1.6 Structure de la thèse

La thèse aborde la question de l'utilisation des SPs dans les RPCs en prenant en compte à la fois les aspects d'amélioration de la rhéologie, de la résistance mécanique et les facteurs d'influence importants pour le bon succès de l'utilisation des superplastifiants y compris les aspects économiques et environnementaux. Elle est divisée en six chapitres principaux. Le chapitre 1 constitue l'introduction générale. Le chapitre 2 est consacré à la revue de littérature sur le transport des RPCs et sur l'utilisation des superplastifiants dans les mélanges de RPCs. Les chapitres 3, 4 et 5 présentent les résultats obtenus, sous forme d'articles scientifiques soumis à des revues avec comité de lecture. Comme la propriété principale des superplastifiants est

de faciliter l'écoulement des matériaux cimentaires et compte tenu de la place de la rhéologie dans la mise en œuvre du remblayage, les chapitres 3 et 4 ont été consacrés à l'analyse rhéologique des RPCs incorporant des superplastifiants. Le chapitre 3 a évalué la compatibilité entre superplastifiant et liant, la méthode de calcul des dosages de SP dans le RPC et l'effet de l'augmentation des pourcentages de solide sur la performance des superplastifiants. Le chapitre 4 s'est focalisé sur le comportement rhéologique des RPCs très concentrés pour saisir l'effet d'un ensemble de facteurs incluant le type de superplastifiant, la méthode d'ajout de superplastifiant, le type et la teneur en liant des RPCs à travers l'analyse des paramètres rhéologiques. En raison du rôle de support de terrain joué par le RPC, l'influence de l'incorporation de superplastifiants dans les RPCs sur la résistance mécanique a été évaluée dans le chapitre 5. Le chapitre 6 discute certains résultats rhéologiques et d'analyse du potentiel de surface des suspensions de remblais. Il présente également une procédure d'analyse technico-économique qui a été par la suite, appliquée aux résultats rhéologiques et mécaniques obtenus dans le cadre de cette recherche. Le chapitre 7 récapitule les principales conclusions et énonce les recommandations de l'ensemble des travaux réalisés. Certains détails des essais réalisés dans le cadre de cette recherche sont rassemblés dans les annexes de la thèse.

### 1.7 Avancements et limites de l'étude

Cette étude a permis de mieux évaluer les effets de l'utilisation des superplastifiants sur les propriétés rhéologiques et mécaniques des RPCs. Elle a clarifié l'influence de la méthode d'ajout, incluant la méthode immédiate et la méthode différée des superplastifiants à la fois sur la rhéologie des RPCs et sur les propriétés mécaniques. L'approche fondée sur l'analyse de l'évolution des paramètres rhéologiques du modèle de Herschel-Bulkley du chapitre 4 constitue une contribution de cette thèse à l'avancement de la connaissance sur la rhéologie des RPCs en générale et des RPCs



incorporant des superplastifiants en particulier. De plus, un autre aspect original de cette thèse réside dans l'approche d'évaluation des gains potentiels en termes de réduction de résidus de surface et d'économie d'eau, pour aller au-delà de la seule économie en liant plutôt marginale le plus souvent recherchée par les études précédentes.

La présente étude rencontre toutefois certaines limites, en partie attribuable à la faible littérature scientifique abordant l'utilisation des adjuvants dans les RPCs. Pour ce faire, l'étude s'est davantage focalisée sur le comportement macroscopique de l'utilisation des superplastifiants, le volet chimique bien qu'important, n'a pas été développé à cause de la non disponibilité de la composition chimique exacte des molécules des superplastifiants, ce qui limite l'interprétation de certains résultats. En raison de l'absence de normes spécifiques aux remblais, bien que l'étude ait utilisé deux types de résidus miniers (un très sulfureux et l'autre très peu sulfureux) et plus de huit types de superplastifiants (produits par quatre principales compagnies manufacturières de superplastifiants), l'extrapolation des résultats à d'autres types de résidus reste à prouver à cause de la variabilité des résidus, de la chimie des eaux de mélange et même des superplastifiants.

## CHAPITRE II

### REVUE DE LITTÉRATURE SUR LE TRANSPORT DES REMBLAIS MINIERS EN PÂTE CIMENTÉS ET LES SUPERPLASTIFIANTS

L'incorporation de superplastifiants dans les matériaux cimentaires vise à améliorer leur comportement rhéologique afin de faciliter leur écoulement durant leur transport à travers des pipelines. Ce chapitre présente dans un premier temps, le transport en pipeline des remblais miniers en pâte cimenté en lien avec la rhéologie, notamment l'utilisation des paramètres rhéologiques pour la détermination des pertes de charge lors du transport des RPCs. Les principales notions inhérentes aux superplastifiants sont ensuite exposées, particulièrement leur mode d'action et les aspects qui influencent leur performance dans les matériaux cimentaires. Cette analyse vise à dégager les aspects essentiels à prendre en compte pour un usage optimal des superplastifiants dans les RPCs. Finalement, une analyse critique des résultats d'études portant sur l'utilisation des superplastifiants dans les recettes de RPCs a été menée afin de relever les aspects peu étudiés et dont certains seront élucidés dans la présente thèse.

#### 2.1 Transport des remblais miniers en pâte cimentés

Selon les choix de la mine, trois principales options de transport permettent d'acheminer les RPCs jusqu'aux chantiers à remblayer (Thomas 1979). Ces trois options de transport présentées à la Figure 2.1 comprennent le transport par gravité, le

transport par pompage suivi d'une phase de chute libre par gravité ainsi que l'option de transport par gravité suivi d'un pompage au niveau de l'écoulement dans la portion horizontale du système de transport. Durant le transport, comme indiqué sur la Figure 2.1, un certain nombre de facteurs externes incluant la température, le gradient géothermique attribuable à la profondeur de la mine et le cisaillement à l'intérieur du pipeline peuvent avoir une influence plus ou moins importante sur les caractéristiques d'écoulement des RPCs (Wu, Fall et al. 2013).

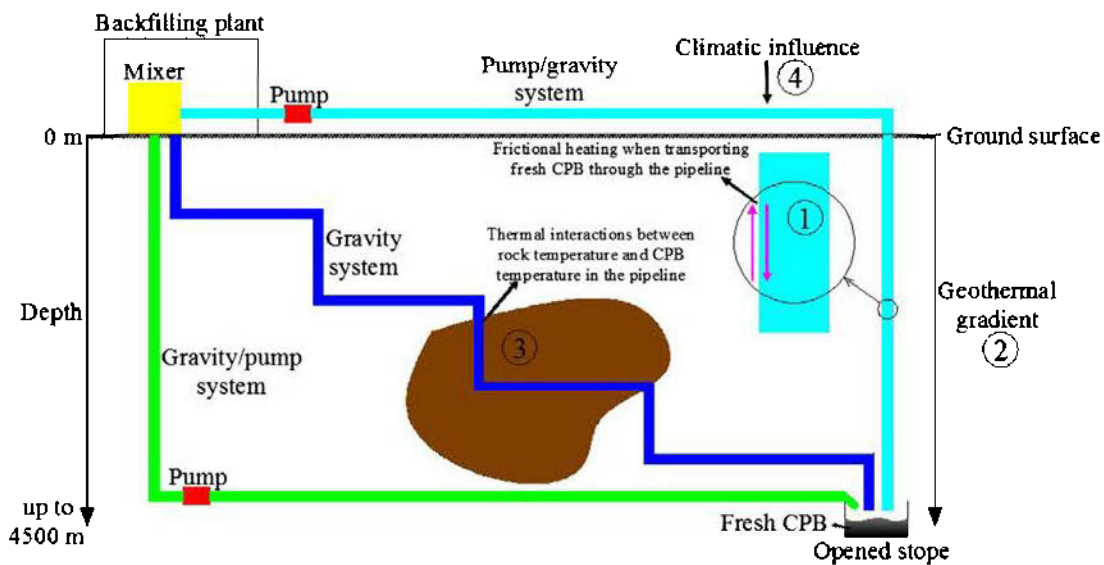


Figure 2.1 Différentes options de transport par pipeline de RPC minier et quelques facteurs d'influence (tiré de Wu, Fall et Cai, 2013) (adapté de Thomas, 1979).

### 2.1.1 Paramètres de transport des suspensions minérales

Lors du transport des remblais pour leur dépôt sous terre, comme dans tout problème d'écoulement hydraulique en charge, un certain nombre de paramètres incluant le débit ( $Q$ ), le diamètre des pipelines ( $D$ ), la distance d'écoulement ( $L$ ) et les pertes de charges totales ( $J$ ) sont déterminants pour la conception du système de transport afin d'éviter des situations problématiques comme le blocage dans les pipelines ou dans

les trous de forage. Généralement la conception ou l'analyse d'un système de transport en charge concerne les trois principales situations suivantes (Swamee et Aggarwal 2011, Swamee et Aggarwal 2011, Vatankhah 2011):

- Détermination des pertes de charges totales ( $J$ ) d'un système de transport pour lequel le débit, le diamètre du pipeline, la distance de transport ( $L$ ), le facteur de friction ( $f$ ) et la pression de pompage ( $P$ ) sont fixés ;
- Détermination du débit d'écoulement ( $Q$ ) connaissant le diamètre ( $D$ ), les pressions ( $P$ ), les pertes de charge totales ( $J$ ) et la distance d'écoulement ( $L$ );
- Détermination du diamètre de pipeline permettant d'acheminer le matériau à un débit  $Q$  fixé, avec une perte de charge fixée, sur une certaine distance connue et, cela, à l'aide des pressions de pompage connues.

Pour le cas spécifique des RPCs, la problématique centrale consiste à déterminer les pertes de charge totale pour un débit et une distance de transport connus dans le but de déterminer le système de pompage adéquat. Deux approches sont généralement invoquées pour évaluer les conditions de transport des remblais (Hallbom 2008). D'une part la méthode directe par la réalisation d'essais d'écoulement en boucle (flow loop tests) pour mesurer tous les paramètres d'écoulement tels que le débit, les pressions et gradients de pression (ou les pertes de charges), les vitesses d'écoulement et les diamètres des tuyaux requis. L'essai consiste en la mise en place d'un système de tuyaux instrumentés par divers capteurs comme les manomètres, des débitmètres et des calorimètres, et d'une pompe permettant de générer la pression nécessaire pour l'écoulement du matériau et l'enregistrement plus ou moins direct des différents paramètres (Clark, Vickery et al. 1995). D'autre part, l'approche indirecte procède à la détermination des paramètres de transport à l'aide des relations mathématiques à partir des données rhéologiques mesurées sur un échantillon représentatif réduit. Généralement, l'approche rhéologique est adoptée durant la phase de l'étude de

pré faisabilité pour approcher, à priori, les conditions de transport, tandis que l'essai d'écoulement en boucle est réalisé en phase de faisabilité ou pendant la production pour confirmer les résultats de l'approche rhéologique (Onellet 2015). Comme la présente thèse analyse les paramètres rhéologiques de RPCs incorporant des superplastifiants, l'approche rhéologique sera alors décrite de manière plus détaillée dans les sections suivantes après avoir présenté les principes de la rhéologie, les paramètres d'importance et les moyens de mesure de ceux-ci.

### 2.1.2 Notions de rhéologie et principaux comportements rhéologiques des fluides

La rhéologie est l'étude de la déformation et de l'écoulement de la matière sous l'effet d'une contrainte de cisaillement (Barnes, Hutton et al. 1989). La physique classique indique que toute force dynamique qui s'exerce sur un corps doué crée un mouvement cinématique de déformation pouvant être décrit dans le temps. La Figure 2.2 présente l'expérience de base d'un cisaillement simple appliqué à un fluide placé entre deux plaques parallèles, dont l'une est mobile et l'autre fixe.

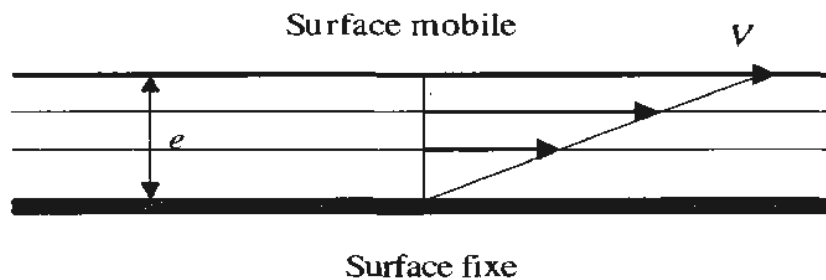


Figure 2.2 Fluide soumis à un cisaillement simple entre deux plaques parallèles, dont l'une est mobile et l'autre, immobile (tiré de Coussot et Grossiord, 2001).

À travers cette figure, on peut définir la grandeur de la contrainte de cisaillement ( $\tau$ ) qui est le rapport d'une force ( $F$ ) par unité de surface ( $S$ ) et qui s'écrit selon l'équation (2.1).

$$\tau = \frac{F}{S} \quad (2.1)$$

Le taux de cisaillement ( $\dot{\gamma}$ ) exprime la vitesse avec laquelle la déformation du matériau se produit. Elle correspond alors à la dérivée en fonction du temps de la déformation ( $dx$ ).

$$\dot{\gamma} = \frac{dV}{dx} \quad (2.2)$$

La relation la plus importante en rhéologie est celle qui exprime la contrainte de cisaillement ( $\tau$ ) en fonction du taux de cisaillement ( $\dot{\gamma}$ ).

$$\tau = f(\dot{\gamma}) \quad (2.3)$$

La représentation de la contrainte de cisaillement en fonction du taux de cisaillement est appelée rhéogramme ou courbe d'écoulement (Barnes, Hutton et al. 1989, Coussot et Grossiord 2001). En effet, lorsque le rhéogramme d'un fluide donné est connu, il est possible d'en déduire l'écoulement du fluide dans diverses conditions de transport. On peut alors définir la viscosité dynamique apparente ( $\mu$ ) du fluide qui est le rapport de la contrainte de cisaillement sur le taux de cisaillement ( $\dot{\gamma}$ ).

$$\mu = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (2.4)$$

En condition d'écoulement laminaire, il est possible d'accéder aux propriétés rhéologiques, notamment la viscosité des fluides. Plusieurs types de comportements rhéologiques peuvent être distingués selon la forme de leurs rhéogrammes (voir Figure 2.3).

Lorsque le rhéogramme d'un fluide est linéaire et passe par l'origine du repère ( $\tau, \dot{\gamma}$ ), cela dénote une proportionnalité constante et unique en tous points de la droite entre la contrainte de cisaillement et le taux de cisaillement (voir Figure 2.3). Le coefficient de cette proportionnalité qui est aussi la pente de la droite correspond à la viscosité

dynamique ( $\mu$ ). De plus, le fluide se déforme dès l'application de la contrainte de cisaillement et en absence de contrainte, le fluide ne subit aucune déformation ; d'où le passage du rhéogramme par l'origine du repère. Certains fluides présentant ce type de comportement, comme l'eau et la glycérine, sont alors qualifiés de fluides newtoniens. Mais, la grande majorité des fluides et des matériaux cimentaires, comme le remblai, présentent des rhéogrammes différents de celui newtonien et sont alors classés comme fluides non-newtoniens (voir Figure 2.3).

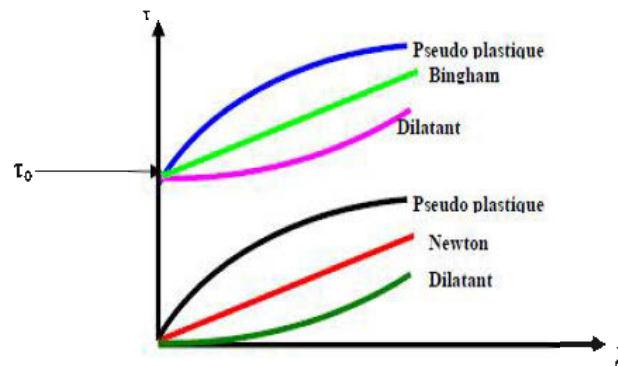


Figure 2.3 Principaux rhéogrammes de fluides.

Contrairement au comportement newtonien qui est décrit par un modèle linéaire unique, le comportement non-newtonien peut être modélisé par plusieurs types d'équations, selon la forme du rhéogramme. Parmi les fluides non-newtoniens, certains présentent des courbes d'écoulement non-linéaires qui passent par l'origine du repère (comme les fluides newtoniens). Ces courbes sont plus ou moins incurvées selon l'axe des abscisses (taux de cisaillement) ou l'axe des ordonnées (contrainte de cisaillement). Lorsque le rhéogramme est incurvé avec une concavité orientée vers l'axe du taux de cisaillement ( $\dot{\gamma}$ ), le comportement est qualifié de fluidifiant. Par contre, si les fluides présentent un rhéogramme incurvé avec une concavité orientée vers l'axe des contraintes de cisaillement ( $\tau$ ), le comportement est alors qualifié de dilatant. La loi d'Ostwald-de Waele (équation 2.5) encore désigné sous le terme de loi

de puissance permet de décrire les comportements de ces fluides fluidifiants ou dilatants.

$$\tau = K\dot{\gamma}^n \quad (2.5)$$

Dans cette équation,  $K$  (en  $\text{Pa}\cdot\text{s}^n$ ) et  $n$  (-) sont respectivement l'indice de consistance et l'indice d'écoulement. Certains fluides non-newtoniens, lorsqu'ils sont soumis au cisaillement, nécessitent l'atteinte d'une certaine valeur de contrainte de cisaillement avant leur mise en écoulement. Ces fluides sont dits à seuil de contrainte. Si la courbe d'écoulement est linéaire au-delà du seuil de cisaillement, le comportement de ces fluides est décrit par le modèle de Bingham (équation 2.6), qui permet d'obtenir le seuil de cisaillement de Bingham ( $\tau_B$ ) et la viscosité plastique ( $\mu_B$ ) du fluide.

$$\tau = \tau_B + \mu_B\dot{\gamma} \quad (2.6)$$

Les fluides à seuil de contrainte peuvent présenter un rhéogramme non-linéaire au-delà du seuil de cisaillement, mais plus ou moins incurvé. Si le rhéogramme est incurvé avec une concavité orientée vers l'axe des vitesses de cisaillement ( $\dot{\gamma}$ ), le comportement est qualifié de rhéofluidifiant. Dans le cas contraire, c'est-à-dire lorsque la concavité est orientée vers l'axe des contraintes de cisaillement ( $\tau$ ), le comportement est rhéoépaississant (voir Figure 2.3). Le comportement fluidifiant ou rhéofluidifiant peut s'expliquer par une orientation des constituants du fluide suivant la direction de l'écoulement, ce qui se traduit par une diminution relative de la contrainte de cisaillement lorsqu'on augmente le taux de cisaillement. Par contre, dans le cas du comportement dilatant ou rhéoépaississement, l'enchevêtrement plus accru des constituants du fluide est à l'origine de l'augmentation de la viscosité lorsque le taux de cisaillement augmente. Dans ces cas de figure, l'équation 2.7, correspondant au modèle à trois paramètres de Herschel-Bulkley (Coussot et Grossiord 2001), est plus adaptée pour ajuster leurs courbes d'écoulement.

$$\tau = \tau_{HB} + K\dot{\gamma}^n \quad (2.7)$$



Où  $K$  est l'indice de consistance (en Pa pour l'équation 2.5 et en  $\text{Pa}\cdot\text{s}^n$  pour l'équation 2.7) et  $n$  est l'indice d'écoulement. Selon les valeurs de  $n$  on distingue les fluides rhéoépaississants ou dilatants (pour  $n > 1$ ), les fluides rhéofluidifiants ou pseudo-plastiques ( $n < 1$ ) et les fluides de type Bingham ( $n = 1$ ). Pour  $n = 1$ ,  $K = \mu_B$ .

Le modèle de Casson donné par l'équation 2.8, avec la fonction racine carrée, est un cas particulier de comportement rhéofluidifiant avec  $K=1$  et  $n=1/2$ .

$$\sqrt{\tau} = \sqrt{\tau_{0C}} + \sqrt{\dot{\gamma}} \quad (2.8)$$

Le RPC à l'état frais est une suspension concentrée qui ne peut être mise en écoulement qu'après l'application d'une pression minimale requise appelée seuil de cisaillement. Le remblai en pâte cimenté est donc un fluide à seuil de cisaillement. L'existence de ce seuil est la conséquence des interactions entre les différentes particules qui forment le RPC. En effet, une suspension granulaire constituée de particules très fines (de l'ordre de  $10\mu\text{m}$ ), peut présenter certaines caractéristiques colloïdales et est sujette à un ensemble de forces en présence incluant des forces électrostatiques d'attraction ou de van der Waals, de répulsion, des forces browniennes, la force de gravité et des forces de viscosité (Neubauer, Yang et al. 1998, Flatt 2004). En raison de l'existence de seuil de cisaillement, plusieurs modèles rhéologiques (voir Figure 2.3) incluant le modèle de Herschel-Bulkley (Herschel et Bulkley 1926), le modèle de Bingham (Bingham 1922) et le modèle de Casson (Casson 1959) peuvent être utilisés pour ajuster les courbes d'écoulement des remblais en pâte cimentés. Mais, le modèle à deux paramètres de Bingham est communément utilisé pour modéliser le comportement des pâtes de remblai, tandis que le modèle de Herschel-Bulkley et de Casson sont seulement quelquefois utilisés (Li et Moerman 2002, Sofrá et Boger 2002, Kwak, James et al. 2005, Hallbom 2008, Wu, Wang et al. 2015).

### 2.1.3 Rhéométrie expérimentale

La rhéométrie s'occupe de la mesure expérimentale des paramètres rhéologiques des fluides. Plusieurs dispositifs, conçus selon le principe de cisaillement simple, utilisent différentes géométries de mesure pour générer les courbes d'écoulement des fluides. Ces dispositifs sont des rhéomètres. Un certain nombre de conditions et d'hypothèses sont supposées remplies afin de permettre d'appliquer les principes de la rhéologie sur tout matériau soumis aux mesures rhéologiques. Il y a d'abord la condition d'homogénéité et de continuité des fluides qui considère le matériau comme un tout dont les propriétés en tous points du fluide sont identiques. La deuxième condition à respecter pour mesurer les propriétés rhéologiques est le régime d'écoulement laminaire qui correspond à un écoulement en couches individualisées glissant les unes sur les autres. En effet, pour accéder à la viscosité qui exprime justement la résistance ou la friction entre les différentes couches de fluide, il est indispensable d'opérer les mesures dans ce régime.

Une dernière condition est l'hypothèse de la couche limite adhérente qui suppose que la couche de fluide en contact immédiat avec une surface solide est solidaire de ladite surface et que son déplacement se fait à la même vitesse que cette surface solide.

Le principe général de fonctionnement des rhéomètres rotatifs consiste à cisailer un échantillon de fluide entre deux surfaces solides, l'une en rotation (rotor) tandis que l'autre est fixe (stator). Ces rhéomètres rotatifs utilisent plusieurs types de géométries dont les plus courantes sont les disques parallèles ou géométrie plan/plan, la géométrie de cône-plan et la géométrie de cylindres co-axiaux. Dans tous les cas, Coussot et Grossiord (2001) distinguent les grandeurs physiques expérimentales comprenant le moment du couple ( $C$ ), l'angle de rotation ( $\delta$ ), la vitesse angulaire ( $\omega$ ) qui sont indépendants de la géométrie et du comportement rhéologique du fluide. Selon les cas, il est possible d'imposer une variation de la vitesse angulaire du rotor ( $\omega$ ) et enregistrer le moment du couple de torsion ( $C$ ) exercé par le fluide sur le stator

(rhéomètre à vitesse de cisaillement contrôlée) ou d'imposer la variation du moment du couple ( $C$ ) sur le rotor et mesurer la vitesse angulaire ( $\omega$ ) dans le fluide (rhéomètre à contrainte de cisaillement contrôlée). On passe des grandeurs expérimentales ( $C$ ,  $\delta$ ,  $\omega$ ) aux grandeurs rhéologiques d'intérêt que sont la contrainte de cisaillement ( $\tau$ ), le taux de déformation ( $\dot{\gamma}$ ) et la vitesse ou taux de cisaillement ( $\dot{\gamma}$ ) par l'intermédiaire de relations mathématiques faisant intervenir les dimensions de la géométrie utilisée et le comportement du fluide (Coussot et Grossiord 2001). Cela se traduit par les relations suivantes :

$$\tau = A \times C \quad (2.9)$$

$$\dot{\gamma} = B \times \omega \quad (2.10)$$

A et B sont des constantes expérimentales dépendantes de la géométrie utilisée pour effectuer les mesures. Le paragraphe suivant donne l'expression des facteurs A et B pour les différentes géométries selon le manuel de l'utilisateur du rhéomètre AR 2000 utilisé dans le cadre de cette étude.

Pour la géométrie de type plan/plan ou des disques parallèles, le matériau à analyser est cisailé entre deux plaques parallèles, dont l'une est mobile et l'autre, fixe, comme indiqué sur la Figure 2.4. Pour cette géométrie, les expressions des différentes variables A et B sont données par les équations 2.11 et 2.12 (TA Instrument 2007) :

$$A = \frac{2}{\pi R^3} \quad (2.11)$$

$$B = \frac{R}{h} \quad (2.12)$$

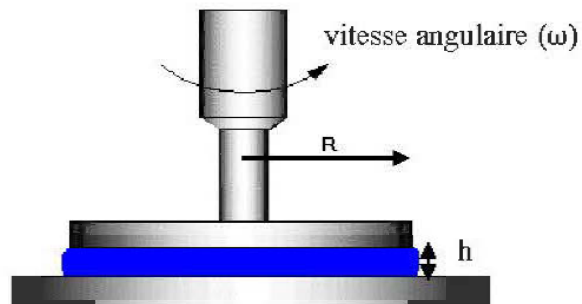


Figure 2.4 Géométrie de plaques parallèles (tiré de TA Instrument, 2007).

Pour la géométrie de type cône/plan qui présente une similitude avec celle des disques parallèles, à la différence que le rotor est constitué d'un cône tronqué de rayon R, le matériau à tester est placé sur le disque et le cône est abaissé jusqu'à la distance appropriée déterminée par l'entrefer entre le cône et le disque (voir Figure 2.5). Le cône est animé d'un mouvement de rotation autour de son axe de rotation à une vitesse angulaire ( $\omega$ ). Pour cette géométrie, les expressions des variables A et B sont données par les équations 2.13 et 2.14 (TA Instrument 2007) :

$$A = \frac{3}{2\pi R^3} \quad (2.13)$$

$$B = \frac{1}{\text{tg}\alpha} \quad (2.14)$$

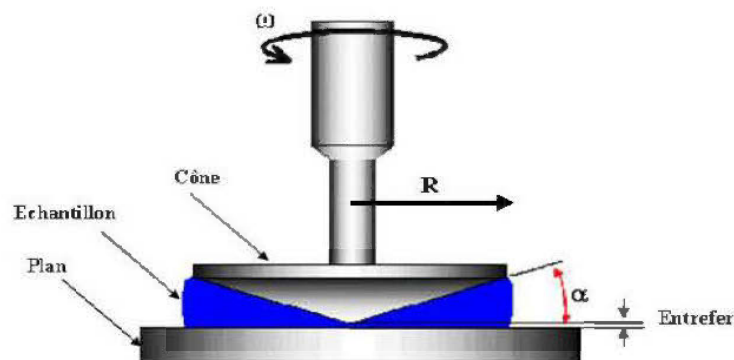


Figure 2.5 Géométrie de cône et plaque (tiré de TA Instrument, 2007).

La géométrie de type cylindres coaxiaux est constituée de deux cylindres coaxiaux de révolution dont l'un est intérieur de rayon  $R_1$  et l'autre extérieur de rayon  $R_2$  avec  $R_1 < R_2$ . Le matériau à tester est placé dans l'entrefer des cylindres et cisailé par un mouvement laminaire grâce à la rotation à une vitesse uniforme d'un des cylindres, l'autre étant maintenu immobile (voir Figure 2.6). On calcule les paramètres A et B par les équations 2.15 et 2.16 (TA Instrument 2007):

$$A = \frac{1}{4\pi h} \left[ \frac{R_1^2 + R_2^2}{R_1^2 R_2^2} \right] \quad (2.15)$$

$$B = \frac{R_2^2 + R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \quad (2.16)$$

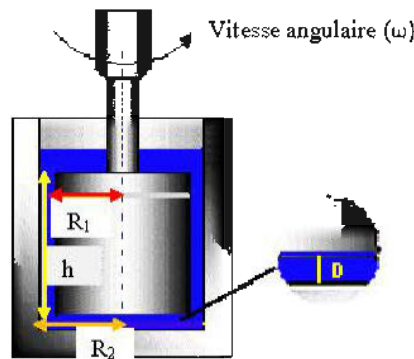


Figure 2.6 Géométrie de cylindres coaxiaux (TA Instrument 2007).

Plusieurs variantes de cette géométrie existent; les plus courantes sont la tige en croix appelée aussi moulinet ou croisillon ou «vane» et le cylindre conique. Bien que la géométrie de moulinet soit couramment utilisée pour déterminer le seuil d'écoulement (Coussot et Grossiord 2001), elle convient également à la mesure de la courbe d'écoulement des matériaux assez denses (Nguyen et Boger 1983, Nguyen et Boger 1985). Barnes et Nguyen (2001) ont utilisé cette géométrie pour mesurer directement le seuil de contrainte de cisaillement (yield stress) en appliquant un faible taux de vitesse de cisaillement ( $\dot{\gamma}$ ) et pour enregistrer l'évolution du couple (C) en fonction du temps sur des matériaux denses. Comme indiqué sur la Figure 2.7, la courbe

obtenue présente un pic correspondant à la valeur maximale de couple de torsion ( $C_m$ ) donnée par l'équation 2.17. Cette valeur maximale du couple est reliée au seuil de cisaillement ( $\tau_0$ ) par la relation 2.18.

$$C_m = \frac{\pi D_v^2}{2} \left( \frac{H_v}{D_v} + \frac{1}{3} \right) \tau_0 \quad (2.17)$$

Cette équation permet de tirer le seuil de cisaillement comme suit (Nguyen et Boger 1983) :

$$\tau_0 = \frac{2C_m}{\pi D_v^2} \left( \frac{H_v}{D_v} + \frac{1}{3} \right)^{-1} \quad (2.18)$$

où  $C_m$  est le couple maximal,  $D_v$  le diamètre du moulinet,  $\tau_0$  le seuil de cisaillement et  $H_v$  la hauteur des palettes du «vane».

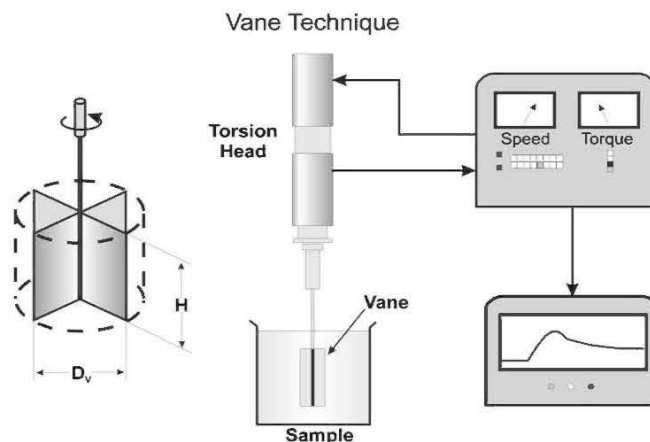


Figure 2.7 Méthode de mesure du seuil de contrainte avec le test au moulinet (Boger 2009).

En récapitulant, on peut retenir que les mesures rhéométriques permettent d'obtenir les rhéogrammes des fluides. Les paramètres caractéristiques de l'écoulement du fluide sont alors déduits de ces courbes d'écoulement, et peuvent se résumer à deux paramètres dans le cas de fluides binghamiens (seuil de cisaillement et viscosité

plastique) et à trois dans le cas d'un fluide de Herschel-Bulkley (seuil de cisaillement, la consistance ( $K$ ) et l'indice d'écoulement ( $n$ ). Ces paramètres rhéologiques sont utilisés pour la détermination des paramètres de transport lors de la conception d'un système de distribution des remblais (voir section 2.1.5).

En l'absence de mesures rhéométriques, il est possible d'estimer les paramètres rhéologiques, notamment le seuil de cisaillement, grâce à la mesure de l'affaissement du matériau à l'aide du cône d'affaissement d'Abrams ou à la mesure de l'écoulement du matériau le long d'un plan incliné. Ces deux techniques indirectes sont présentées à la section suivante.

#### 2.1.4 Autres méthodes indirectes d'évaluation des paramètres rhéologiques du RPC

Dans les mines, l'essai d'affaissement au cône standard d'Abram est utilisé pour estimer la consistance du RPC et évaluer sa transportabilité. Cet essai, initialement utilisé dans le domaine du béton pour évaluer son ouvrabilité, est normalisé selon la norme ASTM C 143 (Nguyen et Boger 1985). Il consiste à remplir le cône sur trois couches de matériaux, chaque couche étant pilonné à 25 coups de barre de fer de 1cm de diamètre puis à retirer le cône et laisser le matériau s'affaisser sous son propre poids (voir Figure 2.8). Pour des pâtes de ciment incorporant du superplastifiant, il est souvent fait référence à l'étalement au mini-slump tel que proposé par Kantro (1980). Dans ce cas, l'étalement correspond à la moyenne des diamètres d'étalement de la pâte, relevés sur deux plans médians.

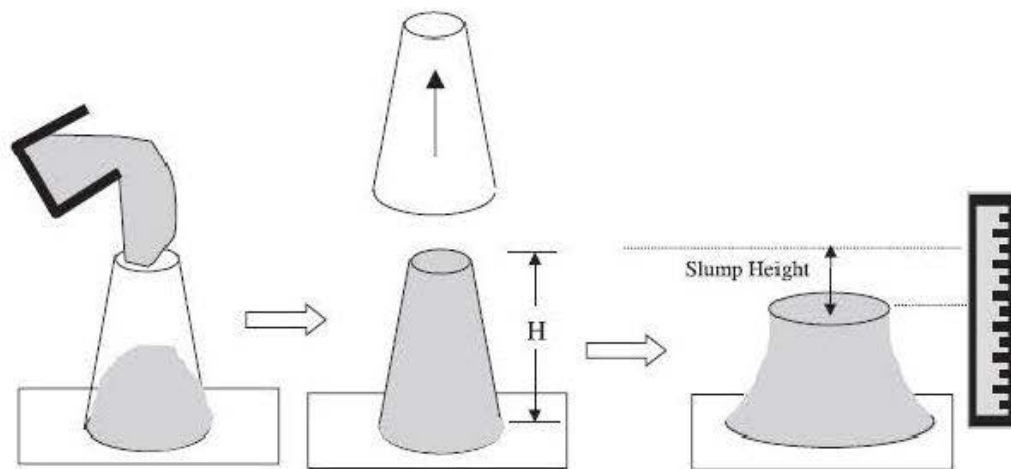


Figure 2.8 Méthode de mesure de l'affaissement avec le grand cône d'Abrams ( $H$  est la hauteur totale du cône et  $S$  est l'affaissement) (Clayton, Grice et al. 2003).

Des efforts de corrélation des résultats de l'essai d'affaissement au cône d'Abrams avec le seuil de cisaillement et la viscosité ou avec la concentration solide du matériau ont constitué des axes de recherche de nombreux auteurs qui ont proposé diverses équations empiriques et analytiques dans ce sens. Le Tableau 2.1 relève les expressions de quelques auteurs.



Tableau 2.1 Expressions de calcul des paramètres rhéologiques de la pâte à partir de l'essai d'affaissement au cône standard d'Abrams

Type de corrélation	Auteurs	Formulations
Affaissement-seuil de cisaillement	(Clayton, Grice et al. 2003)	$\frac{s}{H} = 1 - \frac{2\tau_0}{\rho g H} \left[ 1 - \ln \frac{2\tau_0}{\rho g H} \right] \quad (2.19)$ <p>Cylindre</p>
		$\frac{s}{H} = 1 - \frac{h_0}{H} - \frac{2\tau_0}{\rho g H} \ln \left[ \frac{\left(1 + \frac{R_s}{R_b - R_s}\right)^3 - 1}{\left(1 + \frac{h_0(R_b - R_s)}{R_s H}\right)^3 - 1} \right] \quad (2.20)$ <p>Cône</p>
	(Pashias, Boger et al. 1996)	$\tau_0 = \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{s}{H}} \right) \rho g H \quad (2.21)$ <p>avec H= affaissement du matériau mesuré avec un cylindre</p>
Affaissement-concentration solide	(Gawu et Fourie 2004)	$\tau_0 = a_0 \exp(b C_{w(\%)}) \quad (2.22)$
Affaissement-viscosité plastique	(Ferraris et De Larrard 1998)	$\mu = \varepsilon \rho T \quad (2.23)$

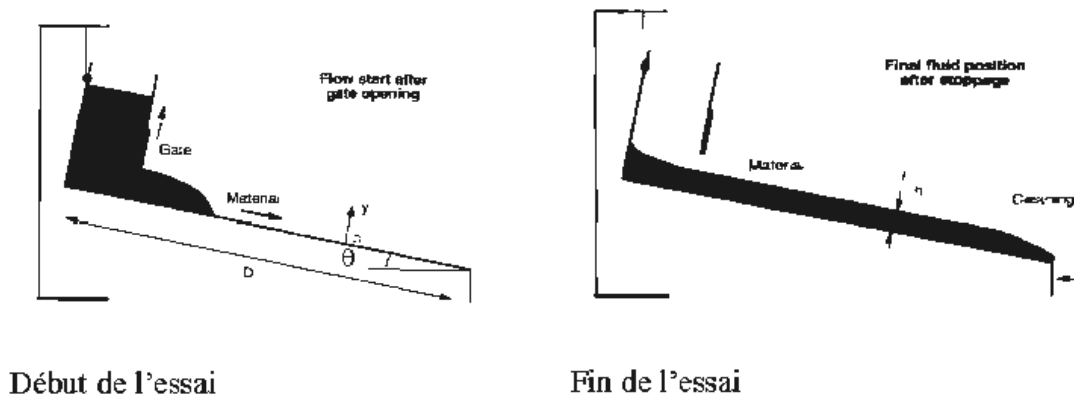
Où  $h_0$  la partie supérieure du matériau non cisailée,  $R_s$  le rayon de la partie supérieure du cône et  $R_b$  rayon de la base du cône,  $a_0$ ,  $b$ , et  $\varepsilon$  sont des constantes.

Coussot et Boyer (1995) ont proposé le calcul du seuil de cisaillement au moyen de l'écoulement du matériau le long d'un plan incliné. En effet, la procédure consiste à placer une quantité fixe de matériau dans un récipient situé au sommet du plan incliné, puis à ouvrir la porte du récipient pour laisser le matériau s'écouler sur celui-ci. La surface du plan incliné est de  $1 \text{ m}^2$  et l'angle d'inclinaison ( $\theta$ ) est variable et compris entre  $10$  et  $30^\circ$ . À l'arrêt de l'écoulement du fluide, la profondeur ( $h_0$ ) de la

surface du fluide est mesurée comme indiqué dans la Figure 2.9. À partir de cette hauteur ( $h_0$ ) de fluide et de l'angle d'inclinaison ( $\theta$ ), on peut calculer le seuil de contrainte ( $\tau_0$ ) par la relation 2.24.

$$\tau_0 = \rho g h \sin(\theta) \quad (2.24)$$

Où  $\rho$  est la masse volumique du matériau,  $g$  la gravité,  $h_0$  la hauteur finale et  $\theta$  l'angle d'inclinaison du plan.



Début de l'essai

Fin de l'essai

Figure 2.9 Technique de mesure du seuil de cisaillement par la technique du plan incliné (Coussot et Boyer 1995)

### 2.1.5 Méthode d'évaluation des paramètres de transport des remblais à partir des paramètres rhéologiques

Comme évoqué dans le paragraphe 2.1.1, les paramètres de transport du RPC incluent, d'une part le débit d'écoulement ( $Q$ ) en lien avec le diamètre ( $D$ ) du pipeline, la quantité totale de matériau à transporter et la vitesse d'écoulement, et d'autre part les pressions de pompage ( $\Delta P$ ) en lien avec les pertes de charge totale ( $J$ ) et par unité linéaire ( $j$ ) de même que la distance totale de transport ( $L$ ). Les propriétés

rhéologiques servent comme données d'entrée dans les différentes équations développées pour le calcul de ces paramètres de transport. À partir de ces derniers, on peut estimer le bon fonctionnement du système de transport et la consommation d'énergie requise pour acheminer le matériau jusqu'à son lieu de dépôt. Dans le cas de transport en pipeline des RPCs, la détermination de la perte de charge totale du système pour un débit donné est indispensable au bon choix du système de pompage. Ainsi, lorsque le diamètre du pipeline ainsi que les paramètres physiques du fluide (masse volumique) et rhéologiques (seuil de cisaillement, les indices de consistance et d'écoulement) sont connus, on utilise l'équation de Darcy-Weisbach pour calculer la perte de charge totale (équation 2.25) (Valiantzas 2008, Swamee et Aggarwal 2011, Swamee et Aggarwal 2011, Vatankhah 2011).

$$J = f \frac{LQ^2}{\pi^2 g D^5} \text{ et } j = \frac{J}{L} = f \frac{Q^2}{\pi^2 g D^5} \quad (2.25)$$

Dans cette équation, le plus difficile demeure la détermination du facteur de friction  $f$ . Dans le cas des fluides newtoniens, pour un écoulement en condition laminaire, le facteur de friction est obtenu selon l'équation 2.26 ou à partir du diagramme de Moody (Moody 1944).

$$f = \frac{64}{Re} \quad (2.26)$$

$Re$ , le nombre de Reynolds, est un paramètre adimensionnel qui exprime le rapport des forces d'inertie (fonction de la vitesse d'écoulement) sur les forces de viscosité. Il permet de caractériser le régime de l'écoulement. Ce nombre est donné par l'équation 2.27 (Reynolds 1883).

$$Re = \frac{\rho V D}{\mu} \quad (2.27)$$

Où  $\rho$  est la masse volumique du matériau,  $V$  la vitesse d'écoulement et  $D$  le diamètre du pipeline.

Généralement, pour les fluides newtoniens, le régime est laminaire lorsque  $Re$  est inférieur à 2000 et turbulent lorsqu'il est supérieur à 4000 (Teng, Hung et al. 2011).

Pour les fluides newtoniens, une fois la viscosité, qui est une constante, déterminée, on peut accéder à la valeur de  $f$  pour toutes les autres conditions d'écoulement aussi bien laminaire que turbulent. Un graphique, appelé diagramme de Moody, a été établi, reliant le facteur de friction  $f$  au nombre de Reynolds pour faciliter le design des systèmes de transport en pipeline de fluides newtoniens (Metzner et Reed 1955). Sur le diagramme de Moody, le facteur de friction  $f$  est donné selon les conditions d'écoulement laminaire ou turbulent en fonction du nombre de Reynolds.

Dans le cas de fluides non-newtoniens, le calcul du facteur de friction  $f$  peut devenir assez complexe, notamment pour les fluides dont la viscosité varie en fonction du taux de cisaillement comme les modèles de Bingham, de Herschel-Bulkley et de Casson. À l'image du diagramme de Moody développé pour les fluides newtoniens (Moody 1944), Hedström (1952) a établi un diagramme pour le cas des fluides de Bingham. Ce dernier est basé sur un autre nombre adimensionnel appelé nombre de Hedström ( $He$ ), donné par l'équation 2.28. Ce nombre exprime l'effet des forces interparticulaires exprimé par le seuil de cisaillement sur les forces de viscosité.

$$He = \frac{\tau_0 \rho V D}{\mu} \quad (2.28)$$

Partant de l'expression générale reliant le facteur de friction  $f$  et le nombre de Reynolds (équation 2.27) établi par Hanks (1978), des équations explicites ont été développées pour le cas particulier des fluides de Bingham (Swamee et Aggarwal 2011, Vatankhah 2011), puis étendues au cas général de fluide non-newtonien de Herschel-Bulkley (Malin 1998, Swamee et Aggarwal 2011). Pour calculer le facteur de friction  $f$ , ces auteurs ont développé l'équation 2.29 en utilisant les paramètres rhéologiques de Herschel-Bulkley dans l'équation générale de Hanks (1978) (Darby

1984, Malin 1998, Swamee et Aggarwal 2011) et les nombres adimensionnels de Reynolds et de Hedström.

$$f = \frac{64}{\text{Re}} + \frac{64}{\text{Re}} \left\{ \frac{\text{He}}{\text{Re} \left[ 36 + \left( \frac{1.5}{n} \right)^{2.467} \right]^{0.5}} \right\}^{\frac{0.958n}{(2-n)}} \quad (2.29)$$

Pour calculer les paramètres de l'équation 2.29, connaissant le débit d'écoulement et le diamètre de pipeline, on calcule d'abord la vitesse d'écoulement à partir de l'équation 2.30.

$$V = \frac{4Q}{\pi D^2} \quad (2.30)$$

Une fois la vitesse d'écoulement calculée, on peut déterminer les nombres de Reynold et de Hedström pour le cas du modèle de Herschel-Bulkley à partir des paramètres rhéologiques et de la vitesse d'écoulement en utilisant l'expression des nombres de Reynolds et de Hedström généralisés donnés par les équations 2.31 et 2.32 (Metzner et Reed 1955).

$$\text{Re}_{\text{eHB}} = \frac{8\rho D^n V^{2-n}}{K} \left( \frac{0.5n}{(1+3n)} \right)^n \quad (2.31)$$

$$\text{He}_{\text{eHB}} = \frac{\rho D^2}{K} \left( \frac{\tau_0}{K} \right)^{(2-n)/n} \quad (2.32)$$

Pour s'assurer que l'écoulement est laminaire, il est nécessaire de calculer le nombre de Reynolds critique  $\text{Rec}$ . Swamee et Aggarwal (2011) ont calculé ce nombre de Reynolds critique à partir de la relation 2.33. Cette relation en utilise les nombres de Reynolds critique minimal ( $\text{Rec}_{\text{min}}$ ) et maximal ( $\text{Rec}_{\text{max}}$ ) définis par les équations 2.36 et 2.37.

$$\text{Rec} = \frac{1}{1+K} \left( \text{Rec}_{\text{min}}^{1/p} + (k\text{Rec}_{\text{max}})^{1/p} \right)^p \quad (2.33)$$

k et p sont calculés par les équations 2.34 et 2.35 tandis que ( $Re_{cmin}$ ) et ( $Re_{cmax}$ ) sont obtenus par les équations 2.36 et 2.37.

$$k = 0,0016 (2 - n)^{9He^{0,619(n/2-n)^{0,83}}} \quad (2.34)$$

$$p = \left[ 0,05 \left( \frac{2-n}{n} \right)^{0,8} + \left( \frac{0,03n}{2-n} \right) \right]^{-0,1} \quad (2.35)$$

$$Re_{cmin} = \frac{6464 (2+n)^{(2+n-n^2)/(1+n)}}{(1+3n)^n} \quad (2.36)$$

Pour le cas particulier de  $n=0$ , le fluide Newtonien  $Re_{cmin}=25856$ .

Pour le cas particulier de  $n=1$ , le fluide non-Newtonien de Bingham  $Re_{cmin} = 1212\sqrt{3} = 2099$ .

$$Re_{cmax} = \frac{6464 (2-n)^{(2+n)/(1+n)}}{(1+3n)^2(1+n)^{2-n}} \left( \frac{nHe}{3232} \right)^{n^2/(2+n)} \quad (2.37)$$

Pour le cas particulier de fluide Newtonien,  $n=0$   $Re_{cmax}=25856$ .

Pour le cas particulier de fluide non-Newtonien de Bingham,  $n=1$ .

$$Re_{cmax} = 164He^{1/3} \quad (2.38)$$

Si  $Re_c$  est supérieur à  $Re$ , le régime est alors laminaire et on peut utiliser l'équation 2.29 pour calculer le facteur de friction  $f$ .

Ce nombre de Reynolds critique constitue un paramètre important de design en ce sens qu'il correspond à la transition entre l'écoulement laminaire et l'écoulement turbulent où les pertes de charge sont minimales. D'un point de vue pratique, la vitesse optimale d'opération lors du transport d'un fluide non newtonien est la vitesse au nombre de Reynold critique encore appelée vitesse critique. Au regard de

l'importance de ce paramètre de design, de nombreux auteurs (Metzner et Reed 1955, Hanks 1963, Hanks et Bonner 1971, Mishra et Tripathi 1971, Pinho et Whitelaw 1990, Slatter et Wasp 2000, Wilson, Horsley et al. 2003, Wilson et Thomas 2006, Swamee et Aggarwal 2011) ont proposé des relations de détermination de ce paramètre selon différentes approches expérimentales (Swamee et Aggarwal 2011).

Les pertes de charge peuvent être calculées selon la méthode analytique telle que décrite ci-dessus. Il existe plusieurs logiciels qui intègrent ces codes de calcul permettant d'obtenir ces paramètres de transport avec une grande précision et dans diverses conditions d'écoulement. On peut citer le code CFD («computational fluid dynamique») incorporé dans les logiciels de ANSYS ou de Comsol multiphysics etc.

L'énergie spécifique consommée (ESC) durant le transport des remblais en pâte cimenté par la pompe peut être calculée par l'équation 2.39 (Paterson 2004, Wilson, Addie et al. 2006).

$$ESC = \frac{g_j}{3.6 G_s C_v} \quad (2.39)$$

où  $G_s$  est la densité relative de particules solides et  $C_v$  est la concentration volumique des solides. ESC est exprimé en KWh/t/km.

#### 2.1.6 Critères de transport des remblais et sélection du système de pompage

Pour réussir la mise en place des remblais en pâte sous terre par l'intermédiaire des pipelines et de trous de forage, en évitant les situations problématiques comme le blocage dans les pipelines ou les bouchons des trous de forage, le remblai doit présenter une consistance adéquate. Cette consistance est déterminée par la mesure de l'affaissement au cône d'Abrams (Landriault, Verburg et al. 1997) décrit dans la section 2.1.3. Pour que le RPC soit transportable, il doit présenter un affaissement compris entre 152 et 254 mm (Landriault, Verburg et al. 1997). Dans la pratique, un affaissement de 7 pouces (178 mm) est le plus souvent fixé pour assurer un pompage

adéquat du RPC tandis qu'un affaissement supérieur à  $8^{1/2}$  pouces (210 mm) permet le transport par gravité (Landriault 2001). Dans le cas de l'utilisation d'une pompe centrifuge, la valeur limite du seuil de cisaillement conseillée est de l'ordre de 200 Pa (Paterson 2004, Graham, Pullum et al. 2009).

La sélection du système de pompage pour le remblayage souterrain est une décision intégrée prenant en compte l'emplacement de l'usine de production du RPC et les caractéristiques de la pâte, notamment sa densité. L'emplacement de l'usine doit être choisi de sorte à minimiser les coûts et à satisfaire le cône d'influence qui correspond à la distance horizontale maximale à atteindre en fonction de la profondeur de la mine. Afin de garantir une bonne distribution du remblai dans les différents chantiers et galeries de la mine, Li et Moerman (2002) évoquent comme critères clés à considérer le capital et le coût d'opération du système ainsi que les sollicitations devant être supportées par le système. Ces sollicitations concernent notamment la pression de démarrage des pompes au début du pompage (influencée par le seuil de cisaillement statique de RPC), le volume, le débit, la charge et la distance de transport.

En ce qui concerne le volet économique de la question, Gowan et Williams (2002) et indiquent que les coûts de préparation et de transport de la pulpe à supporter sont fortement fonction de la concentration solide visée dans les RPCs. L'augmentation du pourcentage solide s'accompagne d'un accroissement des coûts, car la concentration solide a un impact direct sur les processus de préparation (malaxage) et de transport (pompage). En effet, une consistance élevée des matériaux exige des coûts de préparation plus élevés notamment ceux en équipement d'épaississage et de filtration et en énergie pour produire des matériaux très denses. De plus, les propriétés rhéologiques que sont le seuil de cisaillement et la viscosité augmentent avec la densité des matériaux et ont un impact sur le design hydraulique du système de distribution. Finalement, plus le matériau à transporter est dense, plus les exigences



mécaniques pour la fabrication des éléments du système de distribution (pipeline) sont élevées à cause des fortes pressions d'opération qui induisent de l'usure par abrasion.

Les différents points décrits ci-dessus influencent le choix entre les pompes centrifuges et les pompes à déplacement positif. Les pompes centrifuges, qui sont généralement d'un coût d'acquisition relativement moindre par rapport aux pompes à déplacement positif, peuvent être utilisées pour transporter des pâtes de densité moyenne sur de faibles distances. Lorsque la distance de transport est importante, les pompes centrifuges peuvent être installées en série pour développer une pression de pompage de 4 MPa (Paterson 2004, Addie, Whitlock et al. 2005). Au-delà de cette pression, d'autres pompes d'appoint doivent être installées sur le circuit ou on peut opter pour une pompe à déplacement positif. Ainsi, (Paterson 2004) et (Cooke 2009) conseillent de mener une analyse minutieuse de plusieurs options avant d'établir un système de distribution définitif.

## 2.2 Superplastifiants

Les superplastifiants (SPs) font partie du grand groupe d'adjuvants chimiques utilisés dans les matériaux cimentaires. Les adjuvants sont définis dans l'industrie de la construction par l'ACI 116 R et l'ASTM C 125 comme *«tout matériau, autre que l'eau, les granulats, le ciment hydraulique, et les fibres de renforcement, utilisé comme un ingrédient du béton et / ou mortier, et ajouté au mélange immédiatement avant ou durant son malaxage »*. De manière générale, un adjuvant peut présenter une fonction principale et une fonction secondaire (Rixom et Mailvaganam 2002). Selon la fonction principale des principaux adjuvants, on peut distinguer les retardateurs de prise, les accélérateurs de prise, les réducteurs d'eau, les SPs, les entraîneurs d'air, les agents viscosant, les hydrofuges, les produits de cure, les agents de mouture, les ajouts cimentaires etc. Les SPs constituent donc un sous-groupe spécifique

d'adjuvants chimiques et sont définis comme étant des molécules organiques ayant la faculté d'être adsorbées sur les particules de ciment et de provoquer leur dispersion selon plusieurs modalités physico-chimiques, afin d'améliorer leur ouvrabilité (Rixom et Mailvaganam 2002). Ce sont des réducteurs d'eau de grande performance (> 12% de réduction d'eau) comparativement aux plastifiants (entre 7 à 10% de réduction) (ASTM C494). Bien que la découverte et le développement des SPs ne datent que de quelques décennies, leur utilisation dans la production des bétons de haute performance est quasi systématique (Aïtcin, Jolicoeur et al. 1994, Ramachandran 1995, Jolicoeur et Simard 1998, Erdogdu 2000).

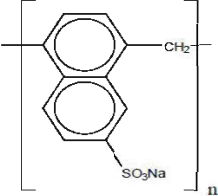
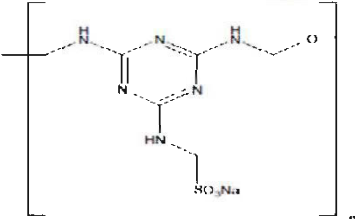
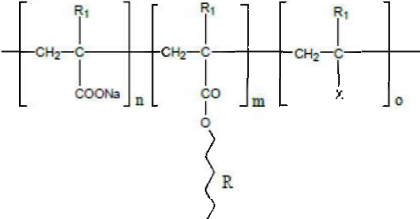
### 2.2.1 Classification des SPs

Rixom et Mailvaganam (2002) ont identifié trois principales familles de SP selon leur groupement principal actif (voir aussi Greisser, 2002). Ce sont les suivantes:

- Les polynaphtalènes de sodium (PNS) dont le groupement fonctionnel est formé de deux noyaux benzéniques sur lesquels est fixé un groupement de sulfate de sodium. Pour certains types de cette famille de SP, le sodium peut être remplacé par le calcium ;
- Les polymélamines de sodium (PMS) qui présentent un groupement fonctionnel constitué d'un noyau benzénique associé à des molécules d'azote. Un groupement sulfonâtes de sodium ou de calcium est également attaché.

Les copolymères acrylates (PCA) qui présentent deux unités fonctionnelles. La première est constituée d'une chaîne principale à base de polycarboxylates (PC), tandis que la deuxième, le plus souvent constituée d'un groupement d'oxyde éthylénique (OE), forme une chaîne latérale jointe à l'unité principale par des liaisons d'éther.

Tableau 2.2 Formules chimiques des principales familles de superplastifiants  
(Greisser 2002)

Types de superplastifiants	Formules chimiques
PNS	
PMS	
PCA	

Une autre classification d'adjuvants selon la norme ASTM C494 basée sur la performance en termes du niveau de réduction d'eau, distingue deux grands groupes d'adjuvants réducteurs d'eau utilisés dans les bétons et mortiers, à savoir les réducteurs d'eau au sens strict et les superplastifiants. Chacun des deux groupes présente des sous-classes désignées par des lettres de l'alphabet et pouvant présenter des propriétés secondaires. Le Tableau 2.3 résume les éléments de cette classification (Greisser 2002, Jolicoeur, Mikanovic et al. 2002).

Tableau 2.3 Classification des adjuvants ayant la fonction de réduire la quantité d'eau du béton (ASTM C494)

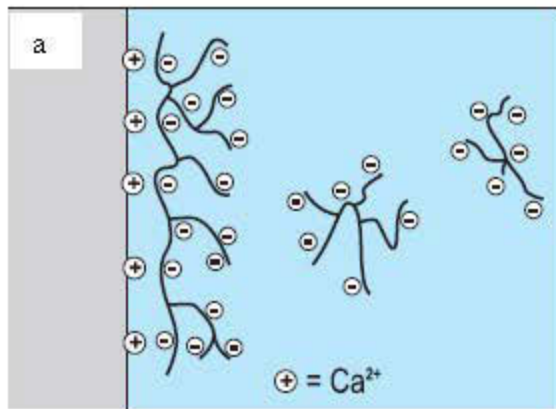
Groupes	Pourcentage de réduction d'eau	Classes	Caractéristiques
Réducteurs d'eau	5%	A	Réducteur d'eau simple
		D	Réducteurs d'eau associés à des retardateurs de prise
		E	Réducteurs d'eau ayant des fonctions d'accélérateur de prise
Superplastifiants	>12%	F	Superplastifiants normaux
		G	Superplastifiant avec des actions de retardateur de prise

Généralement, dans les bétons et mortiers, les PMS, PNS et PCA utilisés se rapportent à la classe F de la classification ASTM 494.

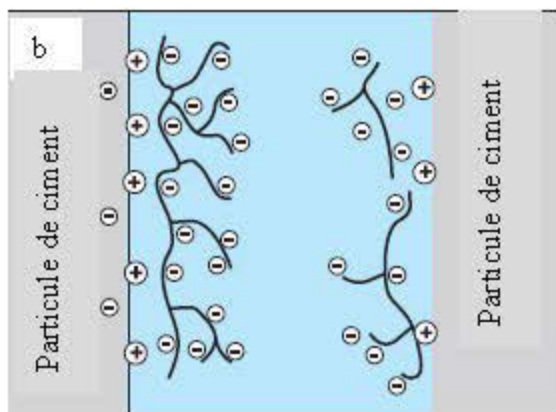
Plusieurs modalités d'action des SPs peuvent être à l'origine de la dispersion des suspensions cimentaires. Ces modalités incluent à la fois des interactions physiques et chimiques. Afin de déployer leurs propriétés de réduction d'eau, les SPs doivent présenter trois principales aptitudes indispensables à leur bonne performance. Il s'agit de leurs aptitudes à être adsorbés sur les particules solides, à disposer d'un mécanisme de dispersion et à maintenir la fluidité sur une durée plus ou moins longue (Jolicoeur, Mikanovic et al. 2002). Le bilan de charges de surface des particules (ou potentiel zêta) est d'une importance capitale dans le mécanisme d'adsorption de ces superplastifiants. La Figure 2.10 illustre le mécanisme d'action des molécules de superplastifiants. En raison de la différence de charges entre superplastifiants et particules de ciment, l'adsorption des SPs sera possible (Masood et Agarwal 1994, Ramachandran 1995, Flatt 1998, Erdogdu 2000, Kim, Jiang et al. 2000, Mollah, Adams et al. 2000, Sakai, Kawakami et al. 2001, Yamada, Ogawa et al. 2001, Greisser 2002, Plank et Gretz 2008, Ran, Somasundaran et al. 2010, Zhang et Kong

2015). En effet, cette adsorption a lieu grâce aux groupements négatifs des SPs que sont le  $[\text{SO}_3]^-$ , le  $[\text{COO}]^-$  et le  $[\text{OH}]^-$ , selon les types de SP sur des charges positives situées directement sur les particules de ciment, notamment les phases interstitielles comme le  $\text{C}_3\text{A}$ , le  $\text{C}_4\text{AF}$  (Yoshioka, Tazawa et al. 2002, Zingg, Winnefeld et al. 2008, Zhang, Kong et al. 2015), ou par l'intermédiaire d'ions positifs comme les ions  $\text{Ca}^{2+}$  situées sur le squelette des particules de ciments (Jolicoeur et Simard 1998, Zhang et Kong 2015) (voir Figure 2.10a). À la suite de cette adsorption, les molécules de SP développent un ensemble de forces déterminant l'effet dispersant de la suspension. Selon le type de SP, les principaux mécanismes de dispersion sont des interactions électrostatiques répulsives (voir Figure 2.10b) et les effets d'encombrements stériques (Figure 2.10c) (Jolicoeur et Simard 1998).

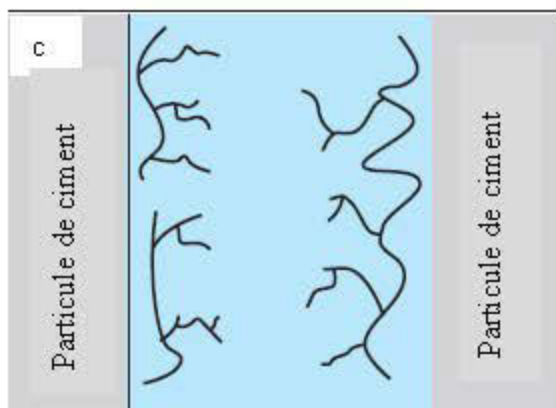
Si les PNS et les PMS induisent de grandes forces électrostatiques de répulsion (dominance de signe négatif) attestées par des valeurs relativement faibles de potentiels zêta qu'ils induisent (Ramachandran 1995, Jolicoeur et Simard 1998, Nkinamubanzi et Aïtcin 2004, Zhang et Kong 2015, Shui, Sun et al. 2016), les PCs agissent principalement par effet stérique, car leur effet de dispersion corrèle moins bien avec leur potentiel zêta (Yoshioka, Tazawa et al. 2002, Nawa 2006).



Les molécules de SP s'adsorbent sur la surface des particules de ciments par l'intermédiaire des ions calcium Ca<sup>2+</sup>. Une partie des molécules de SP reste dans l'eau interstitielle.



Les molécules de SP sont chargées négativement, ce qui entraîne une répulsion électrostatique empêchant le rapprochement des particules de ciments.



Les grandes tailles des molécules de SP et les ramifications de leurs chaînes latérales empêchent le rapprochement et le contact des particules de ciments.

Figure 2.10 Illustration du mécanisme d'action des superplastifiants a) adsorption b) répulsion électrostatique, c) encombrement stérique (tiré de De Schutler et Apers, 2007).

Cependant, toute la quantité de superplastifiant n'est pas adsorbée à la surface des particules de ciment. Elle est divisée en trois principales parties (Anderson, Roy et al. 1987, Jolicoeur, Mikanovic et al. 2002, Winnefeld, Becker et al. 2007, Zingg, Winnefeld et al. 2009, Kong, Pan et al. 2016). Une première partie entre dans la formation des produits d'hydratation, notamment le AFm et les C-S-H. Une autre partie est adsorbée sur la surface des particules de ciment et sur les premiers hydrates comme l'ettringite (Greisser 2002). La troisième partie reste dans la phase aqueuse. La portion de SP adsorbée sur les particules solides est celle qui est à l'origine des phénomènes de dispersion (Prince, Espagne et al. 2003, Plank et Hirsch 2007, Dalas, Pourchet et al. 2015). Pour un type spécifique de SP, de nombreux auteurs ont obtenu une relation linéaire entre la quantité de SP adsorbée et l'augmentation de la fluidité de la pâte de ciment (Flatt et Houst 2001, Zhang et Kong 2015).

### 2.2.2 Définitions sur le dosage de SP

Les superplastifiants utilisés dans les matériaux cimentaires sont le plus souvent sous forme liquide. Le composant chimique actif responsable de la dispersion des particules des liants est alors dilué dans de l'eau à des pourcentages de solide variés ( $C_{w\_SP}$ ). Dans les matériaux cimentaires de construction comme le coulis de ciment, le mortier et le béton, le dosage des superplastifiants ( $\chi_B$ ) est exprimé en fonction de la masse de ciment. Ce dosage est le rapport de la masse solide sèche du superplastifiant ( $M_{d\_SP}$ ) sur la masse totale de liant sec ( $M_B$ ) et donné par l'équation 2.40.

$$\chi_B = \frac{M_{d\_SP}}{M_B} \quad (2.40)$$

Où  $\chi_B$  est le dosage massique solide du SP par rapport à la masse de liant,  $M_{d\_SP}$  est la masse sèche du SP et  $M_B$  est la masse de liant.

Lorsqu'on fixe la masse de liant et le dosage en SP d'une formulation donnée de pâte de ciment, on peut calculer la masse totale de SP sous forme liquide ( $M_{T\_SP}$ ) correspondant au dosage sec  $\chi_B$  en utilisant l'équation 2.41:

$$M_{T\_SP} = \frac{M_{d-SP}}{C_{w\_SP}} = \frac{\chi_B \times M_B}{C_{w\_SP}} \quad (2.41)$$

Où  $C_{w\_SP}$  est la concentration en solide du superplastifiant (encore désignée sous le terme de concentration en extrait sec).

Dans le cas du RPC, la préparation des recettes se fait sur la base de proportions massiques de chaque ingrédient (résidus, liant et eau). Les principaux paramètres nécessaires pour la formulation d'un mélange de RPC sont la concentration massique de solide total du RPC ( $C_w$ ), la concentration massique du liant ( $B_w$ ), la teneur en eau finale du RPC ( $w_{CPB}$ ) et les caractéristiques physiques incluant la densité spécifique des grains solide des résidus ( $G_{s-CPB}$ ) et des liants ( $G_{s-B}$ ) utilisés, la masse volumique des résidus ( $\rho_{s-T}$ ) et la masse volumique du liant ( $\rho_{s-B}$ ).

Il est possible de fixer le pourcentage solide total final du RPC ( $C_w$ ) défini comme le rapport entre la masse de solides secs ( $M_S$ ) (masse de résidus secs + masse de liant) sur la masse totale du RPC  $M_{TI}$  en utilisant l'équation 2.42.

$$C_w = \frac{M_S}{M_{TI}} = \frac{M_{dT} + M_B}{M_{dT} + M_B + M_w} = \frac{1}{1 + w_{CPB}} \quad (2.42)$$

Où  $C_w$  est la concentration solide massique du RPC,  $M_S$  la masse totale de solides secs (masse de résidus secs + masse de liant),  $M_{TI}$  la masse totale du RPC,  $M_{dT}$  la masse de résidus secs et  $M_w$  la masse d'eau.

Dans le cas du RPC, certains auteurs (Gay, Buffenbarger et al. 2000, Ouellet et Brunet 2010, Weatherwax, Bosko et al. 2010) ont utilisé un dosage volumétrique du



SP liquide exprimé soit en fonction de la masse de liant ( $\chi_{VB}$ ) (équation 2.43) ou en fonction de la masse totale de RPC ( $\chi_{VTI}$ ) (équation 2.44).

$$\chi_{VB} = \frac{V_{SP}}{M_B} \quad (2.43)$$

$$\chi_{VTI} = \frac{V_{SP}}{M_{TI}} \quad (2.44)$$

Ercikdi et al. (2010) ont utilisé le dosage massique par rapport à la masse de liant ( $\chi_B$ ) tel que pratiqué dans le cas des pâtes de ciment, mortiers et bétons et donné par l'équation 2.40.

Dans les RPCs, le pourcentage de liant  $B_w$  est défini en fonction de la masse de résidus secs selon l'équation 2.45.

$$B_w = \frac{M_B}{M_{dT}} \quad (2.45)$$

Il est aussi possible de définir le dosage du SP ( $\chi_T$ ) par rapport à la masse de résidus secs ( $M_{dT}$ ) par la relation 2.46, tout comme le pourcentage de liant  $B_w$  (équation 2.45).

$$\chi_T = \frac{M_{dSP}}{M_{dT}} \quad (2.46)$$

En remplaçant  $M_{dT}$  dans l'équation 2.46 par son expression de 2.45, l'équation 2.46 devient la relation exprimée par l'équation 2.47.

$$\chi_T = \frac{M_{dSP}}{\frac{M_B}{B_w}} = \frac{M_{dSP}}{M_B} \times B_w \quad (2.47)$$

Selon l'équation 2.40, on peut remplacer  $\frac{M_{dSP}}{M_B}$  par  $\chi_B$  ce qui donne la relation 2.48 de  $\chi_T$  en fonction de  $B_w$  et de  $\chi_B$ .

$$\chi_T = B_w \times \chi_B \quad (2.48)$$

D'autres auteurs (Klein et Simon 2006, Simon et Grabinsky 2013) ont défini le dosage du SP sur la base de la masse totale de solide ( $\chi_S$ ) exprimé par l'équation 2.49.

$$\chi_S = \frac{M_{d\_SP}}{M_S} = \frac{M_{d\_SP}}{M_{dT} + M_B} \quad (2.49)$$

En remplaçant  $M_S$  dans l'équation 2.49 par  $M_{dT} + M_B$  pour une recette de RPC donnée, on peut exprimer  $\chi_S$  en fonction de  $\chi_B$  (équation 2.50) et en fonction de  $\chi_T$  (équation 2.51).

$$\chi_S = \frac{B_w \times \chi_B}{(1 + B_w)} \quad (2.50)$$

$$\chi_S = \frac{\chi_T}{(1 + B_w)} \quad (2.51)$$

Enfin, on peut exprimer le dosage de superplastifiant ( $\chi_{Tl}$ ) par rapport à la masse totale du RPC  $M_{Tl}$  par la relation 2.52 (Huynh, Beattie et al. 2006).

$$\chi_{Tl} = \frac{M_{d\_SP}}{M_{Tl}} \quad (2.52)$$

En remplaçant  $M_{Tl}$  par son expression donnée dans l'équation 2.42, la relation 2.52 devient 2.53.

$$\chi_{Tl} = \frac{M_{d\_SP}}{\frac{M_S}{C_w}} = \frac{M_{d\_SP}}{M_S} \times C_w \quad (2.53)$$

En remplaçant  $\frac{M_{d\_SP}}{M_S}$  par  $\chi_S$  tel que donné par l'équation 2.49, on obtient finalement la relation  $\chi_{Tl}$  par l'équation 2.54.

$$\chi_{Tl} = \chi_S \times C_w \quad (2.54)$$

En considérant le cas d'un RPC avec  $C_w = 80\%$  et un  $B_w = 4,5\%$ , en fixant les dosages de SP en fonction de la masse de liant, on obtient les différentes autres valeurs des dosages définies ci-dessus ( $\chi_B$ ,  $\chi_T$ ,  $\chi_S$ , et  $\chi_{TI}$ ) telles que présentées dans le Tableau 2.4.

Tableau 2.4 Exemples des valeurs des différents dosages de SP pour un RPC avec  $C_w = 80\%$  et  $B_w = 4,5\%$

$\chi_B$ (%)	$\chi_T$ (%)	$\chi_S$ (%)	$\chi_{TI}$ (%)
2	0,090	0,086	0,058
2,7	0,122	0,116	0,093
3	0,135	0,129	0,103
3,4	0,153	0,146	0,117

Ce sont les dosages  $\chi_B$  et  $\chi_t$  qui sont principalement utilisés dans le cadre de cette étude, notamment dans les chapitres 3, 4 et 5.  $\chi_{TI}$  est accessoirement utilisés dans le chapitre 6 pour l'évaluation de la quantité de SP pour un volume donné de RPC.

En partant d'un dosage fixe de SP en masse sèche, par exemple, en fonction de la masse de liant ( $\chi_B$ ) ou de la masse de résidus secs ( $\chi_T$ ) ou de la masse totale de solide du RPC ( $\chi_S$ ) ou même de la masse totale de RPC  $\chi_T$ , on peut calculer la masse sèche de SP ( $M_{d\_SP}$ ) à partir des équations 2.40, 2.50, 2.51 et 2.56 respectivement. Connaissant la concentration en extrait sec du SP ( $C_{w\_SP}$ ), on peut calculer la masse totale de SP liquide nécessaire pour atteindre ce dosage sec en utilisant l'équation 2.42, tandis que la masse d'eau apportée par le SP dans l'eau de malaxage est calculée à l'aide de l'équation 2.55.

$$M_{w\_SP} = M_{T\_SP} - M_{d\_SP} \quad (2.55)$$

En utilisant des résidus humides avec une teneur en eau initiale ( $w_i$ ) pour préparer un RPC avec un pourcentage de solide  $C_w$  et  $B_w$  fixés, on peut calculer la masse d'eau à ajouter ( $M_{waj}$ ) à partir de la masse humide initiale ( $M_{hi}$ ) en utilisant l'équation 2.56.

$$M_{waj} = \frac{\left(\frac{1}{C_w} - 1\right) \times B_w - w_i \times C_w}{(1 + w_i)} \times M_{hi} \quad (2.56)$$

Dans le cas d'une utilisation de SP, lorsqu'on ajoute la masse  $M_{T-SP}$  du superplastifiant sous la forme liquide, la masse d'eau à ajouter  $M_{waj}$  doit être ajustée pour obtenir la masse d'eau ajustée à ajouter ( $M_{w\_RA}$ ) dans le remblai avec adjuvant (superplastifiant) (RA).  $M_{w\_RA}$  est obtenue en soustrayant la masse d'eau contenue dans le superplastifiant  $M_{w\_SP}$  de la masse d'eau à ajouter  $M_{waj}$ , en utilisant l'équation 2.57.

$$M_{waj\_RA} = M_{waj} - M_{w\_SP} \quad (2.57)$$

Où la masse d'eau contenue dans le superplastifiant  $M_{w\_SP}$  est donnée par la relation 2.56. Cette procédure permet d'isoler seulement l'action de la phase solide du SP et de comparer l'efficacité intrinsèque de dispersion de différentes molécules de SP.

### 2.2.3 Compatibilité liant et superplastifiants

Cette section présente la notion de compatibilité entre le liant et le superplastifiant, d'une part, et discute les causes des situations d'incompatibilité entre liants et superplastifiants, d'autre part.

La compatibilité entre le liant et le superplastifiant réfère selon Hallal, Kadri et al. (2010), à «une bonne interaction entre le ciment et le superplastifiant se caractérisant par l'obtention d'une grande fluidité du coulis de ciment avec l'introduction d'un faible dosage de saturation du superplastifiant et sans une grande

*perte de fluidité au cours du temps*». Si ces performances ne sont pas constatées, on en déduit que le couple superplastifiant/ciment est incompatible. Flatt, Martys et al. (2004) définissent ce concept d'incompatibilité comme toutes «*combinaisons spécifiques de ciment et de superplastifiants qui affichent des propriétés rhéologiques médiocres sauf si l'on ajoute des quantités excessives de polymère, ou pour lesquelles l'effet de dispersion est extrêmement court*». Deux notions essentielles se retrouvent au centre de ces définitions. Il y a d'abord la notion de faible dosage induisant une grande fluidité et, ensuite, la notion de faible perte de fluidité en fonction du temps. Comme on peut le constater, ce concept de compatibilité ne revêt pas un caractère absolu mais plutôt relatif de comparaison entre deux superplastifiants donnés. La Figure 2.11 illustre un exemple de subdivision de différents ciments entre compatibles et incompatibles selon la surface d'étalement de la pâte de ciments (voir section 2.1.4) en fonction de la quantité de superplastifiant adsorbée exprimée en termes de  $\chi_B$  (Kim, Jiang et al. 2000).

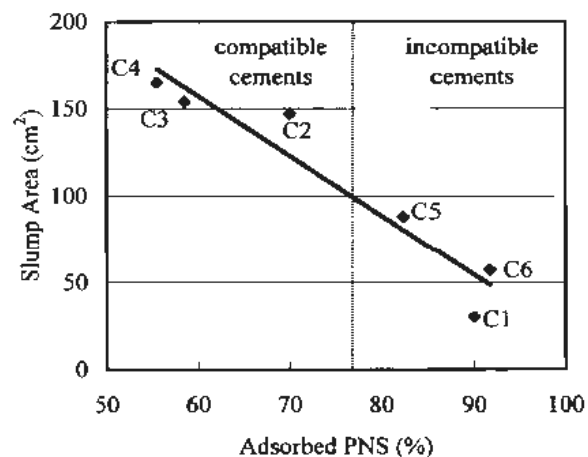


Figure 2.11 Exemple de subdivision entre les pâtes de ciment compatibles et incompatibles selon la quantité de SP de type PNS adsorbée en fonction de la surface d'étalement de la pâte (tiré de Kim et al., 2000).

Dans le cas de cette figure, les auteurs considèrent que les ciments qui adsorbent plus de 75% de SP sans atteindre une surface d'étalement supérieure à 100 cm<sup>2</sup> sont incompatibles. C'est le cas pour les ciments C1, C5 et C6 (voir Figure 2.11). Par contre, les ciments C2, C3 et C4, considérés compatibles avec le SP de type PNS, ont donné des surfaces d'étalement proches ou supérieures à 150 cm<sup>2</sup> avec un pourcentage de SP adsorbé inférieur à 75%.

Divers cas d'utilisation incompatible de SP ont permis d'isoler quelques causes de ce phénomène évoqué et discuté par plusieurs auteurs. En absence de littérature évoquant directement et spécifiquement les conditions de compatibilité et d'incompatibilité entre les superplastifiants et les RPCs, cette section aborde la situation qui prévaut avec les liants hydrauliques notamment le ciment Portland. On suppose que les observations faites au niveau des liants peuvent être en partie appliquées aux remblais, dans la mesure où les RPCs comportent dans leurs formulations des liants hydrauliques pouvant contribuer à leur état de floculation.

Les phénomènes à l'origine d'une interaction négative entre les liants et les SPs peuvent influencer les effets physiques (au niveau de l'adsorption des SPs) et les effets chimiques (l'altération des réactions d'hydratation initiale). En présence d'une situation d'incompatibilité, les principales causes sont énumérées dans le Tableau 2.5 et incluent la teneur en C<sub>3</sub>A et en sulfate de calcium, le type de SP, la quantité d'alcalis, la surface spécifique, la distribution granulométrique, le type des ajouts minéraux, la température, etc. (Tagnit-Hamou et Aïtcin 1993, Aïtcin, Jolicoeur et al. 1994, Uchikawa, Sawaki et al. 1995, Jolicoeur et Simard 1998, Hanehara et Yamada 1999, Agarwal, Masood et al. 2000, Flatt et Houst 2001, Mukhopadhyay et Sehoon 2009, Palacios, Puertas et al. 2009, Hallal, Kadri et al. 2010, Plank, Zhimin et al. 2010, Burgos-Montes, Palacios et al. 2012, Alonso, Palacios et al. 2013, Habbaba, Dai et al. 2014).

Tableau 2.5 Principaux facteurs influençant l'effet dispersant des superplastifiants dans un matériau cimentaire (Mukhopadhyay et Sehoon, 2009)

	Facteurs d'influence		Effets possibles	Auteurs
1	Type de ciment	C3A	Une quantité élevée de C3A peut entraîner une incompatibilité des SPs	(Mukhopadhyay et Sehoon, 2009)
		Teneur en Alcalis	La concentration en alcalis solubles trop faible ou trop élevée dans l'eau peut affecter la performance des SP	(Flatt et Houst 2001, Yamada et Hanehara 2001, Plank, Zhimin et al. 2010, Gołaszewski 2012)
2	Type de SPs		Les problèmes d'incompatibilité sont plus fréquents avec les SPs contenant de la lignine plus que tout autre type de SP	(Jiang, Kim et al. 1999, Kim, Jiang et al. 2000, Yamada et Hanehara 2001, Yamada, Ogawa et al. 2001, Gołaszewski 2012)
3	Dosage de SP		Un dosage excessif de SP peut vraisemblablement causer des problèmes d'incompatibilité	
4	Type d'ajouts minéraux cimentaires		les alcalins solubles, les sulfates dissous, et autres phases réactives présents dans les ajouts minéraux peuvent entraîner des incompatibilités entre le SP et le ciment.	Alonso et al., 2007; Mader et al., 2003 (Hanehara et Yamada 1999, Winnefeld, Becker et al. 2007)
5	Température		Les grandes températures > 30°C et les faibles températures < 20°C sont susceptibles de provoquer de fréquents problèmes d'incompatibilité que les températures modérées.	(Mukhopadhyay et Sehoon, 2009)

➤ Influence de la phase aluminatée  $C_3A$

Le  $C_3A$  est le constituant minéral du ciment le plus réactif (Flatt, Martys et al. 2004). Cette grande réactivité de  $C_3A$  peut être contrôlée par l'ajout d'un sulfate de calcium notamment le gypse, l'anhydrite ou l'hémihydrate dans les ciments portland à hauteur de 5%. Des situations de mauvaises performances dans le couple liant/SP peuvent être attribuables à une inadéquation entre les quantités de  $C_3A$  et de sulfate de calcium ou entre la réactivité du  $C_3A$  et la solubilité du sulfate de calcium; on parle alors d'incompatibilité (Flatt, Martys et al. 2004, Bullard, Jennings et al. 2011, Stark 2011). La Figure 2.12 résume et illustre le développement des différentes phases en présence et leurs interactions avec le SP selon les teneurs en sulfate de calcium. En présence d'une teneur et d'une solubilité adéquate de sulfate de calcium (cas 1 de la Figure 2.12), la formation de la phase trisulfoaluminate (AFt ou étringite) est favorisée par rapport à la phase des aluminates. Cependant, lorsque la teneur en  $C_3A$  est très élevée par rapport à la quantité de sulfate de calcium disponible (cas 2 de la Figure 2.12), la quantité d'étringite produite pour contrôler l'hydratation de la phase aluminatée sera faible et, une fois le sulfate de calcium épuisé, la production du monosulfoaluminate (monosulfate ou AFm) prend le relais. L'étringite initialement formée se transforme aussi en monosulfate. Ce phénomène peut également survenir lorsque la solubilité du sulfate de calcium n'est pas adaptée (p. ex. faible solubilité de l'anhydrite comparée à celle du gypse ou de l'hémihydrate) (Prince, Espagne et al. 2003, Flatt, Martys et al. 2004). La formation des monosulfates consomme une partie des molécules de SP (Prince, Espagne et al. 2003). En absence totale de sulfate de calcium et de SP (cas 3 de la Figure 2.12), l'hydratation du  $C_3A$  donne des aluminates de calcium dans un état instable. Ceux-ci se transforment dans leur forme plus stable appelée katoite ou hydrogrenat. Par contre, dans le cas de la production des aluminates de calcium métastables, en présence de SP (cas 4 de la Figure 2.12), ceux-ci vont réagir avec les molécules de SP pour former des phases organo-minérales (POM) (Flatt et Houst 2001, Giraudeau, D'Espinose De Lacaillerie et al.



2009, Plank, Zhimin et al. 2010, Habbaba, Dai et al. 2014). En effet, la formation de ces POM consomme une plus grande quantité des molécules de SP, et cette partie ne joue plus son rôle d'agent dispersant (Flatt et Houst 2001, Giraudeau, D'Espinose De Lacaillerie et al. 2009, Habbaba, Dai et al. 2014). De plus, les POM se forment en intercalation entre les couches d'aluminates de calcium et de monosulfate et participe ainsi au raidissement de la pâte (Flatt et Houst 2001, Giraudeau, D'Espinose De Lacaillerie et al. 2009, Plank, Zhimin et al. 2010). Cela se traduit par une consommation excessive de SP afin d'atteindre une maniabilité acceptable. La formation des phases organo-minérales est donc intimement contrôlée par la quantité de  $C_3A$  ainsi que par la teneur et la cinétique de dissolution du sulfate de calcium, à cause de la grande affinité entre les aluminosilicates (les aluminates métastables et le monosulfate) et les SPs (Giraudeau, D'Espinose De Lacaillerie et al. 2009).

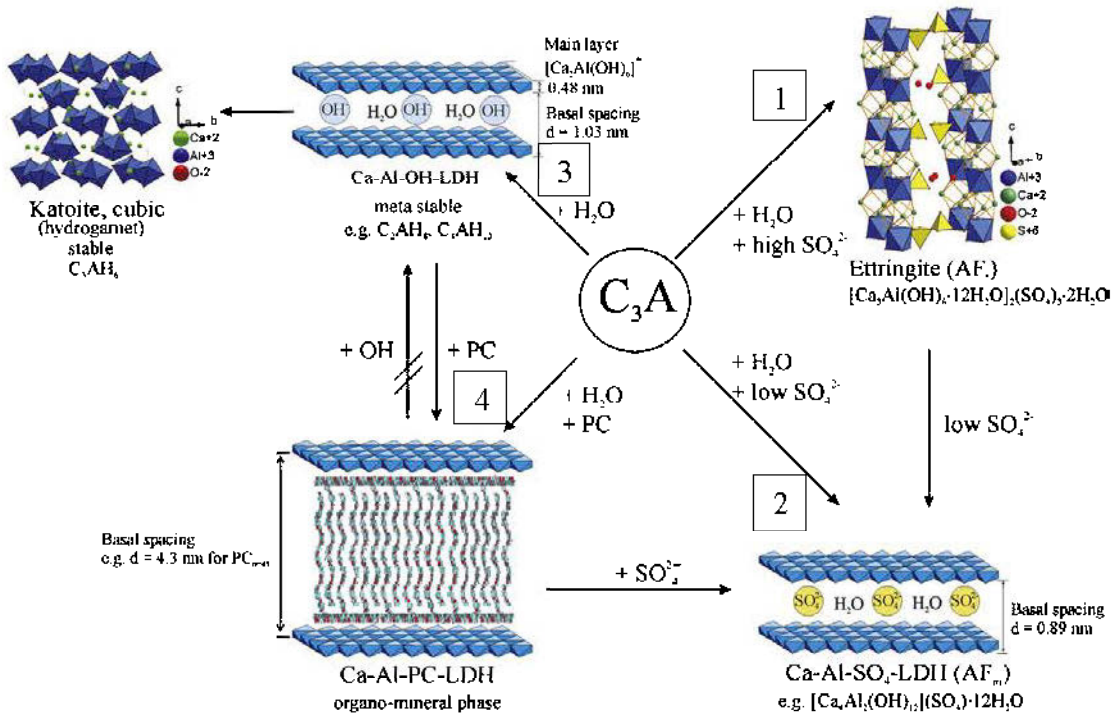


Figure 2.12 Différentes interactions entre l'aluminate de calcium  $C_3A$  et les SPs en fonction de la teneur en sulfate de calcium (tiré de Plank et al., 2010).

La distinction entre les proportions de superplastifiants consommées dans la formation de ces composés organo-minéraux et celles réellement adsorbées sur les particules solides et participant à la dispersion des particules est particulièrement importante pour une bonne interprétation de l'effet des SPs dans les données expérimentales (Giraudeau, D'Espinose De Lacaillerie et al. 2009, Plank, Zhimin et al. 2010, Habbaba, Dai et al. 2014).

➤ Influence du type de SP

Les SP dont la structure moléculaire comprend des chaînes secondaires ramifiées sont susceptibles d'entraîner une dispersion plus importante et prolongée à cause de la portée de leur répulsion stérique plus élevée que les superplastifiants à structure linéaire ou ayant des chaînes moins ramifiées (Plank, Zhimin et al. 2010). De même dans un milieu fortement ionisé, la performance des SPs de type PNS et PMS peut être plus affectée que celle des SPs de type PC.

➤ Influence de la teneur en alcalis

La teneur en alcalis du ciment, notamment sous forme de sulfate ( $K_2SO_4$  et  $Na_2SO_4$ ), est un facteur très sensible sur l'efficacité des superplastifiants (Jiang, Kim et al. 1999, Kim, Jiang et al. 2000). (Uchikawa, Hanehara et al. 1997) ont mis en évidence la grande sensibilité des superplastifiants de type polycarboxylate en présence de sulfate se traduisant par une faible adsorption et une ouvrabilité réduite. Ce phénomène s'explique par la compétition entre les ions sulfates et les molécules de SP pour l'occupation des sites d'adsorption. Une partie des sites étant occupée par des ions sulfates, les molécules des SPs occuperont alors les sites restant, d'où leur faible adsorption. Cependant, le phénomène est réversible et même cyclique sous le contrôle de la force ionique du milieu. En effet, l'ajout d'ions calcium dans la pâte

entraîne, selon la composition ionique, le détachement des ions sulfates des sites d'adsorption qu'ils occupaient initialement. Ces ions sulfates vont réagir avec les ions calcium pour former du gypse qui précipite. Les sites d'adsorption ainsi libérés seront alors occupés par des molécules de SP qui induisent de nouveau la dispersion de la pâte (Uchikawa, Hanehara et al. 1997).

➤ Influence des ajouts minéraux

Certains ajouts minéraux peuvent avoir des effets bénéfiques sur l'action des superplastifiants (Yamada et Hanehara 2001). C'est le cas du laitier paraffine phosphorique qui, en présence de superplastifiant, donne des résultats remarquables dans les propriétés rhéologiques et mécaniques du béton (Hallal, Kadri et al. 2010, Burgos-Montes, Palacios et al. 2012). La fumée de silice peut également améliorer les paramètres rhéologiques en jouant un rôle de remplissage des vides interparticulaires jusqu'à une certaine proportion (autour de 5 à 8%). Au-delà de cette proportion, la fumée de silice, à cause de sa très grande finesse, peut agir négativement sur la rhéologie, en augmentant la demande en eau. Les cendres volantes sont généralement bénéfiques à la rhéologie des matériaux cimentaires à cause de leurs formes sphériques, qui leur confère des caractères de lubrifiant dans les systèmes cimentaires (Gao, Lu et al. 2008). Par contre, Tkaczewska (2014) indique que le SP de type lignosulfonate présente une certaine incompatibilité se manifestant par une rapide perte de fluidité lorsque utilisé avec les mélanges de ciment-cendres volantes. Cela est dû à la consommation de  $\text{Ca}^{2+}$  par le SP et les cendres volantes, ce qui entraîne un raidissement de la pâte par manque de  $\text{Ca}^{2+}$  pour former de l'étringite.

➤ Influence du potentiel zêta

Le potentiel zêta est aussi un facteur ayant un impact sur l'efficacité des SPs. En effet, l'adsorption des SPs sur la surface des grains de ciments est influencée par le bilan des charges présentes dans la solution interstitielle du matériau cimentaire en question (Hanehara et Yamada 1999). Ainsi, il est apparu, selon ces auteurs, qu'une haute valeur positive de potentiel zêta se manifesterait par une plus forte adsorption des SPs tandis qu'un potentiel zêta négatif n'entraînait qu'une faible adsorption. Ces auteurs ont mesuré le potentiel zêta et la quantité de SP adsorbée sur la surface de phase pure d'hydrates précoces comme l'étringite, la syngenite, la portlandite, le monosulfate et le gypse, tel qu'indiqué dans le Tableau 2.6.

Tableau 2.6 Adsorption de superplastifiants par les phases pures d'hydrates précoces en fonction de leur potentiel zêta (tiré de Plank et Hirsch, 2007)

Hydration phase	Zeta potential [mV]	BET [m <sup>2</sup> /g]	Adsorption of superplasticizer														
			PMS			BNS			PC-a			PC-b			PC-c		
			Adsorbed amount			Adsorbed amount			Adsorbed amount			Adsorbed amount			Adsorbed amount		
			mg/g	mg/m <sup>2</sup>	%	mg/g	mg/m <sup>2</sup>	%	mg/g	mg/m <sup>2</sup>	%	mg/g	mg/m <sup>2</sup>	%	mg/g	mg/m <sup>2</sup>	%
Ettringite	+4.15	5.4	111	20.56	43	113	20.93	44	28	5.19	45	27	5.00	26	17	3.15	15
Monosulfate	+2.84	5.3	29	5.47	12	27	5.09	11	11	2.08	29	14	2.64	13	12	2.26	6
Syngenite	+0.49	4.7	0.37	0.08	15	0.20	0.04	8	0.05	0.01	14	0.12	0.03	12	0.13	0.03	7
Portlandite	-4.40	n.d.	-	-	0	-	-	0	-	-	0	-	-	0	-	-	0
Gypsum	-0.06	n.d.	-	-	0	-	-	0	-	-	0	-	-	0	-	-	0

L'étringite et le monosulfate, ayant respectivement des potentiels zêta de +4,15 et +2,84, ont présenté des quantités plus élevées de SP adsorbé sur leur surface, soit 43% pour le PMS, 44% pour le PNS, 45% pour le PCa, 26% pour le PCb et 15% pour le PCc. Par contre, aucune quantité de SP n'était enregistrée sur la surface des autres hydrates, comme la portlandite et le gypse ayant un potentiel zêta négatif respectivement de -4,4 et -0,66.

### 2.3 État des lieux sur l'utilisation des SPs dans les remblais en pâte cimentés

De nombreuses recherches sur les remblais en pâte cimentés ont porté sur la compréhension de l'influence des propriétés physico-chimiques des ingrédients (résidus miniers, composition chimique de l'eau et du liant) sur les propriétés mécaniques des RPCs (Benzaazoua, Fall et al. 2004), sur le développement des paramètres géomécaniques de RPCs (Benzaazoua, Quellet et al. 1999, Bernier, Li et al. 1999, Benzaazoua, Belem et al. 2002, Benzaazoua, Fall et al. 2004, Fall et Benzaazoua 2005) et sur les phénomènes d'oxydation qui peuvent s'opérer au sein de la masse de RPCs (Belem, Benzaazoua et al. 2000, Belem, Bussière et al. 2001, Benzaazoua, Fall et al. 2004, Kesimal, Yilmaz et al. 2004, Kesimal, Yilmaz et al. 2005, Li, Aubertin et al. 2005, Ouellet, Bussière et al. 2007, Godbout, Bussière et al. 2010, Yilmaz, Belem et al. 2011, Godbout 2012, Yilmaz, Belem et al. 2014). Au regard de l'importance des paramètres rhéologiques pour le transport des RPCs, des auteurs ont étudié l'effet de différents facteurs, incluant la quantité de liant, l'effet du pourcentage solide, la température sur le seuil de cisaillement et la viscosité (Ouattara, Mbonimpa et al. 2010, Ouattara 2011, Simon et Grabinsky 2013, Wu, Fall et al. 2013, Lang, Song et al. 2015, Haiqiang, Fall et al. 2016, Yue, Kun et al. 2016).

Par contre, la littérature scientifique abordant l'utilisation des SPs dans les remblais sous forme d'articles de revue publiés dans les journaux avec comité de lecture est très limitée. Pourtant, évoquant les ingrédients des RPCs, des adjuvants sont régulièrement cités dans beaucoup d'études comme une option possible mais très peu explorée de manière systématique. En effet, la plupart des études concerne les rapports de travaux d'opérateurs miniers ayant eu recours à des SPs pour résoudre des problèmes ponctuels (amélioration des paramètres d'écoulement, augmentation de l'UCS) présentés à des conférences. Ces études analysent de manière parcellaire certaines propriétés des SPs. Les quelques études disponibles sur l'usage des SPs dans les recettes de RPCs indiquent plutôt des effets mitigés (effet tantôt bénéfique, tantôt faible, voire nul) de l'action des SPs sur les propriétés rhéologiques et

mécaniques des RPCs. En effet, certaines études ont relevé des effets bénéfiques des SPs sur les paramètres rhéologiques des résidus densifiés (sans liant) et de remblais, notamment une augmentation de l'affaissement (Farzam, Rispin et al. 1998, Gay, Buffenbarger et al. 2000, Ercikdi, Cihangir et al. 2010) et une réduction du seuil de cisaillement (Huynh, Beattie et al. 2006, Weatherwax, Bosko et al. 2010, Ouattara 2011, Simon, Grabinsky et al. 2011, Simon et Grabinsky 2013, Fan, Zhang et al. 2014).

Gay, Buffenbarger et al. (2000) ont étudié l'effet du maintien de la fluidité en fonction du temps de deux adjuvants le «hydration control admixture» (HCA) et le «dispersing rheology aid» (DRA) dans des remblais hydrauliques constitués de 70% de sable, de 30% de résidus et de 3,3% de ciment portland GU. L'évolution du temps d'écoulement, l'affaissement au petit cône, l'étalement et la résistance mécanique de trois mélanges de remblais (Mix1, Mix 2 et Mix 3) ont été mesurés. Le Mix 1 correspondait au remblai témoin sans adjuvant. Le Mix 2 comportait des dosages ( $\chi_{VB}$ ) de 10,4 mL de HCA/kg de ciment et 5,6 mL de DRA/kg de ciment, tandis que le Mix 3 comportait des dosages de 15,6 mL de HCA/kg de ciment et 5,6 mL de DRA/kg de ciment. Les résidus miniers présentaient une proportion de fine ( $< 20\mu\text{m}$ ) de 80%. Pour mesurer le temps d'écoulement, un cône standard (ASTM C939) avec une ouverture de 19,1 mm a été utilisé. Le petit cône d'affaissement (dimensions :  $50 \times 152 \times 102$  mm) a été utilisé pour mesurer l'affaissement et l'étalement des remblais. Les valeurs d'affaissement obtenues ont été multipliées par deux pour remonter aux valeurs d'affaissement avec le cône standard de 305 mm de hauteur. Après la première mesure de l'affaissement, deux échantillons de remblais ont été prélevés et placés dans deux cylindres de  $50 \times 100$  mm pour être soumis à des essais de résistance à la compression (unconfined compressive strength UCS). Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 2.13. Comme on peut l'observer sur cette figure 2.13, des remblais incorporant des adjuvants (Mix 2 et 3) ont présenté de meilleures fluidités et consistances comparativement au remblai témoin. En effet, durant les

deux premières heures après la préparation des mélanges, le temps d'écoulement des remblais incorporant des adjuvants (Mix 2 et 3) a été maintenu à 6 secondes. Pour le remblai témoin, un temps d'écoulement obtenu juste après la préparation du mélange était de 8 secondes. Après une heure, le temps d'écoulement du remblai témoin était supérieur à 11 secondes. L'affaissement des remblais suit la même tendance que les temps d'écoulement. L'affaissement des remblais incorporant des adjuvants (Mix 2 et 3) au temps 0 était de 14 cm contre 12,5 cm pour le remblai témoin (Mix 1). Après 2h, l'affaissement des remblais incorporant des adjuvants (Mix 2 et 3) était maintenu entre 13 et 14 cm tandis que l'affaissement du remblai témoin (Mix 1) avait diminué à 10,5 cm. Quant aux propriétés mécaniques, les remblais incorporant des adjuvants (Mix 2 et 3) ont donné des UCS à 28 jours légèrement supérieurs (1 et 0,9 MPa respectivement) à celui du remblai témoin (UCS pour mix 1 de 0,8 MPa).

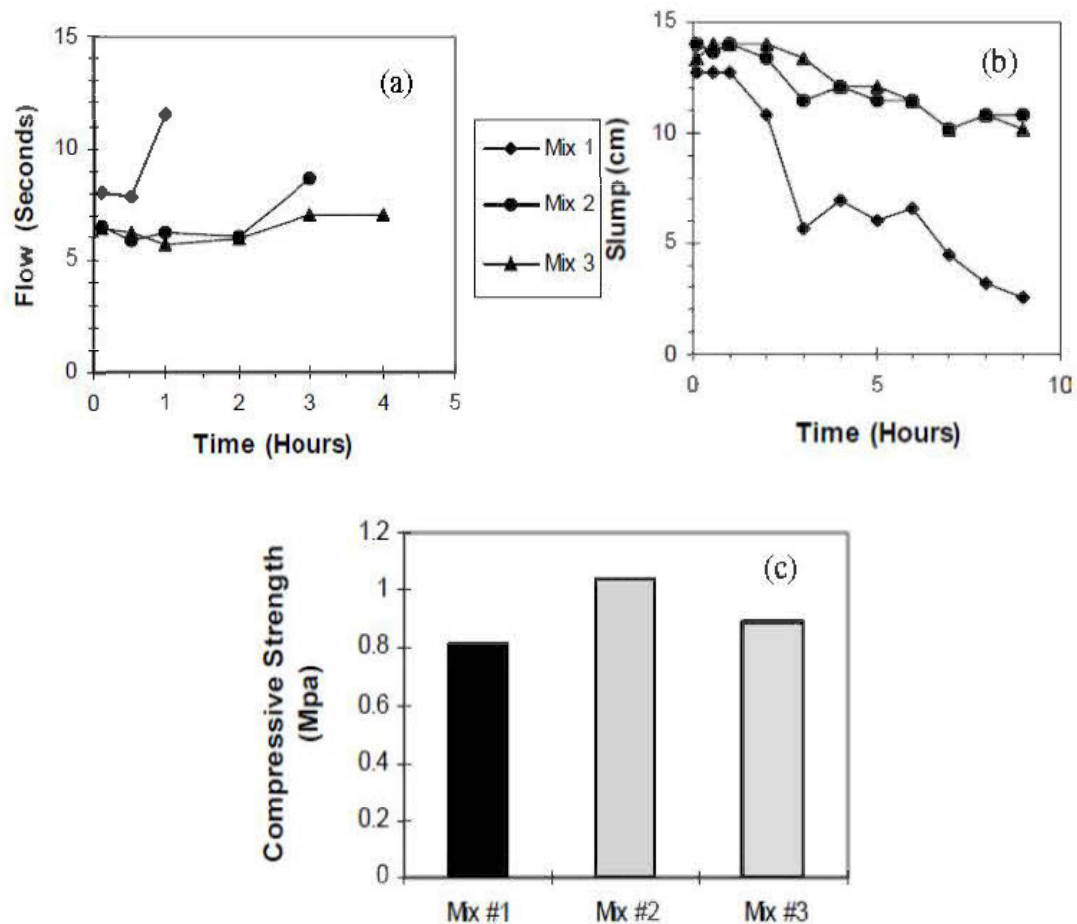


Figure 2.13 Résultats de l'utilisation d'adjuvants sur a) temps d'écoulement, b) affaissement, et c) UCS de trois mélanges de remblais (Gay, Buffenbarger et al. 2000).

Huynh, Beattie et al. (2006) ont utilisé le polyphosphate et le formaldéhyde sulfonates de naphthalène dans les recettes de résidus densifiés et de remblais en pâte cimentés. Ils ont mesuré les paramètres tels que le potentiel zêta, le seuil de cisaillement et le pH des résidus et RPC incorporant des dosages variés exprimés en termes de g de SP sec par tonne de remblai ( $\chi_{\text{T}}$ ) des deux SPs. Ils ont d'abord procédé à une mesure initiale du seuil de cisaillement sur différents résidus densifiés ayant un



pourcentage solide massique de 66% et un pH de 7.7. Ensuite, ils ont mesuré le potentiel zêta de la fraction fine ( $< 38\mu\text{m}$ ) des résidus, en faisant varier leur pH de 10 à 4 par ajout d'hydroxide de potassium (KOH) et d'acide nitrique. Les deux types de SPs ont entraîné une réduction du seuil de cisaillement des résidus denses, mais selon des modes d'actions différents, bien que leur adsorption sur les résidus soit quasi identique (Figure 2.14c). Pour le polyphosphate, la diminution du seuil de cisaillement des résidus miniers en fonction du dosage de SP corrèle bien avec la réduction du zêta potentiel (voir Figure 2.14 a et b). Cela indique un mode d'action de dispersion essentiellement par répulsion électrostatique. Par contre, sur cette même Figure 2.14 (a et b), on note que le NSF qui a présenté une meilleure efficacité sur les résidus densifiés par rapport au polyphosphate n'a pas induit une réduction notable de potentiel zêta des résidus avec l'augmentation de son dosage. Un mode d'action par des effets stériques semble plus plausible. Enfin, ces SPs ont été utilisés sur 2 remblais préparés à 79% solide avec 3,5% de ciment avec deux résidus miniers différents. Dans les remblais, les deux superplastifiants entraînaient une réduction du seuil de cisaillement des remblais (Figure 2.15), mais avec une performance relativement faible pour le polyphosphate par rapport au NSF (Figure 2.15b). La mesure du potentiel zêta sur des pâtes de ciment pures en fonction des dosages des deux SPs présentée sur Figure 2.16 visait à clarifier l'efficacité des deux SPs. Sur cette figure, le NSF induisait une réduction importante du potentiel zêta de la pâte de ciment (passant de +5 mV à -10 mV) avec 1000 g de NSF/tonne de remblai et partant d'une meilleure dispersion des remblais. Dans le cas du polyphosphate le potentiel zêta de la pâte de ciment est resté positif jusqu'à des dosages d'environ 8000 g/t. Huynh et al., (2006) ont attribué la faible réduction du potentiel zêta dans la dispersion du remblai à une consommation des molécules du polyphosphate par les ions calcium libérés lors de l'hydratation du ciment. Cela a été corroboré par la formation de précipités blancs constitués de phosphate de calcium ( $\text{Ca}_6\text{P}_{10}\text{O}_{31}$ ).

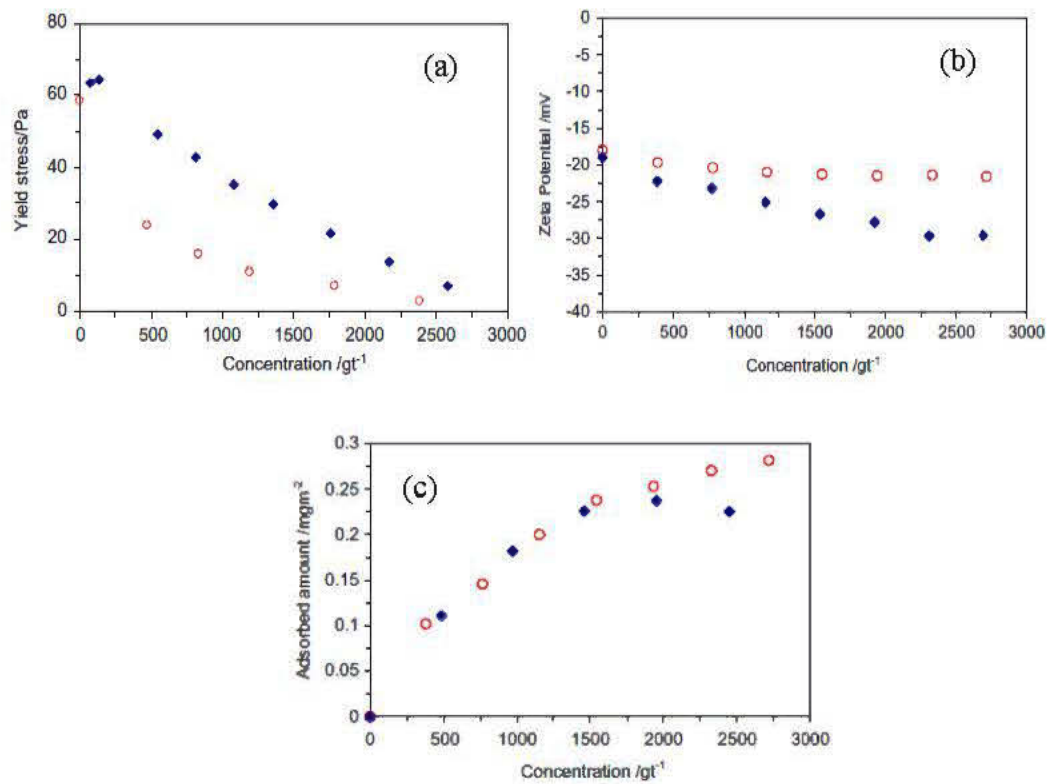


Figure 2.14 Effet des dosages de polyphosphate (♦) et de naphthalène formaldéhyde (○) sur (a) le seuil de cisaillement, (b) le potentiel zêta et (c) l'adsorption des résidus miniers densifiés à 66% solide (Huynh, Beattie et al. 2006).

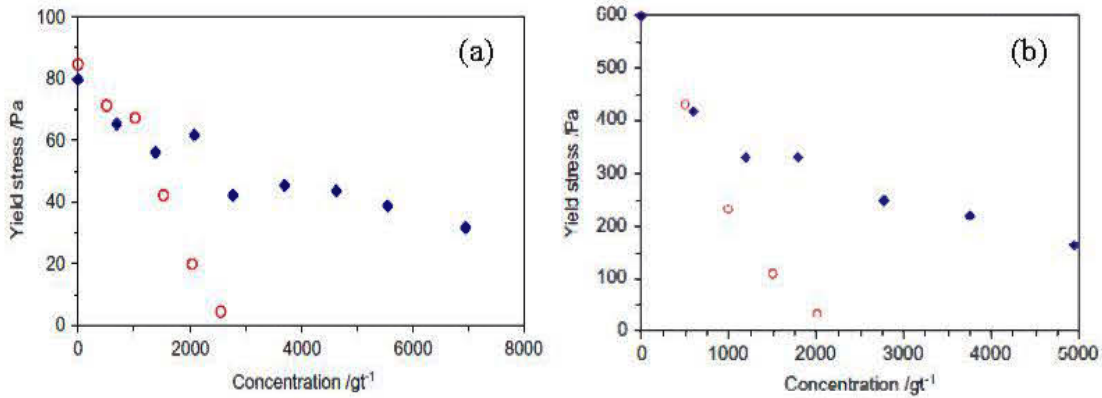


Figure 2.15 Effet des dosages de polyphosphate (◆) et de naphthalène formaldéhyde (○) sur le seuil de cisaillement de deux remblais en pâte cimenté à 79% solide et 3,5% ciment GU : (a) résidu 1 (b) résidu 2 (Huynh, Beattie et al. 2006).

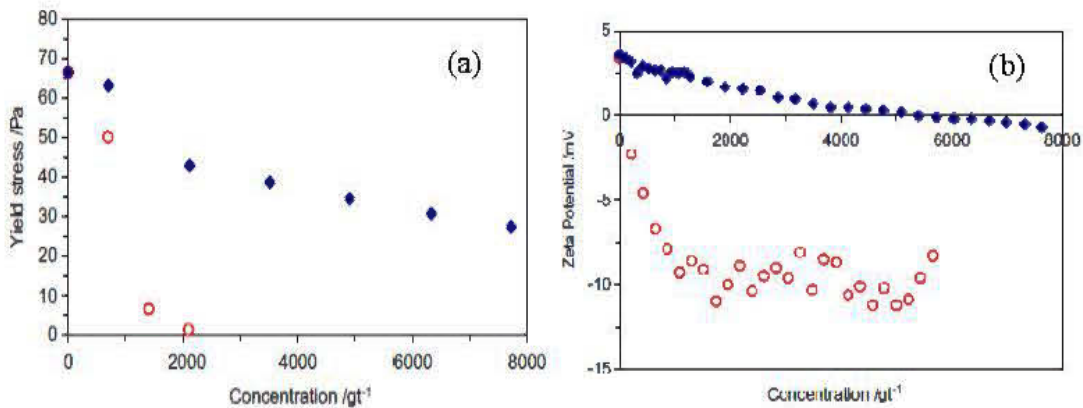


Figure 2.16 Effet des dosages de polyphosphate (◆) et de naphthalène formaldéhyde (○) sur (a) le seuil de cisaillement et (b) le potentiel zêta de la pâte de ciment pure (Huynh, Beattie et al. 2006).

Klein et Simon (2006) ont utilisé des techniques comme la pénétration de l'aiguille de Vicat, généralement destinée à la mesure du temps de début de prise des ciments, et la résistance à la compression uniaxiale (UCS) pour analyser l'effet de la composition des remblais sur la prise initiale et sur les propriétés mécaniques de remblais. Quatre types de SPs dont un polycarboxylate (PCA), deux polynaphtalènes de sodium (NSF1 et NSF2) et un polymélamine de sodium (PMS), ont été étudiés. Les essais de pénétration de l'aiguille de Vicat ont été réalisés sur les remblais préparés entre 75 et 80% solide avec 5% de ciment portland (OPC) et incorporant des dosages ( $\chi_s$ ) de 0,185% de PCA, 0,8% de NSF1, 0,5% de NSF2 et 0,5% de PMS par rapport à la masse solide totale. Les remblais incorporant du SP ont accusé un retard de prise par rapport au remblai de contrôle. Les remblais avec le PCA ont donné de faibles retards de prise initiale d'environ 1 h par rapport au remblai de contrôle, tandis les PMS et les NSF accusaient des retards de prise de l'ordre de 6 à 10 h.

La résistance mécanique a été mesurée sur des remblais incorporant des dosages de 0,185% de PCA et 0,8% de NSF1 (par rapport à la masse totale de résidus). La Figure 2.17 illustre les résultats d'UCS obtenus en fonction des temps de cure de 28, 182 et 365 jours. Il ressort de cette figure que les RPCs incorporant les SPs NSF et PCA ont donné des résistances mécaniques supérieures à celles du RPC témoins à 28 jours de cure. Pour les temps de cure de 182 et 365 jours, le RPC incorporant le SP NSF présente des UCS inférieurs à celui du RPC témoin, tandis que le RPC incorporant du PCA présente un UCS nettement supérieur à celui du RPC témoin. Les bonnes performances mécaniques du RPC incorporant du SP PCA peuvent être expliquées, selon les auteurs, par une réduction de la porosité et par le développement d'une structure plus dense de la matrice du remblai attribuable à une meilleure hydratation du liant.

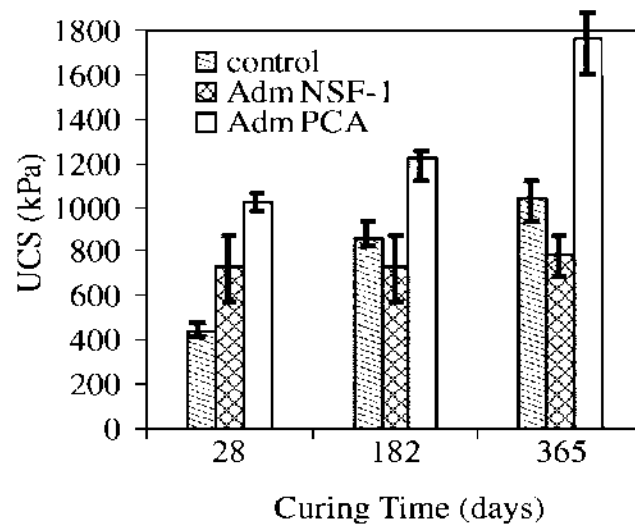


Figure 2.17 Effet des SPs (NSF-1 et PCA) sur l'UCS de RPC à 28, 182 et 365 jours de cure (Klein et Simon 2006).

Simon, Grabinsky et al (2011) ont incorporé 0,185% ( $\chi_s$ ) d'un SP de type polycarboxylate (PCA) dans du RPC pour évaluer son effet sur le seuil de cisaillement et sur la résistance mécanique (UCS). Le seuil de cisaillement a été mesuré selon la méthode directe au moulinet telle que et décrite à la section 2.2.7 (Figure 2.7) par Boger (2009). Les résultats obtenus indiquent que le seuil de cisaillement, est passé de 1000 kPa à moins de 10 kPa (voir Figure 2.18a), tandis que la résistance mécanique à 28 jours de cure passait de 450 kPa pour le RPC témoin à environ 1025 kPa pour le RPC incorporant le SP (Figure 2.18b). Une réduction du temps de prise initiale de 2 h a été constatée pour le RPC traité avec du SP. De plus, une augmentation de la résistance à tous les temps de cure (28, 182 et 365 jours) a été relevée (Figure 2.18.b). Les résultats d'UCS de cette dernière étude sont identiques à ceux présentés par Klein et Simon (2006).

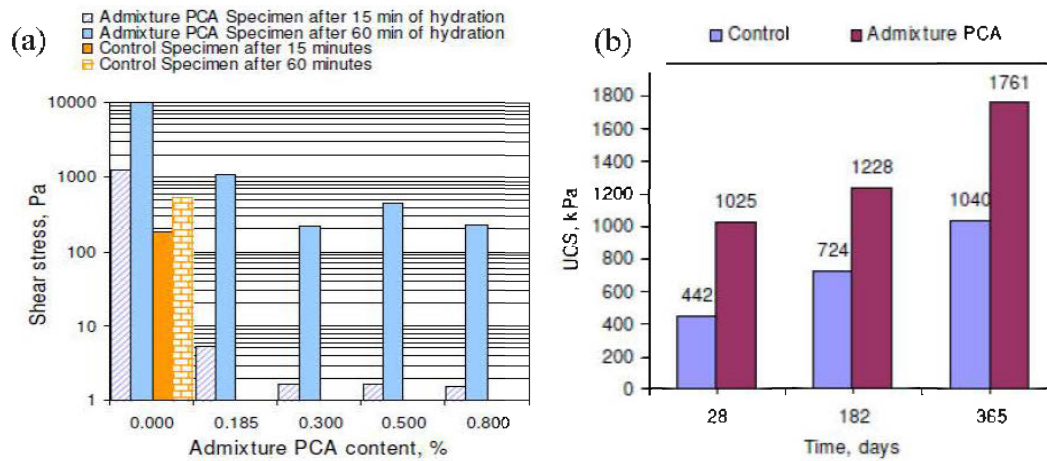


Figure 2.18 Évolution du seuil de cisaillement en fonction du dosage de PCA (a) et de la résistance mécanique (UCS) en fonction du temps de cure (28, 182 et 365 jours) de RPCs témoins et incorporant du SP (Simon, Grabinsky et al. 2011).

Cependant, d'autres études ont conclu à un effet négligeable sur les propriétés rhéologiques, même si les propriétés mécaniques connaissent une augmentation appréciable. En effet, Ouellet et Brunet (2010) ont eu recours à deux SPs de type polycarboxylate (BASF Glenium 7102 et BASF Glenium 7700) pour améliorer les paramètres rhéologiques de RPCs en pâte cimenté confectionnés avec des résidus plastiques classifiés comme des argiles silteuses. Le pourcentage des particules fines (inférieur à 20  $\mu\text{m}$ ) était de 51%, tandis que la densité spécifique des grains solides était de 2,67. Chaque mélange de RPC avait un volume de 30 pintes soit environ 14 litres. Les pourcentages solides des RPCs variaient de 71,5 à 78% tandis que deux pourcentages (5 et 7%) de liant composé de 20% et de GU-80% de laitier étaient considérés. Ouellet et Brunet (2010) rapportent qu'après l'ajout de 33 ml de Glenium 7700 dans 30 pintes de RPCs (14L), l'affaissement des RPCs à 78% solide avec 5% de liant (20%GU-80%laitier) était de 29 mm et qu'un affaissement de 100 mm n'a été atteint qu'après l'ajout de 40 ml. Ce niveau d'utilisation de SP a été jugé non

économique et le pourcentage solide a été revu à la baisse à 72,5% dans l'optique d'atteindre l'affaissement d'un RPC à 71% sans SP. Après un ajout de 9 ml de Glenium 7700 dans ce remblai à 72,5% solide, le seuil de cisaillement de Bingham est resté très élevé (autour de 510,3 Pa) avec une viscosité de 28,3 Pa.s. La recette de remblai avec le même pourcentage de solide de 72,5% et 7% de liant avec 13 ml de Glenium 7102 donnait un seuil de cisaillement de 427,1 Pa et une viscosité de 21,7 Pa.s. Ces paramètres rhéologiques étaient nettement supérieurs aux paramètres cibles du RPC témoin (71% de solides et 7% de liant) qui étaient de 261,7 Pa pour le seuil de cisaillement et de 13,4 Pa.s pour la viscosité plastique. Par contre, une amélioration de l'UCS de l'ordre de 2,1 fois par rapport à l'UCS de RPC témoin a été obtenue avec les RPCs incorporant du SP. Il convient de relever que, dans cette étude, plusieurs facteurs (pourcentage solide, pourcentage de liant et dosages) varient à la fois, ce qui ne permet pas de saisir réellement l'effet du SP. De plus, la méthode d'ajout du SP n'est pas clairement indiquée. Au regard des faibles performances rhéologiques (seuil de cisaillement > 200 Pa et viscosité plastique > 10 Pa.s) et pour des raisons économiques qui, du reste ne sont pas explicitées dans l'article, Ouellet et Brunet (2010) concluent que l'utilisation des SPs ne peut constituer une solution potentielle pour augmenter les résistances mécaniques de RPCs.

Ercikdi, Cihangir et al. (2010) ont utilisé trois SPs pour améliorer les propriétés mécaniques de RPCs riches en sulfures. Les critères visés étaient l'obtention d'une résistance mécanique d'au moins 0,7 MPa à 28 jours de cure et le maintien de cette résistance au-delà de 360 jours de cure. Les résidus utilisés avaient un pourcentage en sulfure de 26,2% constitué en grande partie par la pyrite avec une densité spécifique de 4,09 et avec une surface spécifique de 3584 cm<sup>2</sup>/g. Le pourcentage total de la fraction fine (taille inférieure à 20 µm) était d'environ 40%. Les liants utilisés étaient le ciment portland ordinaire (OPC) et un liant composite (PCC) constitué de 80% de ciment portland et 20% d'additif minéral (14% de pouzzolan volcanique et 6% de filler calcaire). Les trois SPs étaient constitués de différentes familles chimiques. Le

premier était fait à base de lignine (P1), le deuxième, à base de lignosulfonate (SP 1) et le troisième était un polycarboxylate (SP 2). Le pH des trois SPs était compris entre 6,8 et 8,1. Le pourcentage solide du RPC de contrôle était de 77%, tandis que les RPCs incorporant du SP avaient des pourcentages solides de 78,1 et 78,2%. L'affaissement obtenu pour le RPC témoin était de 7 pouces, pendant qu'il était de 7,2 pouces pour les RPCs incorporant du SP. L'utilisation des SPs a permis de réduire le rapport E/C de 5,9 à 5,81, soit une réduction de 6,6% et des résistances mécaniques supérieures à 0,7 MPa à 28 jours; cette résistance a pu être maintenue jusqu'à 360 jours de cure, tel que présenté à la Figure 2.19. On note peu de fissures sur les RPCs incorporant du SP et une absence d'hydrates secondaires, comme l'étringite et le gypse, dans la microstructure témoignant de l'inexistence du phénomène d'attaque sulfatique.

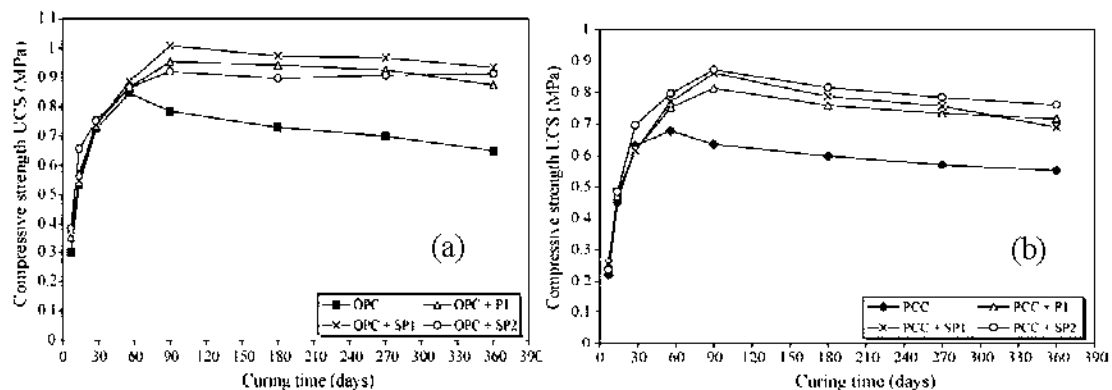


Figure 2.19 Résistance à la compression (UCS) des différents RPCs témoins et ceux incorporant différents types de SPs : a) RPCs avec 5% de ciment portland et b) RPCs avec 5% de liant constitué d'un mélange de 80% de ciment portland et 20% d'additifs minéraux (pouzzolane et calcaire) (Ercikdi, Cihangir et al. 2010).



Weatherwax et al. (2010) ont étudié au laboratoire et sur le terrain les recettes de RPCs renfermant deux SPs de type polycarboxylate (Glenium 3030 et le PS 1466), provenant de la compagnie BASF, dans le but d'améliorer son système de remblayage en termes de gain de résistance mécanique et d'économie sur le liant. La cible de résistance mécanique des RPCs était de 2 MPa. La recette initiale de RPC utilisant jusqu'à 12% de ciment (par masse de résidus secs) n'a donné qu'une résistance de 1,08 MPa avec un coût par MPa de 10,59 \$CAD. Il a alors été entrepris de tester des recettes à 10 et 12% de liant constituées de 50% de ciment portland (GU) et 50% de cendres volantes (FA) et contenant les deux types de SPs à des dosages variant de 500 mL/tonne à 1000 mL/tonne (mL de SP/tonne de RPC). Seules les recettes avec 12% de liant composé de 50% ciment et 50% cendres volantes incorporant du SP ont permis d'atteindre la résistance cible d'au moins 2 MPa. En effet, les recettes incorporant du Glenium 3030 à 800 mL et 1000 mL/tonne de RPC ont permis d'atteindre des résistances de 2,185 MPa et 2,034 MPa respectivement avec un coût de 5.43 et 6.22 \$CAD/MPa. Les recettes avec du PS1466 aux dosages de 600 mL/tonne et 800 mL/tonne de RPC donnaient des résistances de 2,388 MPa et 2,445 MPa et les coûts étaient de 4,99 et 5,30 \$CAD/MPa. Une autre phase d'essais visant à réduire la quantité de liant tout en utilisant les SPs a été entreprise avec des RPCs à des pourcentages de liant variant entre 2 à 7% avec des dosages de SP de 300 mL/tonne à 700 mL/ tonne de RPC. Il est ressorti de cette analyse que seules les recettes incorporant du SP avec un pourcentage de liant supérieur à 5% étaient économiquement compétitives. Un premier groupe de RPCs utilisés sur le terrain pour le remblayage de la mine William était constitué de liant entre 2 et 4% avec un affaissement au cône standard d'Abrams de 225 mm, tandis qu'un deuxième groupe de RPCs avait un pourcentage de liant entre 5 et 7% et un affaissement de 200 mm. Pour tous les RPCs, un seul dosage de 300 mL/tonne était incorporé. L'analyse économique menée sur la base des résistances mécaniques développées a permis d'établir que les RPCs avec SP n'étaient avantageux que lorsque le pourcentage de liant dépassait 4% de liants (50% de GU et 50% de FA). Un autre SP, dénommé

Meyco Minefill 501, a été élaboré et testé au dosage de 300 mL/tonne dans des recettes de RPCs avec 73% solide et dont le pourcentage de liant variait de 2 à 4%. Cela a donné des résultats encourageants. Pour cette étude, les méthodes de calcul des coûts ne sont pas indiquées de même que les coûts du SP. Aussi, les SP utilisés provenaient d'un seul et même manufacturier. Cela est d'autant plus difficile à apprécier que les fournisseurs de SP sont assez nombreux. Les pourcentages de solides semblent également assez faibles (de l'ordre de 73%).

#### 2.4 Discussions sur l'utilisation des SPs dans les RPCs en pâte cimentés et besoin en recherche

Au regard des nombreux facteurs susceptibles d'influencer la bonne performance des SPs tels qu'exposés dans la section 2.2.3, leur utilisation dans les recettes de RPCs peut s'avérer quelque peu problématique. De plus, la plupart des SPs utilisés de nos jours ont été élaborés dans une perspective d'utilisation dans les bétons, mortiers ou coulis de ciment. Or, de façon évidente, ces derniers matériaux de construction présentent des différences fondamentales avec le RPC du point de vue physico-chimique et sont des matériaux assez normalisés comparativement aux RPCs. C'est ce qui explique en partie la faible utilisation des SPs dans les recettes de RPCs. En effet, selon Farzam, Rispin et al. (1998), cette faible utilisation des SP serait attribuable i) à la perception d'ajout de coûts supplémentaires aux opérations, ii) à une mauvaise maîtrise du bon usage des SPs et iii) au manque de connaissance sur le mode d'action et des effets des SPs. L'analyse critique des travaux de la littérature sur l'utilisation des SPs dans les RPCs confirme dans une certaine mesure ces points à travers les principales remarques décrites ci-dessous.

L'objectif de la plupart des études ayant fait recourt aux SPs dans les RPCs visait davantage à améliorer la performance mécanique des RPCs (gain de résistance) afin de réaliser des économies par rapport aux liants. C'est notamment le cas des articles

de Ercikdi et al., (2010), Farzam, Rispin et Karlson (1998) Klein et Simon (2006), Ouellet et Brunet (2010) et Weatherwax et al., (2010). Pourtant, comme indiqué dans la section 2.3, tout adjuvant présente une fonction principale sur laquelle peut être associées une ou plusieurs fonctions secondaires. Dans le cas des SPs, la fonction première demeure l'amélioration des propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires pour faciliter leur mise en œuvre. Les gains supplémentaires de résistance deviennent une conséquence de la meilleure hydratation résultant de l'état de dispersion des particules cimentaires. Paradoxalement, les études sur l'utilisation des SPs dans les RPCs insistent très peu sur cet aspect, se limitant à des mesures ponctuelles d'affaissement (Klein et Simon 2006, Ercikdi, Cihangir et al. 2010, Weatherwax, Bosko et al. 2010) (Klein et Simon 2006, Ercikdi, Cihangir et al. 2010, Weatherwax, Bosko et al. 2010) ou en mesurant uniquement le seuil de cisaillement (Huynh, Beattie et al. 2006, Simon, Grabinsky et al. 2011). Seule l'étude de Gay et al. (2000) a procédé à la mesure du temps d'écoulement et de l'affaissement des RPCs dans le temps. De même, seule l'étude de Ouellet et Brunet (2010) a tenté de mesurer à la fois l'affaissement et les paramètres rhéologiques (seuil de cisaillement et viscosité plastique de Bingham). Cependant, pour cette dernière étude, les procédures des mesures rhéologiques ne sont pas clairement décrites et les courbes d'écoulement présentent des allures atypiques non explicitées dans l'article. La méthode d'ajout des SPs dans le RPC n'est pas suffisamment prise en compte dans les diverses études en dépit de son effet déterminant dans la bonne performance des SPs (Uchikawa, Sawaki et al. 1995, Aiad 2003). En effet, très peu d'études présentées ci-dessus se sont intéressées spécifiquement à la méthode d'ajouter les SPs. Certains auteurs ont adopté un ajout retardé d'une minute après l'ajout de liant (Klein et Simon 2006, Ercikdi, Cihangir et al. 2010). L'effet de l'ajout retardé de SP sur un temps plus long mérite d'être exploré pour évaluer la performance réelle du SP même si son application peut être quelque peu difficile dans la préparation du RPC à l'usine.

La méthode de calcul du dosage de SP n'est pas harmonisée, ce qui rend difficile les comparaisons des différents résultats obtenus dans les différentes études. En effet, certains auteurs utilisent les dosages massiques en se basant sur la concentration de la phase solide des SPs (extrait sec) par rapport à la quantité de liant (Ercikdi, Cihangir et al. 2010) ou par rapport à la masse totale de solide (résidus et liant) (Klein et Simon 2006, Simon et Grabinsky 2013) et d'autres par rapport à la masse totale de remblai (Huynh, Beattie et al. 2006). Par contre, d'autres auteurs utilisent des dosages volumiques sans tenir compte de la concentration solide en extrait sec, du fait que la plupart des SPs sont fournis sous forme liquide (Farzam, Rispin et al. 1998, Gay, Buffenbarger et al. 2000, Ouellet et Brunet 2010, Weatherwax, Bosko et al. 2010).

Enfin, les retombées en termes économique et environnemental associées à l'utilisation des SPs dans les RPCs ne sont pratiquement pas abordées de façon détaillée dans les différentes études. Pourtant, ces aspects peuvent être à la fois les plus limitatifs et/ou les plus incitatifs pour renoncer et/ou adopter l'utilisation des SPs dans le remblayage en pâte cimenté (Farzam, Rispin et al. 1998). Seuls Weatherwax et al. (2010) ont analysé les coûts liés à l'utilisation d'un SP par rapport à l'augmentation du pourcentage de liant. Cependant, leur étude s'est limitée à deux SPs provenant d'une même compagnie manufacturière en dépit du nombre élevé de types de SPs qui existent sur le marché. De plus, l'étude n'intègre pas dans ses coûts les retombées liées à l'économie d'eau et les gains environnementaux liés aux potentiels surplus de résidus miniers pouvant être incorporés dans les RPCs avec SPs car les niveaux d'augmentation des pourcentages solides des RPCs n'ont pas été indiqués et analysés. Cette étude tentera d'établir l'ordre de grandeur des coûts supplémentaires pouvant être occasionnés par l'usage des SPs et également d'estimer les niveaux de réduction de résidus de surface et d'eau de mélange.



## CHAPITRE III

### EFFECTS OF SUPERPLASTICIZER ON RHEOLOGICAL PROPERTIES OF CEMENTED PASTE BACKFILLS

Cet article a été publié dans la revue «International Journal of Mineral Processing»

Drissa Ouattara<sup>1</sup>, Ammar Yahia<sup>2</sup>, Mamert Mbonimpa<sup>1\*</sup>, Tikou Belem<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Research Institute on Mine and Environment, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT), 445 Blvd de l'Université, Rouyn-Noranda, (Quebec), J9X 5E4, Canada

<sup>2</sup>Department of Civil Engineering, Université de Sherbrooke, 2500 Blvd de l'Université, Sherbrooke, (Quebec), J1K 2R1, Canada

\*Corresponding author (email: [mamert.mbonimpa@uqat.ca](mailto:mamert.mbonimpa@uqat.ca))

## Abstract

The rheological properties of cemented paste backfill (CPB) affect the flow characteristics during transport for underground open stope filling. An experimental study was conducted to investigate the effects of two different types of polycarboxylate (PC)-based high-range water reducer (HRWR) admixtures, or superplasticizers (SP), namely PC1 and PC2, on the rheological properties of CPB mixtures. For each PC type, dosages (ratio of the dry mass of PC to the dry mass of tailings) varying from 0.045% to 0.153% were assessed. The CPB mixtures were proportioned at solid contents of 76, 78, and 80%. A general use Portland cement (GU) and a blended binder (S-GU) were used. The S-GU binder is composed of 80% ground granulated blast furnace slag and 20% GU. A 4.5% binder content by dry mass of tailings was investigated. Test results showed that the use of PC2 at optimum dosage combined with S-GU binder resulted in better rheological properties of CPB mixtures with 76% solid content. For CPB with higher solid contents of 78% and 80%, the required PC2 dosages to obtain adequate rheological properties to facilitate transport were determined. A preliminary cost estimate for the HRWR required to ensure adequate CPB flow is presented.

**Key-words:** Rheology; Flow properties; High-range water reducer (HRWR); Waste management; Cemented paste backfill.

## Résumé

Les propriétés rhéologiques des remblais miniers en pâte cimentés (RPC) affectent leurs caractéristiques d'écoulement durant leur transport en pipeline pour le remplissage des chantiers ouverts sous terre. Un programme expérimental a été entrepris pour examiner la performance de deux superplastifiants à base de polycarboxylate nommés PC1 et PC2 sur les propriétés rhéologiques des mélanges de RPCs. Pour chaque type de PC, des dosages (exprimés par rapport à la masse sèche de solides) variant de 0,045% à 0.153% ont été évalués. Les mélanges de RPC avaient une concentration de solide massique  $C_w$  de 76%, 78% et 80%. Un ciment portland ordinaire (GU) et un ciment composé de 20% GU et 80% de laitier de haut fourneau (noté S-GU) ont été utilisés. Un pourcentage de liant de 4.5% de liant (par rapport à la masse sèche de résidus) a été investigué. Les résultats des essais montrent que l'utilisation du PC2 au dosage optimal dans le RPC à 76% de solide préparé avec le liant S-GU donne de meilleures propriétés rhéologiques. Pour les RPCs avec des pourcentages solides plus élevés de 78% et 80%, le dosage requis de PC2 pour obtenir des RPCs présentant des propriétés rhéologiques adéquates pour faciliter leur transport ont été déterminés. Une estimation préliminaire des coûts pour les dosages de superplastifiants selon le pourcentage de solides est présentée.

**Mots-clés:** Rheologie; propriétés d'écoulement; superplastifiant (HRWR); gestion des résidus miniers; remblai minier en pâte cimentés.



### 3.1 Introduction

Cemented paste backfill (CPB) is used worldwide for underground backfilling of mined-out stopes. It is a highly efficient technique for providing secondary ground support and maintaining a safe working environment when contiguous pillars either collapse or are removed, allowing maximum ore recovery (Brackebusch 1994, Landriault, Verburg et al. 1997, Belem and Benzaazoua 2008, Sheshpari 2015). Backfilling is also recognized as an environmentally friendly and safe tailings management method that reduces the amount of harmful tailings (up to 50%) that would otherwise be deposited on the surface. CPB is an engineered material made by mixing filtered tailings cake (78–85% solid content,  $C_w$ ), a binding agent (3–7% by dry mass of tailings), and mixing water. The binder hydration process evolving into CPB and self-consolidation of backfill lead to development of high enough mechanical strength (Fall, Célestin et al. 2010, Yilmaz, Belem et al. 2011, Yilmaz, Belem et al. 2015). Various hydraulic binder types are currently used in CPB, including portland cements and their combination with different mineral admixtures for reducing backfilling operation cost (Peyronnard and Benzaazoua 2012, Tariq and Yanful 2013, Sheshpari 2015).

CPB is usually transported from the backfill plant to the pouring stopes through pipelines and boreholes (Thomas 1979, Pullum, Graham et al. 2006, Wu, Fall et al. 2013). The design of pipeline reticulation systems for CPB transport requires a good knowledge of the mixture's rheological parameters, defined in terms of yield stress and viscosity. The yield stress is defined as the minimum pressure needed to start the flow while viscosity expresses the frictional resistance between two layers of fluid (Barnes, Hutton et al. 1989). CPB mixtures (solid content ranging from 70–85%) should be proportioned to obtain a target slump in order to facilitate transport (Belem and Benzaazoua 2008) and provide adequate rheological parameters. Depending on the mineralogy and physical characteristics of the tailings, slumps (ASTM-standard C143 (2012)) ranging from 6 to 10 inches (152–254 mm) are generally reported to

meet the criteria for successful transport and backfilling (Landriault, Verburg et al. 1997, Belem and Benzaazoua 2008). In addition, the rheological parameters must be known to estimate the pressure gradient and flow velocity for pipeline flow (Nguyen and Boger 1998, Wennberg and Sellgren 2007, Hallbom 2008, Graham, Pullum et al. 2009, Boger 2012). Knowledge of the pressure gradient can help optimize the pumping energy consumption (Nguyen and Boger 1998, Paterson, Williamson et al. 2004, Paterson 2012). Furthermore, CPB with relatively high solid content and high rheological parameters may plug the pipeline. To prevent this problem, costly positive displacement pumps (PDP) involving high pumping energy consumption are generally required. CPB with improved rheological properties can allow using more economical gravity transport systems and/or centrifugal pumps (CP) instead. In the case of centrifugal pumps for pipeline transport, Addie, Whitlock et al. (2005) reported that CPB with yield stress less than 200 Pa are required. Unfortunately, no clear criterion was prescribed for CPB viscosity, although this parameter may affect the pressure head loss. Due to the importance of these parameters for effective pipeline flow design, various studies have been conducted to assess the effect of CPB mixture designs on rheological behavior (Pashias, Boger et al. 1996, Sofrá and Boger 2002, Kwak, James et al. 2005, Klein and Simon 2006, Ouattara, Mbonimpa et al. 2010, Ouattara 2011, Ouattara, Yahia et al. 2013, Simon and Grabinsky 2013). Yield stress has been found to increase with increasing solid content ( $C_w$ ) (Clark, Vickery et al. 1995, Nguyen and Boger 1998, Gawu and Fourie 2004, Alejo and Barrientos 2009, Ouattara 2011, Wu, Wang et al. 2015). However, for a given binder type and content, increased solid content significantly improves mechanical performance (Cayouette 2003, Belem, El Aatar et al. 2006, Yin, Wu et al. 2012). Therefore, the most economical option for obtaining high strength CPB mixtures consists to increase the solid content rather than the binding agent content, as the binding agent accounts for from 75 to 80% of the total cost of backfilling operations (Grice 1998). Another advantage of increasing the solid content of CPB is that it further reduces the amount of tailings that are deposited in surface tailings storage facilities, hence reducing the

environmental footprint. However, highly concentrated CPB mixtures (~80%) undergo high flow resistance that affects the pipeline flow during casting operations.

The workability of cementitious materials with high solid content can be improved by incorporating high-range water reducer (HRWR) admixtures. HRWR admixtures are synthetic organics that act to disperse charged particles, hence improving the rheological properties. Three successive generations of HRWR have been developed over the years (Ramachandran 1995, Jolicoeur, Mikanovic et al. 2002, Liu, Wang et al. 2014). The main active chemical components of the first generation were sulphonated naphthalene formaldehydes (SNF) or polynaphthalene sulphonates (PNS). Sulphonated melamine formaldehydes (SMF) or polymelamine sulphonates (PMS) were used for the second generation (Ramachandran 1995, Rixom and Mailvaganam 2002). The dispersing mechanisms of these two generations are electrostatic repulsive forces that are induced when the HRWR polymers are adsorbed on the surface of cement particles (Ramachandran 1995, Rixom and Mailvaganam 2002). The third generation of HRWR are polyacrylate superplasticizers. They are produced by polymerization of carboxylic acid groups (polycarboxylates) as the main backbone molecules. Side-chain copolymers such as ethylene glycol are grafted onto the main backbone to provide the admixture with a comb structure with high molecular weight (Yoshioka, Sakai et al. 1997). This structure promotes the dispersing mechanisms by means of steric hindrance (i.e., repulsion between groups positioned on the same side of a double bond) to prevent particle agglomeration. Currently, polycarboxylate HRWRs are widely used in the concrete industry, and are preferred over PNS and PMS admixtures due to their effectiveness even at lower dosages (Sakai, Kawakami et al. 2003, Sakai, Kasuga et al. 2006). Steric hindrance is a more effective mechanism than electrostatic repulsion (Uchikawa, Hanehara et al. 1997, Yoshioka, Sakai et al. 1997). Moreover, dispersing mechanisms based on steric repulsion are less dependent on cement composition than are PNS and PMS admixtures, and accidental overdose does not significantly affect material stability (Greisser 2002).

The use of superplasticizers in CPB remains limited despite the expected benefits for improving the rheological properties and flow performance (Huynh, Beattie et al. 2006, Ercikdi, Cihangir et al. 2010, Ouattara, Yahia et al. 2013) as well as mechanical properties of CPB (Weatherwax, Bosko et al. 2010, Simon, Grabinsky et al. 2011). The limited use of HRWR in CPB mixtures is probably due to the additional costs (Farzam, Rispin et al. 1998) as well as the lack of knowledge about the mechanisms within the mixtures and their beneficial effects. However, Ercikdi, Cihangir et al. (2010) reported that the use of PNS- and PC-based polymers improved the rheological and mechanical properties of CPB mixtures. Water content was reduced by 6.6% for CPB containing HRWR superplasticizers compared to a control CPB mixture (without HRWR), for a constant slump (Ercikdi, Cihangir et al. (2010)). These authors also found that HRWR admixtures reduced microcracking induced by internal sulphate attack in hardened CPB. However, Agarwal, Masood et al. (2000) highlighted the need to optimize the HRWR dosage before use in cementitious materials. The effectiveness of HRWR in cementitious systems depends on the mix proportioning, solid concentrations, water hydrochemistry, HRWR type and dosage, and HRWR–binder compatibility (Gołaszewski and Szwabowski 2004). The effectiveness of superplasticizers is also sensitive to their addition mode (Uchikawa, Sawaki et al. 1995, Jolicoeur and Simard 1998, Flatt and Houst 2001, Aiad 2003, Gołaszewski and Szwabowski 2004) as well as the mixing energy (Chopin, Cazacliu et al. 2007). Therefore, for complex CPB materials, it is important to investigate the main influential factors on the rheological parameters, including superplasticizer type and addition mode, binder type and content, solid content and rheological age.

The objective of this study was to assess the effects of two polycarboxylate-based polymers (PC1 and PC2) on the rheological behaviour of CPB mixtures. The overall aim was to improve the understanding of the behaviour of HRWR admixtures in highly concentrated CPB systems to ensure their effective use to improve rheological and mechanical properties.

### 3.2 Experimental program and test methods

The experimental program was conducted to assess the compatibility between both binders (GU and S-GU) and HRWR (PC1 and PC2) by determining the saturation dosage and fluidity retention and loss over time of CPB mixtures proportioned with 76% solid content. Saturation dosages were assessed using empirical tests, including the slump test, V-funnel flow time, and rheological measurements to determine yield stress and plastic viscosity using a coaxial cylinder viscometer. Measurements were performed at age 10, 60, 120, and 180 minutes after the first contact between water and binder (i.e., at the start of the binder addition in step 3), as described below. The saturation dosage corresponds to the SP dosage beyond which there is no significant improvement in fluidity (Yahia, Tanimura et al. 2005). Based on the saturation dosage results, the best PC–binder combination was determined. For each PC type, fluidity retention and loss over time were examined to determine the compatibility of the PC–binder combination.

This experimental program also aimed at investigating the impact of solid concentration on the rheological response of superplasticized CPB materials. CPB mixtures with higher solid contents of 78% and 80% were then prepared using the most compatible PC–binder combination.

#### 3.2.1 Material characteristics

The tailings used in this study were sampled from the backfill plant of a gold mine located in the Abitibi-Témiscamingue region (Quebec, Canada). The tailings were first decyanided (an INCO process using  $\text{SO}_2$ -Air and  $\text{H}_2\text{S}_2$ ) and dewatered using a thickener followed by disk filtering to obtain tailings cake with low gravimetric water content ranging from 18% to 25%, i.e., a solid mass content ranging from 85% to 80%. The tailings cake was then homogenized and used to prepare a representative

sample for determining physical, chemical, and mineralogical properties. The tailings sample used in this study had an initial water content of about 23%, or a solid mass concentration of 81%, and a BET specific surface area of 2.89 m<sup>2</sup>/g. The specific gravity ( $G_s$ ) is 3.42. This relatively high  $G_s$  is due mainly to the high sulphide content (32.5% pyrite, see Table 3.3), as confirmed by the sulphur content presented in the chemical composition section below (Table 3.1). The particle size distribution of the tailings sample is shown in Fig. 3.1.

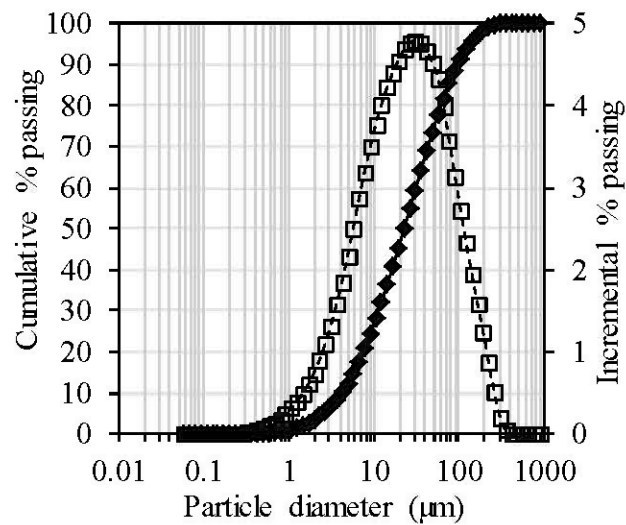


Fig. 3.1 Particle size distribution curves for the tailings sample.

The coefficient of uniformity  $C_U$  ( $D_{60}/D_{10}$ ) is 7.4 and the coefficient of curvature  $C_C$  ( $(D_{30})^2/(D_{10} \times D_{60})$ ) is 1.0. When  $P_{D\mu m}$  represents the fraction of particles smaller than the diameter  $D$ , it can be observed that the content of ultrafine particles ( $P_{20\mu m}$ ) ( $D < 20 \mu m$ ) is about 46%. The tailings particles were therefore classified as medium-sized (Landriault 2001). The total fine fraction ( $P_{80\mu m}$ ) was about 88%.

The chemical composition of the tailings was analyzed using inductively coupled plasma atomic emission spectroscopy (ICP-AES). Table 3.1 summarizes the chemical element composition of the tailings. The main chemical elements are silicon (50.95%), iron (24.10%), sulphur (19.8%), and aluminum (3.9%), with smaller contents of calcium (0.63%), magnesium (0.19%), and zinc (0.14%). The quantitative mineralogical analysis of the micronized tailings sample by X-ray diffraction (XRD) spectrum analysis revealed 43.0% quartz (SiO<sub>2</sub>) and 32.9% pyrite (FeS<sub>2</sub>) contents (Table 3.1), with minor contents of minerals such as albite, chlorite, muscovite.

Table 3.1 Chemical composition of the tailings sample

Element (%)	Al	Ba	Ca	Fe	Si	Mg	Mn	S	Ti	Zn	Pb	As
	3.98	0.02	0.63	24.10	50.95	0.19	0.02	19.80	0.08	0.14	0.05	0.01

Table 3.2 Mineralogical composition of the tailings

Mineral	Grade (%)
Quartz	43.0
Pyrite	32.9
Albite	9.6
Muscovite	3.9
Gypsum	2.4
Chlorite	8.2

Two different binders, a general use Portland cement (ASTM type I or CSA/ASTM type GU) and a blended binder comprising 80% ground granulated blast-furnace slag (GGBFS) and 20% GU cement (hereinafter S-GU), were used to proportion the CPB mixtures. These are the two most often used binders in mine backfilling operations. Moreover the blended binder made by GU and slag at the ratio of 1:4 prevents the sulfate attack when sulphide tailings are used in CPB and provided a best long term strength resistance due to a pouzzolanic reaction between slag and portlandite

(Benzaazoua, Belem et al. 2002, Mijno, Martin et al. 2007). The GU had a specific gravity of 3.15 and BET specific surface area of 3.31 m<sup>2</sup>/g, with 2.94 and 5.00 m<sup>2</sup>/g, respectively, for the S-GU binder. The chemical compositions are presented in Table 3.3.

Table 3.3 Chemical composition (by X-Ray Fluorescence XRF) of the GU cement, GGBFS (slag), and S-GU

Chemical composition	GU	GGBFS	S-GU
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	5.14	9.86	8.92
CaO	67.80	40.56	46.01
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	3.40	0.04	0.71
K <sub>2</sub> O	1.06	0.52	0.63
MgO	2.19	9.92	8.37
MnO	0.04	0.48	0.39
Na <sub>2</sub> O	0.84	0.81	0.82
SO <sub>2</sub>	6.24	4.74	5.04
SiO <sub>2</sub>	16.60	29.93	27.26
TiO <sub>2</sub>	1.30	1.68	1.60

Two polycarboxylate-based superplasticizers (PC1 and PC2) produced by different chemical manufacturers and having solid mass concentrations of 31% and 46%, respectively, were used. The specific gravity of PC1 and PC2 were 1.07 and 1.10, respectively (for details see in Annexe A).

### 3.2.2 Test methods

A mini-cone was used for slump testing (Malusis, Evans et al. 2008). A truncated cone with 101.6 mm bottom diameter, 50.8 mm top diameter, and 152.4 mm height (i.e., exactly half the dimensions of the standard Abrams cone; ASTM-C143/C143M) was used. The mini-cone slump test procedure is similar to that recommended for the standard slump test (as illustrated in Fig. 3.2). The mini-cone was selected due to the lower amount of tailings available for laboratory tests. A conversion factor of



approximately 2.28 was used based on the results of in-house laboratory tests conducted in this study on superplasticized CPB mixtures. Malusis, Evans et al. (2008) obtained a conversion factor of about 2 for soil–bentonite cutoff wall backfill.



Fig. 3.2 Example of a standard cone (left) and a mini-cone (right) for slump tests on CPB incorporating HRWR polymers.

In addition to slump testing, V-funnel testing was performed (Fig. 3.3) to assess CPB flow properties. The dimensions of the top and bottom opening sections of the funnel are 270 mm × 30 mm and 30 mm × 30 mm, respectively, and total height is 300 mm. The funnel was filled with CPB while the bottom orifice was closed. Immediately afterward, the orifice was opened to allow the CPB to flow. The time required to empty the funnel was then recorded to obtain the viscosity index. The increase in fluidity results in a lower flow time to empty the V-funnel. When flow times  $t_1$  and  $t_2$  are determined at two different testing ages for a given mixture, the flow–time ratio (FTR) is calculated as follows:

$$FTR = \frac{t_1 - t_2}{t_1} \times 100 \quad (3.1)$$

The FTR parameter indicates the relative fluidity retention between two measurement periods, as practiced for cement pastes and mortars (Yahia, Tanimura et al. 2005, Xiao, Li et al. 2007). A positive FTR indicates a decrease in fluidity, or fluidity loss, with time ( $t_2 > t_1$ ), and inversely. A high positive FTR indicates low fluidity retention with time, whereas a low negative FTR indicates high fluidity retention.

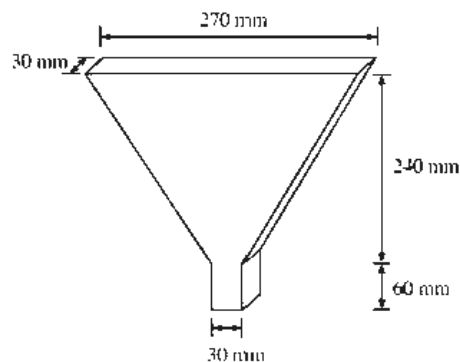


Fig. 3.3 V-funnel device (Okamura and Ozawa 1995).

The rheological measurements were conducted using a coaxial cylinder viscometer for mortars. The dimensions of the outer and inner cylinder diameter are 6 cm and 5 cm, respectively, for a nominal gap of 1 cm. The height of the inner cylinder is 9 cm. The procedure consists of shearing the material by applying various decreasing rotational velocities  $V$  (in rpm) of the outer cylinder and measuring the flow resistance expressed by the couple  $T$  (in N.m) on the inner cylinder. First, the material is presheared at a high measurement speed of 30 rpm for 30 s, and the descendant flow curve is then determined by decreasing the speed from 0.5 rps to 0.1 rps in 7 steps of 10 s each. This high 30 rpm speed was selected to prevent solid particles from sedimenting during testing and to remove any shear history effect. Higher speeds tend to increase the separation of solid particles before equilibrium is reached. This procedure has demonstrated good repeatability of rheological measurements on mortar mixtures (Feys, Verhoeven et al. 2008, Feys, Wallevik et al. 2013).

Furthermore each raw data couple of couple (T) and velocity (V) must be transformed to the shear stress  $\tau$  (Pa) and shear rate  $\dot{\gamma}$  ( $s^{-1}$ ) according to the Eqs 3.2 and 3.3 for enabling getting flow curves  $\tau(\dot{\gamma})$  (Feys, Verhoeven et al. 2007).

$$\tau = \frac{(R_i^2 + R_o^2)}{4\pi h R_i^2 R_o^2} T \quad (3.2)$$

$$\dot{\gamma} = \frac{(R_o^2 + R_i^2)}{(R_o^2 - R_i^2)} V \quad (3.3)$$

where  $R_i$  and  $R_o$  are the inner and outer cylinder radius, respectively, and  $h$  is the height of the material sample sheared into the outer cylinder and is generally in the range of 0.05 and 0.07 m.

CPB exhibits usually a viscoelastic rheological behavior which is characterised by the presence of yield stress term. As reported by Sofrá and Boger (2002), the Herschel-Bulkley model (defined in terms of yield stress  $\tau_{0HB}$ , consistency index  $K$  and flow behavior index  $n$ . see Eq.3.4) is appropriate for fitting viscoelastic material data. If the behavior index  $n$  is close to 1, the Bingham model can be used with an acceptable approximation. One may notice that the Bingham model, given by Eq.3.5, is a particular case of the Herschel-Bulkley model when the flow index  $n=1$ . In this case, the consistency index ( $K$ ) corresponds to the plastic viscosity ( $\mu_p$ ).

$$\tau = \tau_{0HB} + K \dot{\gamma}^n \quad (3.4)$$

$$\tau = \tau_{0B} + \mu_p \dot{\gamma} \quad (3.5)$$

where  $\tau_{0HB}$  and  $\tau_{0B}$  are the shear yield stress (Pa) of Herschel-Bulkley and Bingham, respectively.

In this study, flow curves obtained from Eqs. (3.2) and (3.3) were fitted using the Bingham model to obtain rheological parameters (yield stress and plastic viscosity). A linearity coefficient was used to evaluate the quality of the fittings. Furthermore, the yield stress ( $\tau_{0B}$ ) and plastic viscosity ( $\mu_p$ ) can also be derived from Reiner-Rivlin equations (Eqs. 3.6 and 3.7) see (Tattersall and Banfill 1983).

$$\tau_{0B} = \frac{G}{4\pi h} \left( \frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \frac{1}{\ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)} \quad (3.6)$$

$$\mu_p = \frac{H}{8\pi^2 h} \left( \frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_o^2} \right) \quad (3.7)$$

Parameter G corresponds to the intercept of the linear curve with the T-axis, and H is the slope of T/V linear relationship graph.

### 3.2.3 CPB mixture proportioning and mixing methods

The CPB mixtures were proportioned based on the mass of ingredients. First, the initial water content (or solid mass concentration) of wet tailings (filter cake) was determined. Second, the mass of wet tailings and the amount of water needed to obtain the targeted CPB solid concentration ( $C_w$ ) for a given binder content were calculated. Deionised water was used as mixing water for all CPB mixtures. The binder content ( $B_w$ ) was defined as the ratio of the dry mass of binder ( $M_B$ ) to the dry mass of tailings ( $M_{dT}$ ). The superplasticizer dosage ( $\chi_T$ ) was expressed as the ratio of the dry mass of PC to the dry mass of tailings. Because superplasticizers are available in liquid form, the quantity of water included in the HRWR was taken into account in the mixing water required for a given solid content in the CPB.

CPB mixtures were mixed in batches of 2 liters using a Hobart mixer. The mixing sequence consisted in introducing the appropriate mass of tailings and half the mixing water required to obtain the targeted solid concentration. The CPB was then mixed at 140 rpm for 30 s. The binder was then gradually introduced into the mixer within 30 s while maintaining a mixing speed of 140 rpm. The remaining water was added into the mixer within 30 s and mixing was continued for a further 90 s. The mixer was then turned off and the mixer blades and sides of the bowl were cleaned of any remaining paste. After 30 s, the PC was introduced within 30 s while the mixer rotated at 140 rpm for 30 s. After the PC was added, the rotational speed was increased to 285 rpm for an additional 90 s of mixing. The total mixing time was 300 s. In the last mixing procedure (addition mode 1), SP was added to a previously prepared paste that included mixing water without added SP. A second mixing procedure (addition mode II) was also used to prepare a few samples to investigate the impact of the SP addition mode on performance: SP was added to the mixing water, which was then incorporated into the tailings and binder as described above for addition mode I.

#### 3.2.4 Mixture proportions

Table 3.4 summarizes the proportions of the investigated CPB mixtures prepared with 4.5% binder content. PC dosages  $\chi_T$  of 0.045%, 0.058%, 0.067%, 0.081%, 0.09%, and 0.103% (by dry mass of tailings) were incorporated into the CPB mixtures using addition mode I, as described in section 2.3. These dosages correspond to 1, 1.3, 1.5, 1.8, 2, and 2.3% by dry mass of binder. Table 3.4 shows that these PC dosages correspond to 0.32, 0.42, 0.48, 0.58, 0.64, and 0.74 kg of dry mass of PC per metric ton of CPB ( $M_{\text{dry-PC}}$ ).

Table 3.4 Mixture proportions for 1 metric ton of CPB at 76%, 78%, and 80% solid concentration and 4.5% binder content.

$C_w$	$M_S$	$M_w$	$M_B$	W/B	$M_{dT}$	$\chi_B$	$\chi_T$	$M_{d\_PC}$ 1-2	PC1		PC2	
									Mw- PC 1-	VT	Mw- PC 2	VT
(%)	(kg)	(kg)	(kg)	(-)	(kg)	(%)	(%)	(kg)	(kg)	(L)	(kg)	(L)
						0	0	0	0	0	0	0
						1	0.045	0.327	0.728	1.034	0.384	0.682
						1.3	0.058	0.422	0.939	1.333	0.495	0.879
76	760	240	32.73	7.3	727.7	1.5	0.067	0.487	1.085	1.540	0.572	1.015
						1.8	0.081	0.589	1.311	1.862	0.692	1.227
						2	0.09	0.655	1.457	2.069	1.457	2.069
						2.3	0.103	0.749	1.667	2.367	0.879	1.560
78	780	220	33.596	6.5	746.41	0	0	0	0	0	0	0
						2	0.09	0.672	1.5	2.17	0.798	1.4
						0	0	0	0	0	0	0
						2	0.09	0.689	1.534	2.18	0.809	1.44
80	800	200	34.45	5.8	765.55	2.7	0.121	0.930	2.070	3.0	1.092	1.93
						3	0.135	1.033	2.30	3.27	1.213	2.15
						3.4	0.153	1.171	2.607	3.778	1.375	2.43

$C_w$  is the CPB solid mass concentration;  $M_S$  is the total dry solid mass of CPB;  $M_w$  is the total mass of water in the CPB;  $M_B$  is the mass of binder; W/B is the water-to-binder ratio ( $= M_w/M_B$ );  $M_{dT}$  is the mass of dry tailings;  $\chi_T$  is the PC dosage expressed as the ratio of the dry mass of PC to the dry mass of tailings;  $\chi_B$  is the PC dosage expressed as the ratio of the dry mass of PC to the mass of binder ( $\chi_B$  is given for comparison purposes as  $\chi_T$  is used in this study);  $M_{dry\_PC1-2}$  is the dry solid mass of PC1 and PC2;  $M_{w-PCi}$  is the mass of water present in the PC; and  $V_{T-PCi}$  is the volume of PC in liquid form.

### 3.3 Test results and analysis

#### 3.3.1 Effect of the PC addition sequence

The effect of the PC addition mode to improve the workability of cement-based materials is well documented in the literature (Uchikawa, Sawaki et al. 1995, Flatt and Houst 2001, Aiad 2003, Gólaszewski and Szwabowski 2004). Uchikawa, Sawaki et Hanehara (1995) observed that adding SP along with mixing water to prepare cement pastes with water-to-cement (W/B) ratios of 0.27 and 0.5 resulted in the lowest performance. To assess the PC addition sequence, both PC1 and PC2 were incorporated at a fixed dosage of 0.067% in CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% GU binder content. For PC1, higher mini-slumps and lower

flow times (i.e., higher fluidity) were obtained using addition mode I compared to addition mode II. However, for PC2, the two addition modes resulted in comparable fluidity. Based on these results, it was concluded that SP addition mode II provided less improvement of CPB workability (lower slumps and higher flow times) compared to addition mode I. The sensitivity of the PC addition mode was also assessed in CPB mixtures with 80% solid content and 4.5% S-GU binder and incorporating 0.135% PC2. The results confirmed the previous conclusions on the good performance of PC2 with addition mode I. This mode was therefore adopted for the remaining CPB mixtures investigated in this study.

### 3.3.2 Superplasticizer saturation dosage

The effects of PC1 and PC2 on the mini-cone slumps for CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% binder are illustrated in Fig. 3.4a (PC1) and Fig. 3.4b (PC2). The mini-cone slumps for CPB prepared with GU and S-GU binders without superplasticizer (reference mixture) at age 10 minutes are 74 mm and 76 mm, respectively. After age 60, 120, and 180 minutes, the mini-cone slumps for the control CPB mixture made with GU binder decreased from 74 mm to 68 mm, 58 mm, and 54 mm, respectively (Fig. 3.5a). For CPB made with S-GU binder, mini-cone slumps decreased from 76 mm to 70 mm, 64 mm, and 58 mm, respectively (Fig. 3.5b). As expected, when PC1 and PC2 were added to the CPB mixtures, mini-cone slumps increased with increasing SP dosage, regardless of age. For a given PC type and dosage, CPB made with S-GU binder showed higher mini-cone slumps than CPB made with GU binder (Fig. 3.5a to Fig. 3.5b).

For both PCs, the 0.09% dosage obtained a maximum mini-cone slump of about 130 mm for CPB made with GU binder and 136 mm for CPB made with S-GU binder. This dosage is presumably the saturation dosage, which could be confirmed by the flow-time tests and rheology measurements.

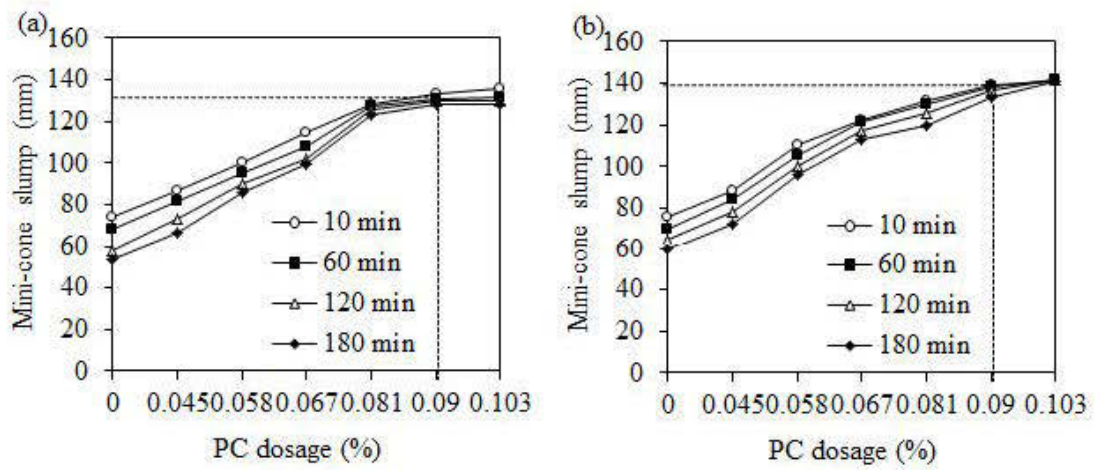


Fig. 3.4 Variation in mini-cone slump with PC1 dosage for CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.



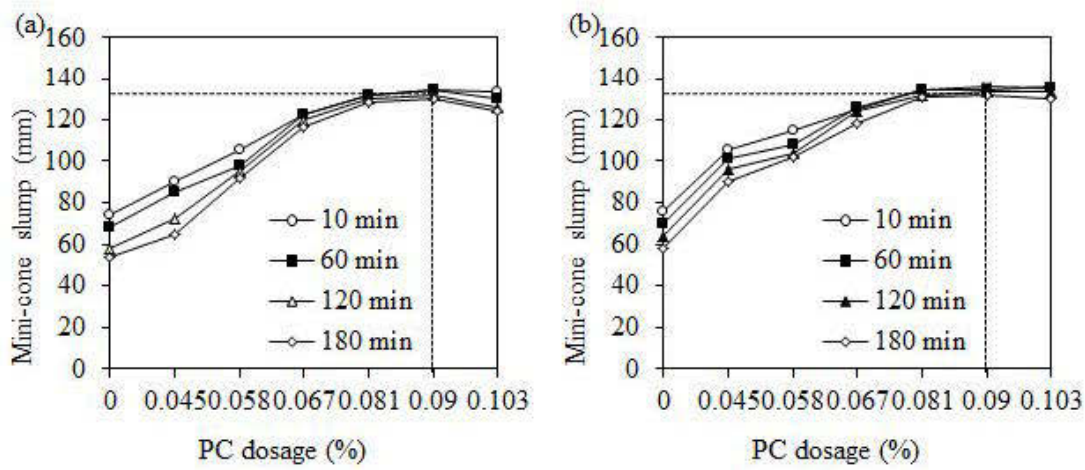


Fig. 3.5 Variation in mini-cone slump with PC2 dosage for CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% binder at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.

The variation in flow time for CPB mixtures prepared with 76% solid content and GU and S-GU binders incorporating PC1 and PC2 are presented in Fig. 3.6a and Fig. 3.6b, respectively.

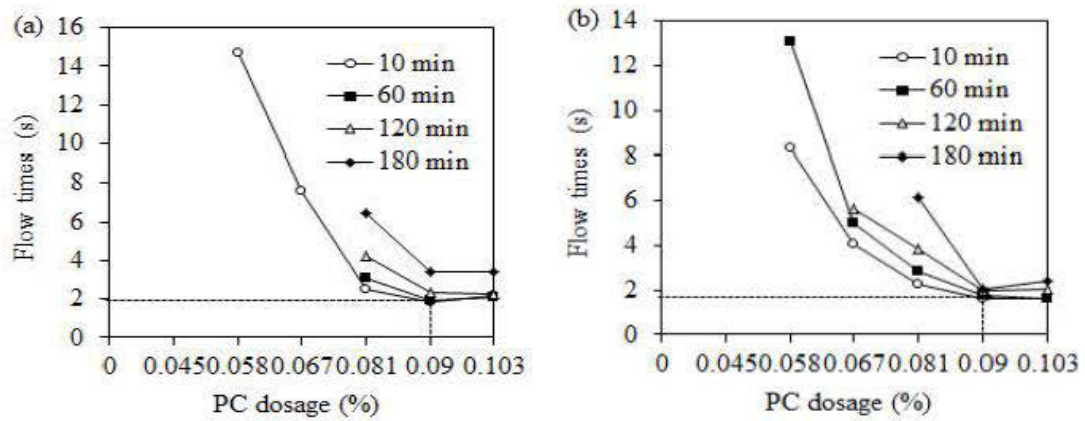


Fig. 3.6 Variation in V-funnel flow time with PC1 dosage for CPB mixtures made with 76% solid content and 4.5% binder at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.

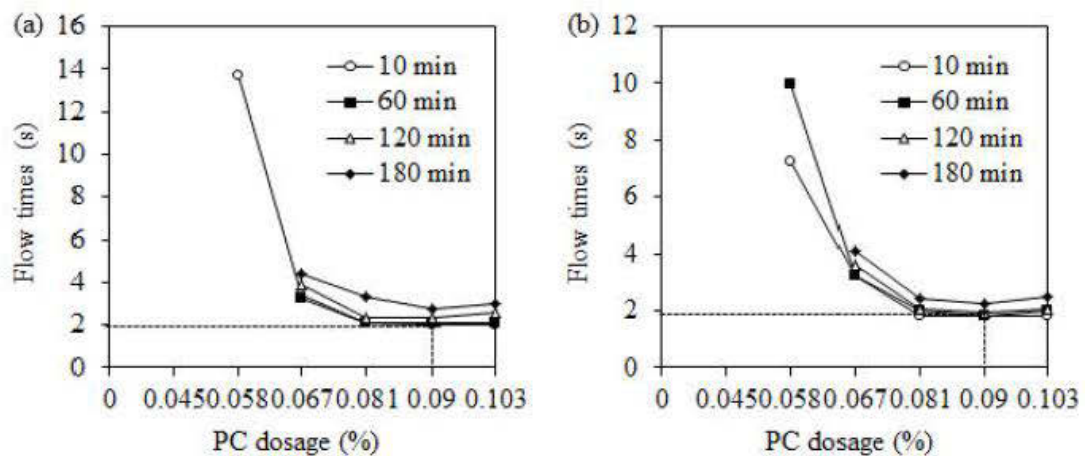


Fig. 3.7 Variation in V-funnel flow time with PC2 dosage for CPB mixtures made with 76% solid content and 4.5% binder at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.

It should be mentioned that for a PC dosage lower than 0.045%, very stiff CPB mixtures (with flow blockage in the V-funnel) were observed at age 10 min for GU binder (Fig. 3.6a & 7a) and at age 60 min for S-GU binder (Fig. 3.6b & 7b), whereas flow times lower than 16 sec were observed when 0.058% PC was added (for both PC1 and PC2). For higher dosages, flow times decreased sharply with increasing PC dosage. CPB mixtures became stiffer with age (up to 180 min) and the dosage required ensuring flow through the V-funnel increased. Moreover, PC2 was more effective than PC1 in maintaining good fluidity with age. The saturation dosage appeared to be around 0.09% for both PC1 and PC2, regardless of binder type (GU or S-GU). For dosages higher than the saturation dosage, the hindrance effect of superplasticizers molecular can lead to the increase of rheological parameters as reported in the literature (Agullo, Toralles-Carbonari et al. 1999, Hallal, Kadri et al. 2010).

Binder–PC compatibility refers to good initial fluidity that is maintained with age for the lowest dosage. The empirical test results presented above indicate that both PC1 and PC2 showed comparable performance in terms of initial fluidity, regardless of binder type. For a reference time  $t_1 = 10$  min, the flow time ratios (FTR) (Eq. 1) for CPB mixtures made with GU binder and PC1 at saturation dosage were 4.8%, 25.8%, and 81.2% at age 60, 120, and 180 minutes, respectively. For PC2, flow time ratios were 5.3%, 17.4%, and 31.5%, respectively. When used in combination with GU, PC2 provided better fluidity retention than PC1. CPB made with S-GU binder and PC1 at saturation dosage obtained FTRs of 6.7%, 22%, and 23% after 60 min, 120 min, and 180 min, respectively, versus PC2, which obtained FTRs of -0.54%, 6%, and 21%, respectively. This indicates that S-GU binder combined with PC2 obtains lower fluidity loss compared with S-GU binder combined with PC1.

### 3.3.3 Rheological properties of CPB

Typical torque/velocity curves obtained as indicated in section 2.2 for CPB with 4.5% GU binder and 0.058% PC1 are presented in Fig. 3.8a. Fig. 3.8b presents the flow curves obtained from Eqs. (2) and (3) using T-V data presented in Fig. 3.8a and the ensuing linear regression lines (Bingham model). Linear regressions given in these figures indicate determination coefficients  $R^2$  ranging between 0.96 and 0.99. For example the CPB at 10 minutes (see Fig. 3.8b), the yield stress and plastic viscosity values are 160.9 Pa and 3.74 Pa.s, respectively. In this case as indicated in Fig. 3.8a,  $G = 0.179$  N.m and  $H = 0.145$  N.m/rps. Using the Eqs. (3.6) and (3.7), the ensuing yield stress  $\tau_{0B}$  and plastic viscosity  $\mu_p$  are 159.2 Pa and 3.74 Pa.s, respectively, (for  $R_i = 0.05$  m,  $R_o = 0.06$  m and  $h = 0.06$  m). These values are almost identical to those obtained with the linear regressions.

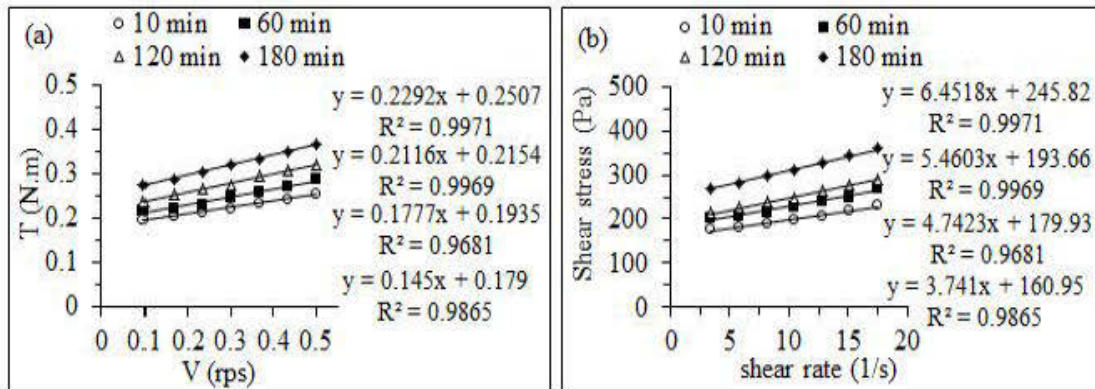


Fig. 3.8 Typical torque-velocity (T/V) curves (a) and corresponding flow curves (b) for CPB at 76% solid content, 4.5% GU at a dosage of 0.058% PC1 at ages of 10, 60, 120 and 180 minutes.

To ensure the validity of the measurement procedure on the viscometer and the statistical repeatability of the rheological results, triplicate tests were implemented at the beginning of the present study. Data obtained allowed calculating the average value and standard deviation (SD) of each rheological parameter. Results are

presented in Table 3.5 and Table 3.6 for CPB proportioned at 76% solid content with 4.5% GU and S-GU binder and incorporating 0.058% PC1 at ages 10, 60, 120, and 180 minutes. For measurements at the ages of 10 and 60 min, the standard deviations are lower than 5 Pa for yield stress and than 0.5 Pa.s for plastic viscosity. However for measurement at the ages of 120 and 180 min the standard deviation on the yield stress value is higher than 7 Pa but lower than 10 Pa while the standard deviation on the plastic viscosity is higher than 0.5 Pa.s but lower than 1 Pa.s.

Table 3.5 Results of triplicate tests on CPB proportioned at 76% solid content with 4.5% GU and incorporating 0.058% PC1 at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes

Test	10 min		60 min		120 min		180 min	
	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$
1	160.95	3.74	179.93	4.74	193.66	5.46	245.82	6.45
2	170.34	4.49	189.27	4.45	209.65	6.38	238.00	7.72
3	164.54	3.53	179.22	4.79	205.52	5.98	228.30	7.39
Average	165.28	3.92	182.80	4.66	202.94	5.94	237.38	7.19
SD	3.87	0.41	4.58	0.15	6.78	0.38	7.17	0.54

Table 3.6 Results of triplicate tests on CPB proportioned at 76% solid content with 4.5% S-GU and incorporating 0.058% PC1 at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes

Test	10 min		60 min		120 min		180 min	
	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$	$\tau_{0B}$	$\mu_{pB}$
1	145.06	3.28	150.56	3.55	178.59	4.05	215.19	5.38
2	148.82	2.76	156.46	4.18	182.76	4.55	199.95	3.67
3	150.11	2.87	160.73	2.58	173.93	4.58	213.57	4.01
Average	148.00	2.97	155.92	3.44	178.43	4.39	209.57	4.36
SD	2.14	0.22	4.17	0.66	3.61	0.25	6.83	0.74

The rheology of cement-based materials is affected by HRWR type and dosage as well as its ability to disperse cement particles, the characteristics of cement, and the solid concentration of the system. Rheological flow curves were determined on various CPB mixtures made with 76% solid content and PC dosages of 0.058, 0.09, and 0.103%. The flow curves were fitted using the Bingham model (Eq. 3.5) to estimate yield stress and plastic viscosity. The variation in yield stress with PC dosage at different ages (10, 60, 120, and 180 minutes) for CPB mixtures made with GU and S-GU binders is summarized in Fig. 3.9 and Fig. 3.10 for PC1 and PC2, respectively. The variation in plastic viscosity with PC dosage is presented in Fig. 3.11 and Fig. 3.12.

CPB mixtures made without PC obtained 290 Pa yield stress and plastic viscosity ranging from 6 to 8 Pa.s. As expected, the incorporation of PC1 and PC2 reduced the yield stress of CPB mixtures regardless of binder type or CPB age. At a given PC dosage and CPB age, higher yield stress was obtained with CPB mixtures made with GU type regardless of PC type. The use of PC at higher than saturation dosage (section 3.2) did not reduce the yield stress, regardless of PC or binder type. Plastic viscosity showed a similar trend to yield stress.

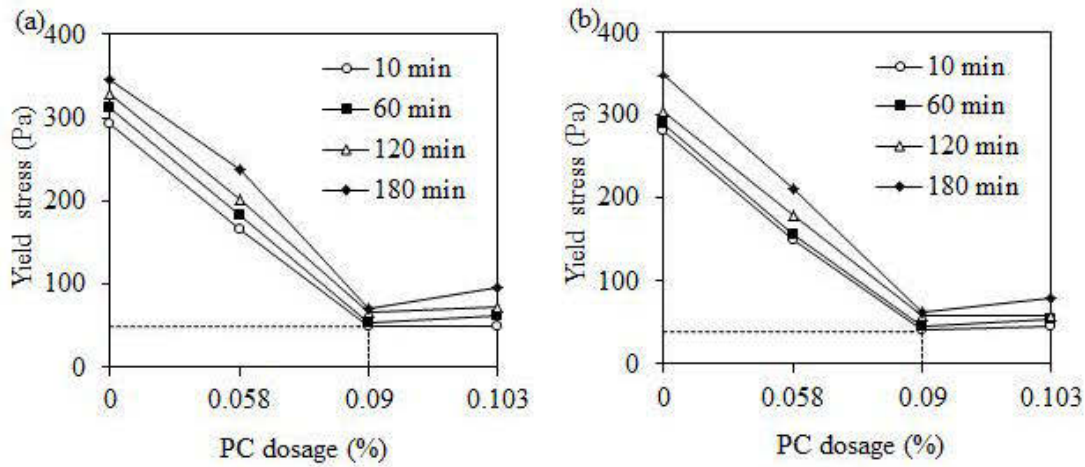


Fig. 3.9 Variation in yield stress with PC1 dosage for CPB mixtures proportioned with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.

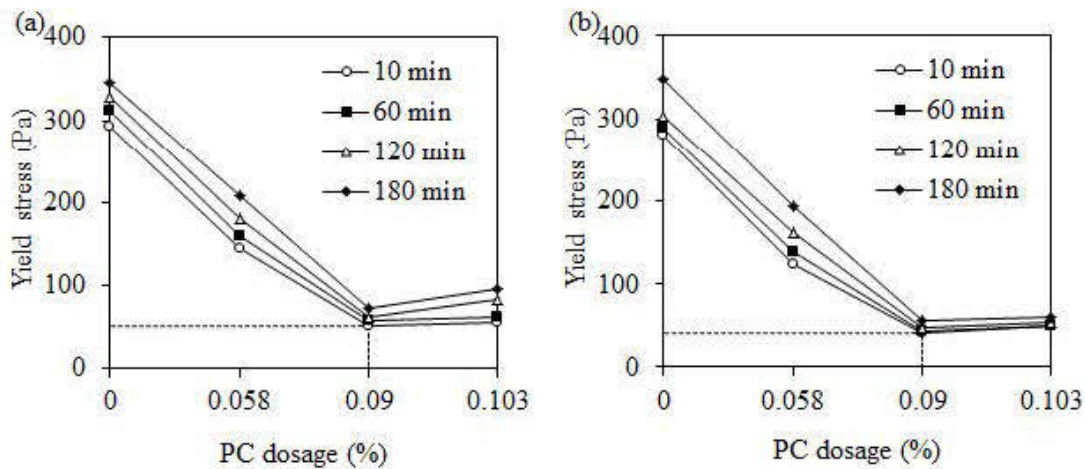


Fig. 3.10 Variation in yield stress with PC2 dosage for CPB made with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.

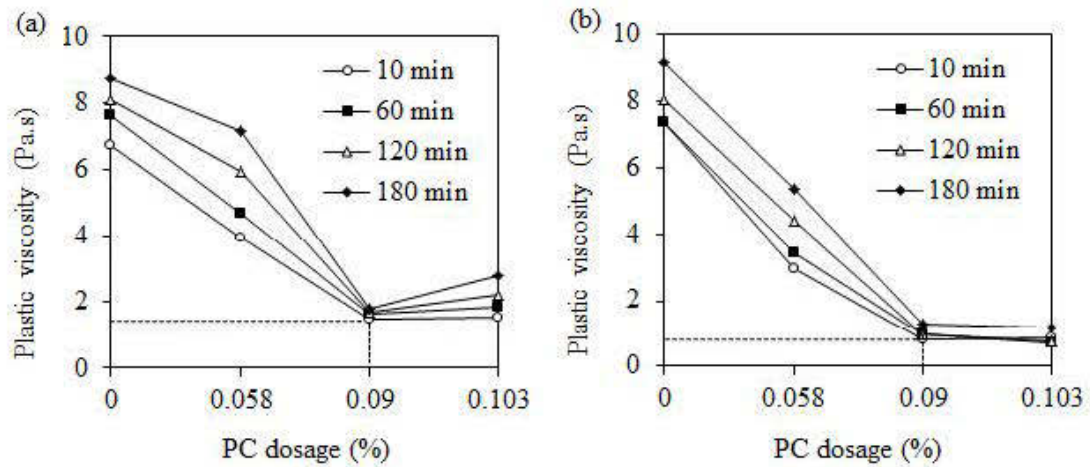


Fig. 3.11 Variation in plastic viscosity with PC1 dosage for CPB made with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.

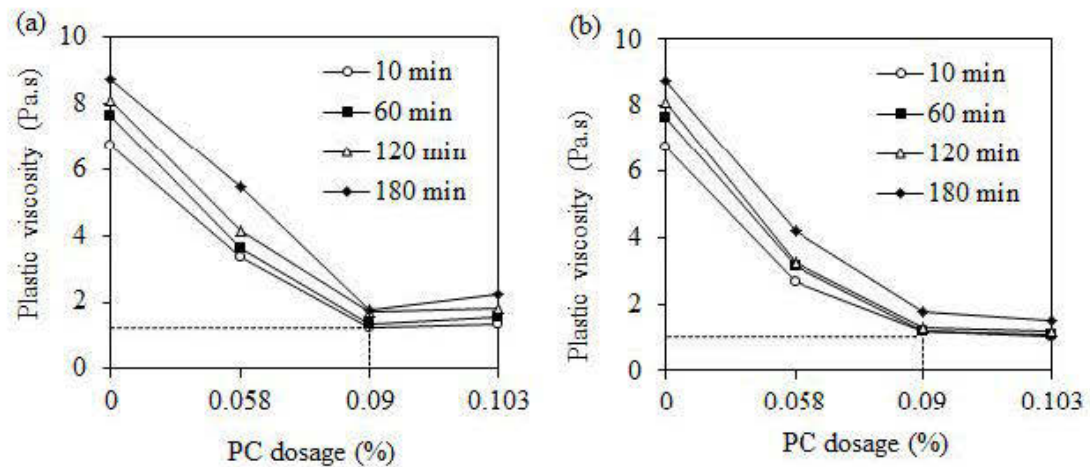


Fig. 3.12 Variation in plastic viscosity with PC2 dosage for CPB made with 76% solid content and 4.5% binder content at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes: (a) GU binder, (b) S-GU binder.



The results presented in Fig. 3.13 show that the rheological parameters increased with the age of CPB mixtures, indicating fluidity loss with time. Typical changes in yield stress and plastic viscosity are shown in Fig. 3.13a and Fig. 3.13b, respectively, for CPB mixtures proportioned with GU and S-GU binders and PC1 and PC2 at 0.058% dosage.

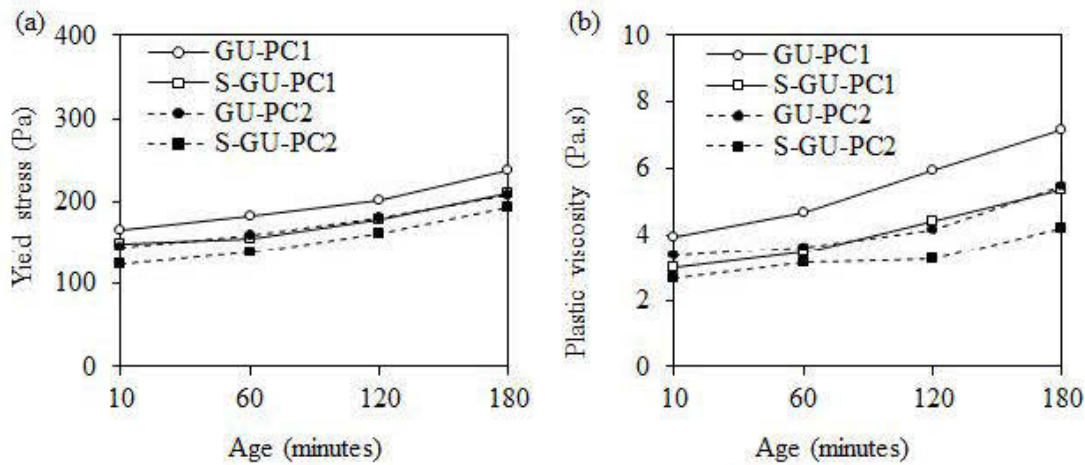


Fig. 3.13 Change in yield stress (a) and plastic viscosity (b) with time for CPB mixtures made with 76% solid content and 4.5% GU and S-GU binder and incorporating 0.058% PC1 and PC2.

As previously mentioned, the use of S-GU compared with GU resulted in lower yield stress and plastic viscosity, regardless of PC type. At a given CPB age ranging from 10 to 180 min, PC2 provided lower yield stress and plastic viscosity than PC1, regardless of binder type. Thus, PC2 appears to be the most effective HRWR for the CPB mixtures examined here.

### 3.3.4 Effect of solid content on rheological parameters of CPB

CPB mixtures made with solid contents  $C_w$  of 76, 78 and 80% (gravimetric water contents of 33.3%, 29.9% and 25%, respectively) and 0.09% PC2 were investigated. The mixtures were prepared using the above-described procedure (SP addition mode 1). The PC dosage  $\chi_T$  at 0.09% ( $\chi_B$  at 2%) corresponds to the saturation dosage of PC2 determined on CPB mixtures made with 76% solid content. Slumps and rheological parameters determined 10 min after the first contact between water and cement are shown in Fig. 3.14.

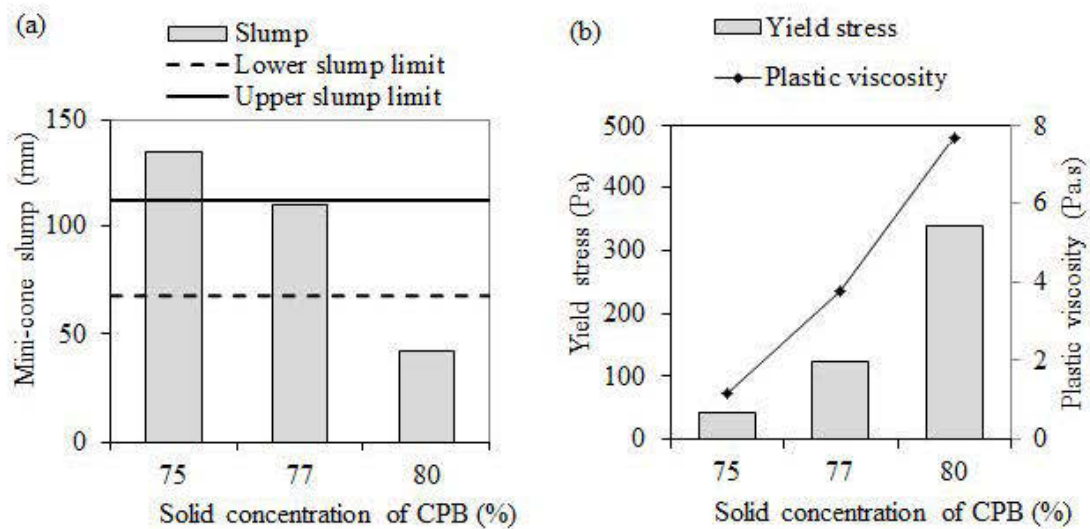


Fig. 3.14 Mini-cone slump (a) and rheological parameters (yield stress and plastic viscosity) (b) for CPB mixtures prepared with 4.5% S-GU binder at solid concentrations of 76%, 78% and 80% and incorporating 0.09% PC2

The results show that increased solid content of CPB yielded lower slumps and higher rheological parameters. These characteristics limit CPB flowability and may necessitate higher pumping pressure to achieve a given flow rate. In general, slumps ranging from 152 mm to 254 (i.e., mini-cone slumps 68–113 mm) are required to ensure adequate pipeline transport of CPB (Landriault, Verburg et al. 1997). CPB proportioned with 80% solid content achieved slump lower than the required minimum, along with high yield stress and plastic viscosity. Thus, yield stress increased from 50 Pa to 200 Pa and 400 Pa when the solid content increased from 76% to 78% and 80%, respectively. On the other hand, the plastic viscosity increased from 1.2 Pa.s to 7.7 Pa.s. These results suggest that CPB mixtures made with solid contents  $C_w$  of 80% (with 4.5% S-GU binder and 0.09% added PC2) may necessitate higher PC dosage to adjust the rheology for successful transport and casting. Accordingly, CPB mixtures made with 80% solid content and 4.5% S-GU binder were investigated using various dosages  $\chi_T$  of PC2 at 0.121%, 0.135%, and 0.153% (corresponding to dosages  $\chi_B$  of 2.7, 3, and 3.4%). Fig. 3.15 shows that the increase in PC2 dosage ( $\chi_T$ ) to 0.121% increased slump and reduced yield stress.

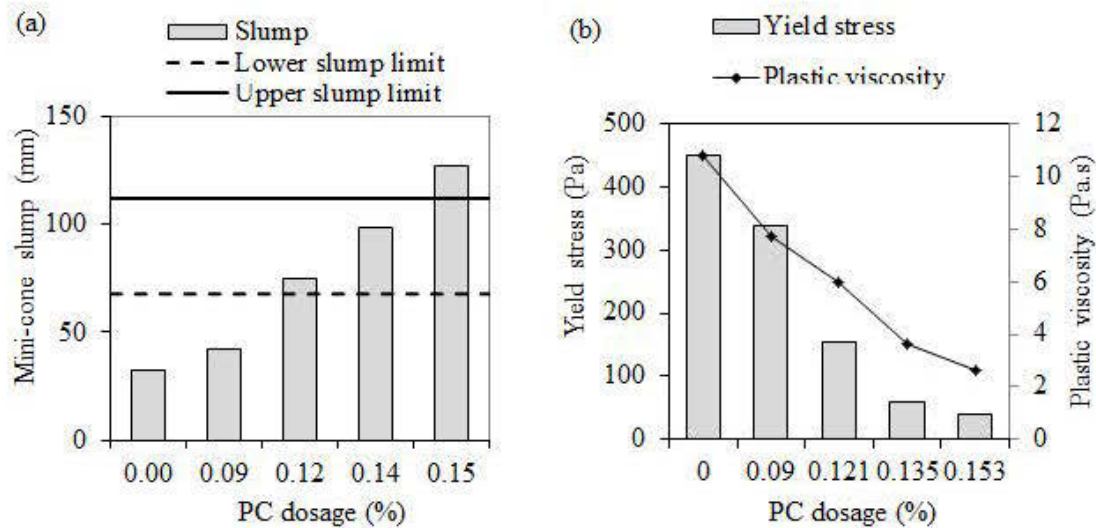


Fig. 3.15 Variation in mini-cone slump and rheological parameters with PC2 dosage for CPB mixtures prepared with 80% solid content and 4.5% S-GU binder.

### 3.4 Discussions

This section presents an analysis of the results of this study from a practical perspective. First, the implications for adding PC to improve CPB pipeline transport are discussed. The range of PC dosage that allows meeting the CPB transport criteria is presented in terms of the solid concentration for CPB prepared with 4.5% binder content. Due to the use of standard slumps as common qualitative and quantitative criteria for CPB transport in the mining industry, the possibility of correlating the rheological data for CPB containing superplasticizers to slump data is also discussed. A preliminary estimate of the cost of superplasticizer for CPB applications is then presented.

### 3.4.1 PC dosages for CPB pipeline transport

CPB pipeline transport to the deposition stope is governed by rheological and operational constraints. PC is used mainly to improve the rheological properties of CPB in order to facilitate transport through borehole and underground pipeline reticulation systems to fill open mine stopes. As demonstrated in this study, the use of PC-based HRWR increased mini-cone slumps and reduced yield stress and plastic viscosity in highly concentrated CPB mixtures. To ensure effective CPB transport, the optimum PC dosage should be determined according to the CPB solid content and the binder content and type. As proposed by Landriault, Verburg et al. (1997), the optimum paste backfill slump (obtained with the standard Abrams cone) to facilitate underground transport ranges from 152 mm (6 inches) to 254 mm (10 inches). This standard slump range corresponds to 68 mm and 113 mm, respectively, for the mini-cone test. A high flow resistance (HFR) is recorded during CPB transport when the standard slump is lower than 152 mm. Furthermore, it has been demonstrated in mining industry practice that pipeline transport shows low flow resistance (LFR) for standard slump  $\geq 8\frac{1}{4}$  inches ( $\geq \sim 210$  mm). In such cases, gravity pipeline transport may be used for backfilling. When the standard slump ranges from 6 to  $8\frac{1}{4}$  inches, moderate flow resistance (MFR) is obtained. Based on these flow resistance ranges, the curves presented in Fig. 3.16 can be used to determine the required PC dosage for different flow resistance limits.

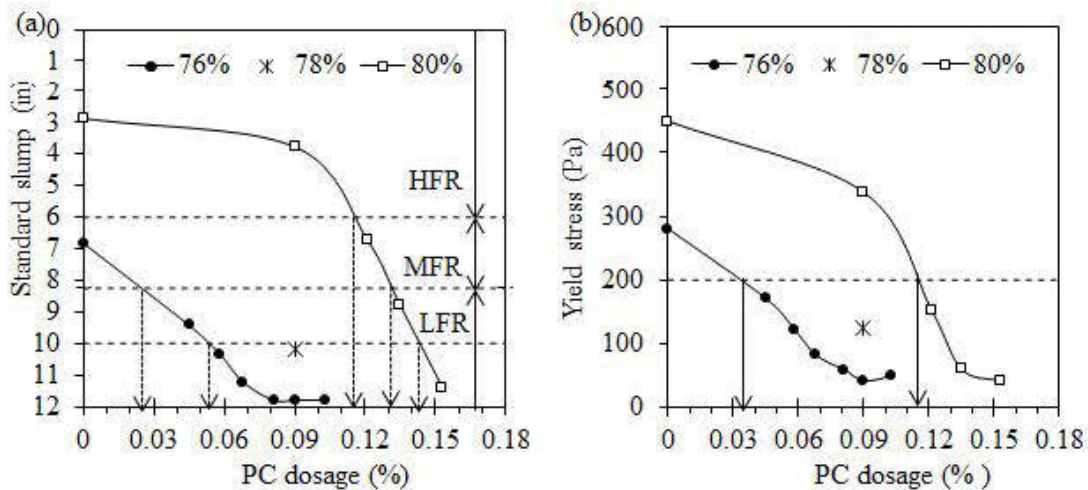


Fig. 3.16 Determination of PC2 dosage required for adequate transport of CPB mixtures for different solid contents and 4.5% S-GU binder content: a) using slump and b) using yield stress.

As can be observed, the MFR condition was met using a PC dosage  $\chi_T$  of 0.028% and from 0.115 to 0.131% for CPB with solid concentrations of 76% and 80%, respectively. The LFR condition was met when PC dosage ranged from 0.028% to 0.056% with solid concentrations of 76% and 0.131%, and 0.143% for a higher solid content of 80%. For a PC dosage of 0.09%, CPB with 78% solid content was at the lowest limit for the LFR condition.

Moreover, according to the literature, mineral suspensions with solid content ranging from 70% to 85% can be pipeline transported using centrifugal pumps if the yield stress does not exceed 200 Pa, depending on the suspension physical characteristics (specific gravity, particle size distribution, specific surface area) (Shou and Martínez 2003, Addie, Whitlock et al. 2005, Cooke 2007). Due to the lower capital cost of a centrifugal pump compared to a positive displacement pump, the use of superplasticizers in CPB formulations can be advantageous. The variation in yield

stress with PC dosage for the CPB mixtures with solid concentrations of 76, 78, and 80% presented in Fig. 3.16b can be used to determine the required PC2 dosages to ensure yield stress lower than 200 Pa given the solid content. For example, in the case of CPB with solid contents of 76% and 80%, centrifugal pumping could be used for PC dosages  $\chi_T$  of 0.032% (which is lower than the optimal 0.09% dosage) and 0.118%, respectively. For 0.09% PC2 dosage, the CPB with 78% solid content could be pumped using a centrifugal pump. It should be mentioned that gravity transport may be an option if the yield stress is sufficiently low, depending on the configuration of the distribution system.

### 3.4.2 Correlation between mini-cone slump and yield stress of CPB mixtures

Empirical tests, such as the slump test, are useful tools for both *in-situ* quality control and rheological estimates of CPB mixtures. In the case of cement-based material, it has been well established that slump correlates well with yield stress (de Larrard et al 1997). Various linear relationships between slump and yield stress have been proposed for fresh concrete (Ferraris and De Larrard 1998). For CPB mixtures, the correlation between mini-cone slump and yield stress data generated in this study is presented in Fig. 3.17. As can be observed, a good linear correlation is obtained between mini-cone slump (in mm) and yield stress  $\tau_0$  (in Pa), with a correlation coefficient  $R^2 = 0.97$  (for  $76\% \leq C_w \leq 80\%$ ).

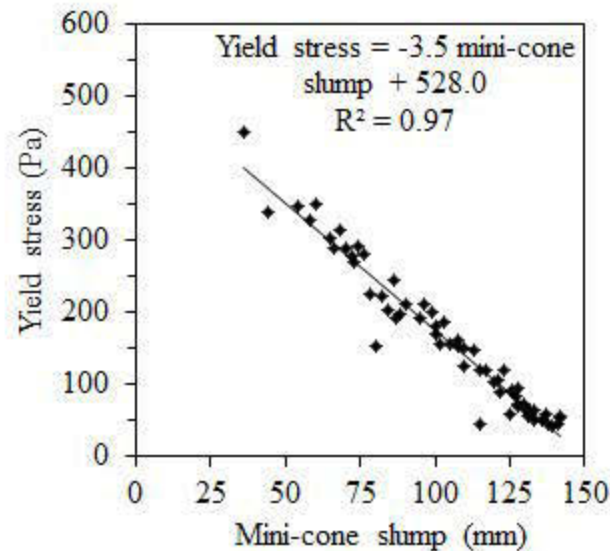


Fig. 3.17 Correlation between mini-cone slump height and yield stress of CPB mixtures prepared with 4.5 binder content (GU and S-GU) at 76%, 78%, and 80% solid contents and with various PC1 and PC2 dosages at ages of 10, 60, 120, and 180 minutes.

### 3.4.3 Preliminary PC cost estimation

The extra cost incurred by the use of HRWR in CPB mixtures was estimated. From the information provided by the manufacturers, the price of liquid PC2 is 5.0 CAD per litre. The volume of PC2 ( $V_{PC2}$ ) corresponding to the dosage for the MFR flow condition for one metric ton of CPB with solid concentration  $C_w$  of 76% is  $V_{PC2} \leq 0.38$  L (at dosage  $\chi_T = 0.025\%$ ), which corresponds to the PC2 cost ( $C_{PC2}$ )  $\leq 1.89$  CAD per metric ton of CPB. For CPB at 80% solid concentration, the MFR flow condition can be achieved with PC2 volume ( $V_{PC2}$ ) ranging from 1.83 L to 2.07 L. The corresponding cost ( $C_{PC2}$ ) ranges from 9.4 to 10.36 CAD per metric ton of CPB. For CPB at 76% solid concentration, the LFR condition is met with a volume ranging from 0.38 L to 0.82 L, for a cost ranging from 1.89 to 4.09 CAD per metric ton of



CPB. For highly concentrated CPB ( $C_w = 80\%$ ), the PC volume varies from 2.07 L to 2.26 L, for a cost ranging from 10.36 to 11.32 CAD per metric ton of CPB. For 0.09% PC dosage (78% solid content), corresponding to a specific LFR condition, a volume of 1.4 L is required, for an additional cost of 7 CAD per metric ton of CPB. When using a centrifugal pump (CP), PC volumes of 0.48 L and 1.83 L may be required for CPB with 76% and 80% solid concentration, respectively, for estimated costs of 2.42 and 9.17 CAD per metric ton of CPB, respectively.

This preliminary cost estimation clearly indicates that the use of HRWR incurs extra costs for backfilling operations. However, part of these costs may be offset by savings on pumping energy. Furthermore, if CPB with high solid content and added HRWR improves the strength development, the amount of binder in the CPB could be reduced, for additional cost savings. The impact of PC on the change in unconfined compressive strength (UCS) with curing time is under ongoing investigation by the authors. Once these results are available, a comprehensive cost analysis can be performed. The use of PC may be justified if the extra costs are lower than (or equal to) the combined cost savings on pumping energy and binder consumption. To this we may add the environmental benefits of using highly densified CPB.

### 3.5 Concluding remarks

This study assessed the effect of polycarboxylate (PC)-based high-range water reducer (HRWR) admixtures, or superplasticizers (SP), on the flow characteristics and rheology of cemented paste backfill (CPB) mixtures prepared with various solid mass concentrations at 76%, 80%, and 4.5% binder content. The results lead to the following conclusions:

- The fresh properties of the CPB mixtures investigated in this study can be improved with HRWR. This improvement is highly influenced by the CPB solid content, the binder type and content, the SP type and dosage as well as the SP addition mode.
- CPB mixtures made with high solid content (78% and 80%) required relatively higher dosages to achieve adequate fresh properties for successful transport.
- The two SP types, PC1 and PC2 showed comparable performance in terms of initial fluidity. However, PC2 showed better fluidity retention with time, regardless of binder type (GU vs. S-GU).
- CPB mixtures made with S-GU were more compatible with the two SP types compared to CPBs made with GU cement. This suggests that the dispersion action of PC is more effective in the presence of blast furnace slag.
- Good correlation was obtained between slump and yield stress for the investigated CPB mixtures.
- The extra costs incurred by the use of HRWR to ensure adequate flow properties of CPB mixtures were calculated according to the solid content and targeted flow resistance. These costs range from 2.1 to 11.3 CAD per metric ton of CPB.

Further investigation is needed to gain a deeper understanding of the impact of added PC on the strength development of CPB mixtures, and to determine the potential for reducing the binder content. The findings will be useful for a comprehensive cost analysis.

### 3.6 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the NSERC, the Centre de recherche sur les infrastructures en béton (CRIB), and the Fonds Institutionnel de recherche et de création (FIRC) of the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) for their financial support. The authors would also like to acknowledge Lafarge North America Inc. for kindly providing us with Portland cement and ground granulated blast furnace slag.

### 3.7 References

- Agarwal, S. K., Masood, I., and Malhotra, S. K., 2000, Compatibility of superplasticizers with different cements: *Construction and Building Materials*, v. 14, no. 5, p. 253-259.
- Agullo, L., Toralles-Carbonari, B., Gettu, R., and Aguado, A., 1999, Fluidity of cement pastes with mineral admixtures and superplasticizer- A study based on the Marsh cone test: *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, v. 32, p. 479-485.
- Aiad, I., 2003, Influence of time addition of superplasticizers on the rheological properties of fresh cement pastes: *Cement and Concrete Research*, v. 33, no. 8, p. 1229-1234.
- Alejo, B., and Barrientos, A., 2009, Model for yield stress of quartz pulps and copper tailings: *International Journal of Mineral Processing*, v. 93, no. 3-4, p. 213-219.
- ASTM-C143/C143M, 2012, Standard test method for slump of hydraulic cement concrete, Standard C143/C143M, Volume 04.02: West Conshohocken, PA., ASTM International Annual Book of ASTM (American Society of Testing Material).
- Barnes, H. A., Hutton, J. F., and Walters, K., 1989, *An introduction to Rheology*, Amsterdam, Elsevier.
- Belem, T., and Benzaazoua, M., 2008, Design and application of underground mine paste backfill technology: *Geotechnical and Geological Engineering*, v. 26, no. 2, p. 147-174.
- Belem, T., El Aatar, O., Bussière, B., Benzaazoua, M., Fall, M., and Yilmaz, E., Characterization of self-weight consolidated paste backfill, in *Proceedings*

- International Seminar on Paste and Thickened Tailings, Limerick, Ireland, April 3–7 2006, ACG, p. 333-345.
- Benzaazoua, M., Belem, T., and Bussière, B., 2002, Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill: *Cement and Concrete Research*, v. 32, no. 7, p. 1133-1144.
- Boger, D. V., 2012, Personal perspective on paste and thickened tailings: a decade on: *Mining Technology*, v. 121, no. 1, p. 9.
- Brackebusch, F. W., 1994, Basics of paste backfill systems: *Mining Engineering*, v. 46, no. 10, p. 1175-1178.
- Cayouette, J., 2003, Optimization of the paste backfill plant at Louvicourt mine: *CIM Bulletin*, v. 96, no. 1075, p. 51-57.
- Chopin, D., Cazacliu, B., Larrard, F. d., and Schell, R., 2007, Monitoring of concrete homogenisation with the power consumption curve: *Materials and Structures*, v. 40, no. 9, p. 897-907.
- Clark, C. C., Vickery, J. D., and Backer, R. R., 1995, Transport of total tailings paste backfill: Results of full-scale pipe test loop pumping tests: United States department of the interior, 9573.
- Cooke, R., Thickened and paste tailings pipeline systems: design procedure -Part 2, in *Proceedings International seminar on paste and thickened tailings*, Perth, Australia, April 2007.
- Ercikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., and Alp, I., 2010, Utilization of water-reducing admixtures in cemented paste backfill of sulphide-rich mill tailings: *Journal of Hazard Material*, v. 179, no. 1-3, p. 940-946.
- Fall, M., Célestin, J. C., 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*, v. 114, no. 3-4, p. 397-413.
- Farzam, H., Rispin, M., and Karlson, R., 1998, The use of unique admixture technologies in mining backfill -technology description and case histories, *MineFill '98 Brisbane*, Australia
- Ferraris, C. F., and De Larrard, F., 1998, Modified slump test to measure rheological parameters of fresh concrete: *Cement, Concrete and Aggregates*, v. 20, no. 2, p. 241-247.
- Feys, D., Verhoeven, R., and De Schutter, G., 2007, Evaluation of time independent rheological models applicable to fresh self-compacting concrete: *Applied Rheology*, v. 17, no. 5, p. 56244-56241-56244-56210.
- Feys, D., Verhoeven, R., and De Schutter, G., 2008, Fresh self compacting concrete, a shear thickening material: *Cement and Concrete Research*, v. 38, no. 7, p. 920-929.
- Feys, D., Wallevik, J. E., Yahia, A., Khayat, K. H., and Wallevik, O. H., 2013, Extension of the Reiner-Riwlin equation to determine modified Bingham parameters measured in coaxial cylinders rheometers: *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, v. 46, no. 1-2, p. 289-311.

- Flatt, R. J., and Houst, Y. F., 2001, A simplified view on chemical effects perturbing the action of superplasticizers: *Cement and Concrete Research*, v. 31, no. 8, p. 1169-1176.
- Gawu, S. K. Y., and Fourie, A. B., 2004, Assessment of the modified slump test as a measure of the yield stress of high-density thickened tailings: *Canadian Geotechnical Journal*, v. 41, no. 1, p. 39-47.
- Gołaszewski, J., and Szwabowski, J., 2004, Influence of superplasticizers on rheological behaviour of fresh cement mortars: *Cement and Concrete Research*, v. 34, no. 2, p. 235-248.
- Graham, L. J. W., Pullum, L., Slatter, P., Sery, G., and Rudman, M., 2009, Centrifugal pump performance calculation for homogeneous suspensions: *Canadian Journal of Chemical Engineering*, v. 87, no. 4, p. 526-533.
- Greisser, A., 2002, Cement-Superplasticizer Interactions at Ambient Temperatures [Ph.D thesis Technical Sciences]: Swiss federal institute of technology, 162 p.
- Grice, A. G., 1998, Underground mining with backfill, *The 2nd Annual Summit-Mine Tailings Disposal Systems*: Brisbane, Australia, p. 14.
- Hallal, A., Kadri, E. H., Ezziane, K., Kadri, A., and Khelafi, H., 2010, Combined effect of mineral admixtures with superplasticizers on the fluidity of the blended cement paste: *Construction and Building Materials*, v. 24, no. 8, p. 1418-1423.
- Hallbom, D. J., 2008, Pipe flow of homogeneous slurry [Ph.D: University of British Columbia, 260 p.
- Huynh, L., Beattie, D. A., Fornasiero, D., and Ralston, J., 2006, Effect of polyphosphate and naphthalene sulfonate formaldehyde condensate on the rheological properties of dewatered tailings and cemented paste backfill: *Minerals Engineering*, v. 19, no. 1, p. 28-36.
- Jolicoeur, C., Mikanovic, N., Simard, M.-A., and Sharman, J., 2002, Chemical admixtures : Essential components of quality concrete: *Indian Concr. J.*, v. 76, p. 537-549.
- Jolicoeur, C., and Simard, M.-A., 1998, Chemical admixture-cement interactions: Phenomenology and physico-chemical concepts: *Cement and Concrete Composites* v. 20, p. 87-101.
- Klein, K., and Simon, D., 2006, Effect of specimen composition on the strength development in cemented paste backfill: *Canadian Geotechnical Journal*, v. 43, no. 3, p. 310-324.
- Kwak, M., James, D. F., and Klein, K. A., 2005, Flow behaviour of tailings paste for surface disposal: *International Journal of Mineral Processing*, v. 77, no. 3, p. 139-153.
- Landriault, D. A., Backfill in underground mining: underground mining methods engineering fundamentals and international case studies, in *Proceedings Society for Mining, Metallurgy and Exploration - SME*, Littleton, Colorado, 2001, Hustrulid, W., Bullock, R.L. (Eds.) p. 601-614.

- Landriault, D. A., Verburg, R., Cincilla, W., and Welch, D., 1997, Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications: Technical workshop.
- Liu, X., Wang, Z., Zhu, J., Zheng, Y., Cui, S., Lan, M., and Li, H., 2014, Synthesis, characterization and performance of a polycarboxylate superplasticizer with amide structure: *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, v. 448, p. 119-129.
- Malusis, M. A., Evans, J. C., McLane, M. H., and Woodward, N. R., 2008, A miniature cone for measuring the slump of soil-bentonite cutoff wall backfill: *Geotechnical Testing Journal*, v. 31, no. 5, p. 373-380.
- Mijno, V., Martin, F., Bollinger, J. C., and Catalan, L. J. J., 2007, Stabilization–Solidification Process: Comparison of Synthetic Sludge and Volcanogenic Massive Sulphide Tailings: *Process Safety and Environmental Protection*, v. 85, no. 3, p. 260-264.
- Nguyen, Q. D., and Boger, D. V., 1998, Application of rheology to solving tailings disposal problems: *International Journal of Mineral Processing*, v. 54, no. 3-4, p. 217-233.
- Okamura, H., and Ozawa, K., 1995, Mix design for selfcompacting concrete: *Concrete Library of JSCE*, p. 107-120.
- Ouattara, D., 2011, Étude des propriétés rhéologiques de résidus miniers densifiés [Master: Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, 330 p.
- Ouattara, D., Mbonimpa, M., and Belem, T., Rheological properties of thickened tailings and cemented paste tailings and the effects of mixture characteristics on shear behavior, in *Proceedings Canadian geotechnical conference, Calgary, AB Canada, 12-15 september 2010*, p. 8.
- Ouattara, D., Yahia, A., Mbonimpa, M., and Belem, T., Rheology of cemented paste backfill incorporating superplasticizers, in *Proceedings Canadian geotechnical conference, Montreal (Qc) Canada, 2013*, p. 8.
- Pashias, N., Boger, D. V., Summers, J., and Glenister, D. J., 1996, A fifty cent rheometer for yield stress measurement: *Journal of Rheology*, v. 40, no. 6, p. 1179-1189.
- Paterson, A. J. C., 2012, Pipeline transport of high density slurries: A historical review of past mistakes, lessons learned and current technologies: *Mining Technology*, v. 121, no. 1, p. 10.
- 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.
- Peyronnard, O., and Benzaazoua, M., 2012, Alternative by-product based binders for cemented mine backfill: Recipes optimisation using Taguchi method: *Minerals Engineering*, v. 29, p. 28-38.
- Pullum, L., Graham, L., Rudman, M., and Hamilton, R., 2006, High concentration suspension pumping: *Minerals Engineering*, v. 19, no. 5, p. 471-477.

- Ramachandran, V. S., 1995, Concrete admixtures handbook: Properties, Science, and Technology, Park Ridge, New Jersey, U.S.A., Noyes publications.
- Rixom, R., and Mailvaganam, N., 1999, Chemical admixtures for concrete London EC4P4EE, E & FN Spon II New Fetter Lane.
- Sakai, E., Kasuga, T., Sugiyama, T., Asaga, K., and Daimon, M., 2006, Influence of superplasticizers on the hydration of cement and the pore structure of hardened cement: Cement and Concrete Research, v. 36, no. 11, p. 2049-2053.
- Sakai, E., Kawakami, A., Honda, S., Itoh, A., and Daimon, M., 2003, Influence of molecular structure of comb-type polymer on the fluidity of CaCO<sub>3</sub> suspension with inorganic salts: Nippon Seramikkusu Kyokai Gakujutsu Ronbunshi/Journal of the Ceramic Society of Japan, v. 111, no. 1290, p. 117-121.
- Sellgren, A., Addie, G., and Whitlock, L., Technical-economical feasibility of using centrifugal pumps in high-density thickened tailings slurry systems, in Proceedings International Seminar on Paste and Thickened Tailings, 20 - 22 April, Santiago, Chile, 2005, Addendum to the seminar proceedings: Keynote and general reporter addresses. Perth, WA: Australian Centre for Geomechanics., p. 195-204.
- Sheshpari, M., 2015a, A review of underground mine backfilling methods with emphasis on cemented paste backfill: Electronic Journal of Geotechnical Engineering, v. 20, no. 13, p. 5183-5208.
- Sheshpari, M., 2015b, A review on types of binder and hydration in cemented paste backfill (CPB): Electronic Journal of Geotechnical Engineering, v. 20, no. 13, p. 5949-5963.
- Shou, G., and Martínez, M., 2003, Feasibility of using centrifugal pumps to transport thickened tailings, International seminar on paste and thickened tailings: Melbourne, Australia, p. 1-10.
- Simon, D., and Grabinsky, M., 2013, Apparent yield stress measurement in cemented paste backfill: International Journal of Mining, Reclamation and Environment, v. 27, no. 4, p. 231-256.
- Simon, D., Grabinsky, M. W., and Bawden, W., Effect of polycarboxylated acrylic acid polymer-based superplasticizer on cemented paste backfill, in Proceedings Canadian geotechnical conference, Toronto (On), 2011, p. 8.
- Sofrá, F., and Boger, D. V., 2002, Environmental rheology for waste minimisation in the minerals industry: Chemical Engineering Journal, v. 86, no. 3, p. 319-330.
- 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, v. 131, no. 0, p. 138-149.
- Tattersall, G. H., and Banfill, P. F. G., 1983, Rheology of fresh concret, Pitman advanced publishing program, 356 p.:
- Thomas, E. G., 1979, Fill technology in underground metalliferous mines, International Academic Services.

- Uchikawa, H., Hanehara, S., and Sawaki, D., 1997, The role of steric repulsive force in the dispersion of cement particles in fresh paste prepared with organic admixture: *Cement and Concrete Research*, v. 27, no. 1, p. 37-50.
- Uchikawa, H., Sawaki, D., and Hanehara, S., 1995, Influence of kind and added timing of organic admixture on the composition, structure and property of fresh cement paste: *Cement and Concrete Research*, v. 25, no. 2, p. 353-364.
- Weatherwax, T. W., Bosko, W., Evans, R., and Champa, J., 2010, Role of admixture in the optimization of paste backfill systems, 13th International Seminar on Paste and Thickened Tailings: Toronto, ON Ca, Richard Jewel and Andy Fourie.
- Wennberg, T., and Sellgren, A., Pumping evaluations with paste tailings thickened close to the surface disposal area, in *Proceedings International conference on the hydraulic transport of solids 2007*, The Southern African Institute of Mining and Metallurgy and the BHR Group.
- Wu, A., Wang, Y., and Wang, H., 2015, Estimation model for yield stress of fresh uncemented thickened tailings: Coupled effects of true solid density, bulk density, and solid concentration: *International Journal of Mineral Processing*, v. 143, p. 117-124.
- Wu, D., Fall, M., and Cai, S. J., 2013, Coupling temperature, cement hydration and rheological behaviour of fresh cemented paste backfill: *Minerals Engineering*, v. 42, no. 0, p. 76-87.
- Xiao, L. z., Li, Z. j., and Wei, X. s., 2007, Selection of superplasticizer in concrete mix design by measuring the early electrical resistivities of pastes: *Cement and Concrete Composites*, v. 29, no. 5, p. 350-356.
- Yahia, A., Tanimura, M., and Shimoyama, Y., 2005, Rheological properties of highly flowable mortar containing limestone filler-effect of powder content and W/C ratio: *Cement and Concrete Research*, v. 35, no. 3, p. 532-539.
- Yilmaz, E., Belem, T., Bussière, B., Mbonimpa, M., and Benzaazoua, M., 2015, Curing time effect on consolidation behaviour of cemented paste backfill containing different cement types and contents: *Construction and Building Materials*, v. 75, p. 99-111.
- Yilmaz, E., Belem, T., Bussire, B., and Benzaazoua, M., 2011, Relationships between microstructural properties and compressive strength of consolidated and unconsolidated cemented paste backfills: *Cement and Concrete Composites*, v. 33, no. 6, p. 702-715.
- Yin, S., Wu, A., Hu, K., Wang, Y., and Zhang, Y., 2012, The effect of solid components on the rheological and mechanical properties of cemented paste backfill: *Minerals Engineering*, v. 35, p. 61-66.
- Yoshioka, K., Sakai, E., Daimon, M., and Kitahara, A., 1997, Role of steric hindrance in the performance of superplasticizers for concrete: *Journal of the American Ceramic Society*, v. 80, no. 10, p. 2667-2671.





## CHAPITRE IV

### INVESTIGATIONS OF THE PERFORMANCE OF SUPERPLASTICIZERS ON RHEOLOGICAL PROPERTIES OF HIGHLY VISCOUS CEMENTED PASTE BACKFILL MIXTURES

Cet article a été soumis à la revue «Applied Rheology» le 24 octobre 2016.

Drissa Ouattara<sup>1</sup>, Mamert Mbonimpa<sup>1\*</sup>, Ammar Yahia<sup>2</sup>, Tikou Belem<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Research Institute of Mines and Environment, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT), 445 Boul. de l'Université, Rouyn-Noranda, Quebec, J9X 5E4, Canada

<sup>2</sup>Department of Civil Engineering, Université de Sherbrooke, 2500 Boul. de l'Université, Sherbrooke, Quebec, J1K 2R1, Canada

\*Corresponding author (E-mail: Mamert.Mbonimpa@uqat.ca)

## Préambule

Dans le chapitre précédent, les courbes d'écoulement, en raison d'une certaine linéarité ont été ajustées en première approximation par le modèle de Bingham pour obtenir le seuil de cisaillement et la viscosité plastique de Bingham. Cependant, le coefficient de détermination ( $R^2$ ) obtenu avec le modèle de Bingham pour la courbe d'écoulement du RPC témoin à 80% solide avec 4,5% de liant S-GU sans superplastifiant, est relativement faible de l'ordre de 0,93% comparativement au  $R^2$  des autres courbes qui sont autour de 98% (Voir Annexe B). Ce faible  $R^2$  pour le RPC témoin dénote une non-linéarité assez prononcée. En fait, cette dernière courbe présente une concavité orientée vers l'axe des ordonnées correspondant à un comportement rhéoépaississant non courant dans les RPCs en pâte. En effet, dans la littérature, le comportement rhéologique du RPC est le plus souvent assimilé à celui linéaire de Bingham ou rhéofluidifiant de Casson (Slottee and Johnson 2005). Le comportement rhéoépaississant, caractérisé par une augmentation de la viscosité avec le taux de cisaillement peut être problématique dans le transport en pipeline des RPCs. La littérature a relevé l'existence de ce comportement rhéoépaississant pour les suspensions granulaires très concentrées. Comme indiqué, le modèle de Herschel-Bulkley, à cause de sa formulation qui comporte dans son expression la loi de puissance comme second membre, apparait comme le modèle le plus adapté pour ajuster des courbes d'écoulement non linéaires. Le chapitre 4 met l'accent sur l'analyse de l'effet de l'utilisation des superplastifiants sur ce comportement à travers l'analyse de l'évolution des paramètres rhéologiques du modèle de Herschel-Bulkley caractérisant ce comportement. Cette analyse a permis d'évaluer la performance des superplastifiants en fonction de différents facteurs incluant le dosage, le type de superplastifiants, la méthode d'ajout des superplastifiants et l'influence du type de résidus utilisé pour la préparation des RPCs.

## Abstract

The use of high-range water reducers (HRWRs) in highly viscous cemented paste backfills (CPBs) can improve their rheological behavior and facilitate pumping operations. This study aimed to evaluate the influence of various mixture parameters including the HRWR type and dosage, binder type and content, HRWR addition mode on the rheological properties of CPB mixtures. The investigated CPBs were formulated at a solids mass concentration of 80% with two types of tailings (T1 and T2), and three types of binders including a general use portland cement (GU), a blended binder (S-GU) composed of 80% ground granulated blast furnace slag and 20% GU and another blended binder (GU-FA) composed of 50% class F fly ash and 50% GU. Eight different types of HRWRs including six polycarboxylate-based (PC) types, one polymelamine-based type (PMS) and one polynaphthalene-based type (PNS) were evaluated. Results showed that the use of HRWRs in CPB reduced the yield stress and modified the rheological behavior from shear thickening to shear thinning. The PC dosage of 0.121% (by dry mass of total CPB solids) was found as a minimum dosage ensuring a CPB standard slump height higher than 152 mm and a yield stress lower than 200 Pa. The PC types of HRWR exhibited higher dispersing efficiency than the PMS and PNS types of HRWR. Also, the delayed addition of HRWR resulted in better dispersion of binder and tailings within the CPB. Superplasticized CPB mixtures made with S-GU binder exhibited better rheological properties than those made with GU and GU-FA binders.

**Keywords:** Cemented paste backfill, high-solid mass concentration, superplasticizers, rheology, pumpability.

## Résumé

L'utilisation de superplastifiants (SP) dans les recettes de RPCs miniers en pâte cimenté (RPC) très visqueux peut améliorer leur comportement rhéologique et faciliter leur transport en pipeline. Cette étude visait à évaluer l'influence de divers paramètres du mélange incluant le type et le dosage de SP, le type et le pourcentage de liant, le mode d'ajout du SP sur les propriétés rhéologiques de mélanges de RPC. Les RPCs investigués étaient préparés avec un pourcentage solide massique de 80%, avec deux types de résidus T1 et T2 et trois types de liants dont le ciment portland ordinaire (GU), un mélange de liant composé de 80% de laitier et 20% de GU (noté S-GU) et un autre mélange de liant constitué de 50% de cendres volantes et 50% de GU (noté FA-GU). Huit différents types de SP dont 6 de types polycarboxylate (PC), un de type polymélamine (PMS) et un de types polynaphtalène (PNS) ont été évalués. Les résultats montrent que l'utilisation des SP réduit le seuil de cisaillement des RPC et modifie leur comportement rhéologique qui passe de rhéoépaississant à rhéofluidifiant. Le dosage de 0,121% de PC (par rapport à la masse sèche des RPCs) a été le dosage minimum nécessaire pour assurer un affaissement de 152 mm au cône standard d'Abram et un seuil de cisaillement de 200 Pa. Les SPs de type PC ont donné de meilleure performance de dispersion comparés aux SPs de type PMS et PNS. Aussi, l'addition retardée des SPs a induit une meilleure dispersion des liants et résidus dans les mélanges de RPC. Les mélanges de RPC préparés avec le liant S-GU et incorporant du SP ont présenté de meilleures propriétés rhéologiques comparés à ceux préparés avec les liants GU seul et FA-GU.

**Mots-Clés :** Remblai minier en pâte cimenté (RPC), concentration massique élevée, propriétés rhéologiques, pompabilité.

#### 4.1 Introduction

Paste backfilling technology is increasingly being adopted in underground hard rock mining operations due to the benefits it provides to mine production in cut-and-fill and long hole sublevel mining methods [1,2], as well as the environmental advantages it provides in reducing the overall amount of tailings stored at the surface. Cemented paste backfill (CPB) is a homogeneous, non-segregating, complex composite produced by mixing filtered mine tailings, binder, and water [2-5]. CPB is transported by reticulated pipelines and deposited into underground stopes where it contributes, once hardened, to ground support and environmentally-sound management of harmful tailings [6]. Due to the hydration process of binder and self-weight consolidation, CPB is able to develop enough strength to provide adequate ground support depending on its exposure, such as free-standing pillar, working platform, etc. [1,7,8]. The CPB hardening can encapsulate (solidification/stabilisation) some pollutants present in tailings [3,6,9,10].

In conventional paste backfilling operations, tailings slurry (20% to 40% solids content by mass) is densified using thickeners to produce thickened tailings (TT) with solids content of about 50% to 70% by mass. The TTs are then filtered using, for example, disc filters to reach a solid content  $C_w$  80%. The filtered tailings (FT) cake is finally used in the preparation of the CPB mixtures. The binder content in CPB mixtures generally ranged between 2 and 8%, by dry mass of tailings. Currently, paste backfilling technology is moving towards increased tailings mass concentrations in CPB formulations as the use of high-solids contents and highly-viscous CPB can maximize the mechanical properties [11,12] and minimize the quantity of potentially harmful tailings to be stored in surface tailings storage facilities (which represents a significant environmental benefit). CPB with high solids contents can, however, exhibit shear thickening behavior observed in high solids granular suspensions, characterized by an increase in apparent viscosity with shear rate [13-17]. Furthermore, increases in the solids content of CPBs, above a critical

value, was shown to result in an exponential increase in yield stress and plastic viscosity [18,19]. CPB mixtures with high yield stress can lead to pipeline plugs during pumping [20,21]. In addition to plug flow that can take place during pumping, powerful positive displacement pumps are required to ensure adequate transport of highly concentrated CPB[22]. Although the use of powerful positive displacement pumps can ensure successful pumping, their disposal in narrow underground stopes can form very consistent clumps that do not spread easily to properly fill the stopes. In this case, an increase in water content may be required to achieve a targeted slump value in the range of 6 to 10 inches (~ 152 to 254 mm). This targeted range was shown to facilitate transportation of backfill by pumping in pipelines or by gravity [4,7,21,23]. It is reported that the centrifugal pump can be used for paste having yield stress comprise between 100 and 200Pa [24].

The ease of pumpability of CPB is a function of its rheological properties. The rheology of cementitious material can be influenced by several parameters, including the particle size distribution of tailings, chemical composition of pore water, mixing procedures and energy, solids content, and presence of high-range water reducers (HRWR) [14,25-28]. The incorporation of HRWR can improve the flow performance and facilitate pumping of highly concentrated CPB mixtures. Despite the potential advantages of incorporating HRWR in CPB, only a few investigations on the use of HRWR in CPB are currently available in literature [29-34]. These authors have reported discordant results on the beneficial effects of using HRWR in CPB. From a rheological perspective, further investigations are necessary to develop a good understanding of the dispersing efficiency of HRWR in highly viscous CPB.

The objective of this study is to investigate the influence of HRWR on the rheological properties of CPB mixtures and explore the possibility of increasing the solids content of CPBs with proper flow performance to ensure pumpability. For this purpose, the impacts of various factors affecting the performance of tested HRWR on

the CPBs' rheological parameters are investigated. These factors include the dosage, type and addition mode of HRWR, binder type and content, and the tailings' characteristics.

## 4.2 Experimental program

The experimental program undertaken in this study aimed at evaluating the rheology of CPB mixtures made with two tailings, three different binder types and eight different types of HRWR. All CPB mixtures were prepared at a fixed solids content of 80%, by mass. Tailings, binders, and superplasticizers used and measurement methods applied to gather results are described in the sections below.

### 4.2.1 Materials

Two FT samples (T1 and T2), provided by two different mines located in the Abitibi-Témiscamingue region of Quebec, Canada, were used in this study. T1 are polymetallic ore tailings, while T2 are gold ore tailings. Prior to testing, homogenised and representative tailings samples were analyzed to determine their chemical, mineralogical and physical characteristics. The chemical compositions of T1 and T2 were determined using an inductively coupled plasma atomic emission spectroscopy (ICP-AES) and are summarized in Table 4.1.

Iron was the major metallic element in the T1 (24%) and T2 (1.8%). Sulfur was also present in relatively high concentration (19.8%) in tailings sample T1, and at a lower concentration (0.84%) in T2. The concentrations of aluminum were 3.98% and 1.7% in tailings T1 and T2, respectively. The other major elements were calcium (0.63% in T1 and 0.75% in T2) and magnesium (0.19% in T1 and 0.54% in T2). Cadmium,



chromium, manganese, arsenic, and other metals had concentrations lower than 0.1% in these tailings.

Table 4.1 Chemical composition of tailings

Chemical elements	Al	Ba	Na	K	Ca	Fe	Si	Mg	Mn	Stot	Ti	Zn	Pb	As
T1 (%)	3.98	0.02	-	-	0.63	24.10	50.95	0.194	0.026	19.80	0.08	0.14	0.05	0.01
T2 (%)	1.7	-	0.34	0.56	0.75	1.8	93.24	0.54	0.02	0.84	-	-	-	0.21

The mineralogical composition of the tailings was determined using X-ray diffraction (XRD). Qualitative and quantitative analyses performed on micronized tailings samples are presented in Table 4.2. The main mineral found in both tailings was quartz at proportions of 42.7% and 86.6% for T1 and T2, respectively. Albite, muscovite, and pyrite were found in T1 and T2, while paragonite and gypsum were found only in T1. Moreover, ankerite was present at a proportion of 2.4% in T2, but not present in T1. The most significant difference between these two tailings was the relative amount of pyrite and muscovite. Tailings T1 and T2 contained 30.5% and 1.04% of pyrite, and 2.5% and 4.5% of muscovite, respectively.

Table 4. 2 Mineralogical characteristics of tailings T1 and T2 obtained from XRD analysis.

Mineral	T1 (%)	T2 (%)
Quartz	42.7	86.6
Albite	13.6	5.4
Chlorite	5.5	-
Ankerite	-	2.4
Paragonite	4.9	-
Gypsum	0.5	-
Muscovite	2.5	4.5
Pyrite	30.5	1.04

Three different binder types were used: 1) a reference binder of 100% general use Portland cement (GU); 2) a blended cement made of 80% ground granulated blast-

furnace slag and 20% GU (S GU), and; 3) a blended cement made of 50% GU and 50% class-F fly ash (FA) (GU-FA). It is well known that slag and FA are amorphous and relatively rich in silica, which will develop some pozzolanic reactions within the CPB mixtures. These three binders (GU, S-GU, and GU-FA) are the most frequently used in backfilling operations [3]. The chemical composition, specific surface area ( $S_m$ ), and the specific gravity ( $G_s$ ) for each of the three binders are summarized in Table 4.3.

Table 4.3 Chemical composition, specific surface area, and specific gravity of binders.

Binder type	SiO <sub>2</sub> (%)	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (%)	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (%)	CaO (%)	MgO (%)	$S_m$ (cm <sup>2</sup> /g)	$G_s$ (°)
GU	20.5	5.4	2.6	63.9	2.1	3690	3.15
Slag	36	10	0.5	39	12	5000	2.94
Class F fly ash (FA)	35	18	6	21	5	4200	2.38

The grain-size distribution curves of tailings T1 and T2 are presented in Fig. 4.1 while Table 4.4 summarizes the main characteristics including the coefficients of uniformity ( $C_U$ ) and curvature ( $C_c$ ), the diameter  $D_x$  corresponding to  $x$  % passing on the cumulative grain-size distribution curve, the specific gravity  $G_s$ , the percentage of particles passing 20 and 80  $\mu\text{m}$  ( $P_{20}$  and  $P_{80}$ ) and the specific surface area ( $S_m$ ).

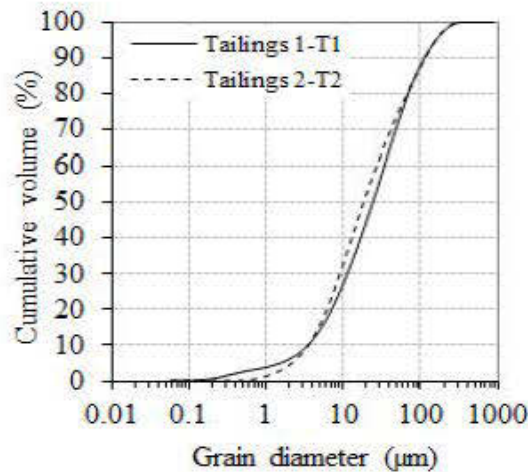


Fig. 4.1 Cumulative grain-size distribution curves for tailings T1 and T2.

The percentage of particles passing 20  $\mu\text{m}$  ( $P_{20\mu\text{m}}$ ) was 42% for T1 and 52% for T2, while the  $P_{80\mu\text{m}}$  content was 83.8% and 82.5%, respectively. In both tailings more than 15% of grains were finer than 20  $\mu\text{m}$ , as recommended by Landriault et al [4] to ensure good water retention in the CPB and easy transportation in pipelines. Based on the grain-size characteristics, both tailings are comparable to common hard rock tailings as described by Bussière B [35]:  $D_{10}$  values are generally between 1 and 4  $\mu\text{m}$  and  $D_{60}$  between 10 and 50  $\mu\text{m}$ , while the CU values range from 8 to 18.

Table 4.4 Physical properties of tailings samples T1 and T2.

Parameters	T1	T2
$C_c$ (-)	1.07	1.08
$C_U$ (-)	9.77	8.17
$D_{10}$ ( $\mu\text{m}$ )	3.50	4.46
$D_{30}$ ( $\mu\text{m}$ )	11.33	13.17
$D_{50}$ ( $\mu\text{m}$ )	24.23	26.33
$D_{60}$ ( $\mu\text{m}$ )	34.17	36.24
$D_{80}$ ( $\mu\text{m}$ )	70.01	74.02
$D_{90}$ ( $\mu\text{m}$ )	113.02	133.76
$G_s$ (-)	3.42	2.80
$P_{20\mu\text{m}}$ (%)	42	52
$P_{80\mu\text{m}}$ (%)	83.88	82.51
$S_m$ ( $\text{m}^2/\text{kg}$ )	1930	2445

The specific surface area of tailings is an important parameter that affects reactivity. The Brunauer Emmett Teller (BET) specific surface area ( $S_m$ ) was 1930 m<sup>2</sup>/kg for T1 and 2445 m<sup>2</sup>/kg for T2. The specific gravity of the solid grains ( $G_s$ ), determined according to ASTM C128 specifications, is another parameter used for adequate proportioning of CPB components. The measured  $G_s$  values for T1 and T2 were 3.42 and 2.80, respectively. The relatively high  $G_s$  value of T1 compared to T2 is due to its abundant pyrite content (Table 4.2).

Three different types of polycarboxylate-based HRWRs (PC1, PC2, and PC3) were mainly used in this study. To compare the efficiency of different HRWR, a polynaphthalene sulfonate-based HRWR (PNS), a polymelamine sulfonate-based HRWR (PMS), and three other polycarboxylate types (PC4, PC5, and PC6) were also evaluated. The characteristics of these eight HRWR types (provided by four manufacturers in liquid form), including pH, specific gravity, and solids content ( $S_c$ ), are summarised in Table 4.5.

Table 4.5 Characteristics of the eight HRWR types (see details in Annexe A).

HRWR	$G_s(-)$	pH (-)	$C_{w\ SP}(\%)$
PC1	1.07	5	31
PC2	1.10	5.7	46
PC3	1.10	3	40
PC4	1.08	-	40
PC5	1.09	5.5	40
PC6	1.06	5.5	40
PNS	1.20	7	40
PMS	1.12	8	40

#### 4.2.2 CPB mixtures proportioning

The investigated mixtures proportioned for evaluating CPB rheology in this study are summarized in Tables 4.6, 4.7, and 4.8. The solids content was defined in terms of mass concentration ( $C_w$ ) as the ratio of total mass of solid and total mass of CPB and of volume concentration ( $C_v$ ) the ratio of total volume of solid and total volume of CPB. The binder content  $B_w$  and  $B_v$  were defined as the ratio of the dry mass of binder to the dry mass of tailings and of the dry volume of binder to the dry volume of tailings, respectively. The HRWR dosage ( $\chi_T$ ) was expressed as the ratio of the dry mass of HRWR and the dry mass of tailings.

The CPB mixtures 1 to 13 in Table 4.6 were prepared using tailings T1 and aimed on the one hand to analyse the effect of increasing dosage of HRWR on rheological parameters of CPB and, on the other hand, to determine the minimum dosage required to get adequate CPB transportation by centrifugal pumping (to ensure slump values between 152 and 254 mm and yield stress between 100 and 200Pa). This minimum dosage was used in the CPB mixtures number 14 to 24 and in the CPB mixtures of Tables 4.7 and 4.8 in order to assess the effect of various factors on the rheological properties. These factors included the HRWR dosage, the tailings characteristics, age of the CPB mixtures, addition modes (immediate or delayed) of HRWR, type of HRWR, and the type and amount of binder. Moreover some additional dosages of PNS and PMS (CPB mixtures 27 and 28 of Table 4.7) were also tested.

Table 4.6 CPB mixtures made with tailings T1 and PC1 to PC6 types of HRWR.

Mixture No.	$C_w$ (%)	$C_v$ (%)	Binder type	$B_w$ (%)	$B_v$ (%)	W/B -	$\chi_{T-PC1}$ (%)	$\chi_{T-PC2}$ (%)	$\chi_{T-PC3}$ (%)	$\chi_{T-PC4}$ (%)	$\chi_{T-PC5}$ (%)	$\chi_{T-PC6}$ (%)
1	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0	0	0	0
2	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0.09	0	0	0	0	0
3	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0.121	0	0	0	0	0
4	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0.135	0	0	0	0	0
5	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0.153	0	0	0	0	0
6	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0.09	0	0	0	0
7	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0.121	0	0	0	0
8	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0.135	0	0	0	0
9	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0.153	0	0	0	0
10	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0.09	0	0	0
11	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0.121	0	0	0
12	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0.135	0	0	0
13	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0.153	0	0	0
14	80	54	S-GU	3.5	4.1	7.39	0	0	0.121	0	0	0
15	80	54	S-GU	6	7.1	4.42	0	0	0.121	0	0	0
16	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0	0.121	0	0
17	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0		0.121	
18	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0			0.121
19	80	54	GU	4.5	4.9	5.81	0	0	0.121	0	0	0
20	80	54	GU-FA	4.5	7.1	4.42	0	0	0.121	0	0	0
21	80	54	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
22	80	54	0	0	0	0	0.121	0	0	0	0	0
23	80	54	0	0	0	0	0	0.121	0	0	0	0
24	80	54	0	0	0	0	0	0	0.121	0	0	0

$C_w$  is the CPB solid mass concentration;  $C_v$  is the CPB solid volume concentration;  $B_w$  is the binder mass concentration in the CPB;  $B_v$  is the CPB binder volume concentration; W/B is the water-to-binder ratio;  $\chi_{T-PC1,2,3}$  are the PC1, PC2, and PC3 dosages expressed as the ratio of the dry mass of PC to the dry mass of tailings.

Table 4.7 CPB mixtures made with tailings T1 and PNS and PMS types of HRWR.

Mixture No.	C <sub>w</sub> (%)	C <sub>v</sub> (%)	Binder type	B <sub>w</sub> (%)	B <sub>v</sub> (%)	W/B -	χ <sub>PNS</sub>	χ <sub>PMS</sub>
25	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0.121	0
26	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0.121
27	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0.45	0
28	80	54	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0.45

χ<sub>PMS</sub> and χ<sub>PNS</sub> are the PMS and PNS dosages, respectively.

Table 4.8 CPB mixtures with tailings T2 and PC1 to PC3 types of HRWR.

Mixture No.	C <sub>w</sub> (%)	C <sub>v</sub> (%)	Binder type	B <sub>w</sub> (%)	B <sub>v</sub> (%)	W/B -	χ <sub>PC1</sub> (%)	χ <sub>PC2</sub> (%)	χ <sub>PC3</sub> (%)
29	80	57	S-GU	4.5	5.3	5.81	0.121	0	0
30	80	57	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0.121	0
31	80	57	S-GU	4.5	5.3	5.81	0	0	0.121

#### 4.2.3 Testing method

The slump values of the investigated CPB mixtures were determined using a small truncated cone with a height of 150 mm, base diameter of 100 mm, and top diameter of 50 mm (half the size of a standard Abrams cone). This test was carried out according to the ASTM C143/C143 M standard. A factor of 2.28 was considered for converting the measured slump values to the corresponding standard cone slump based on available in-house laboratory investigations and literature data [36,37].

The CPB mixtures were prepared using a planetary rotational Hobart mixer. Deionized water was used to achieve the targeted solids content of the CPB mixtures. The water in the dissolved HRWR was taken into account in the total water content of the CPB mixtures. The sequence of mixing and HRWR addition time are illustrated in Fig. 4.2.

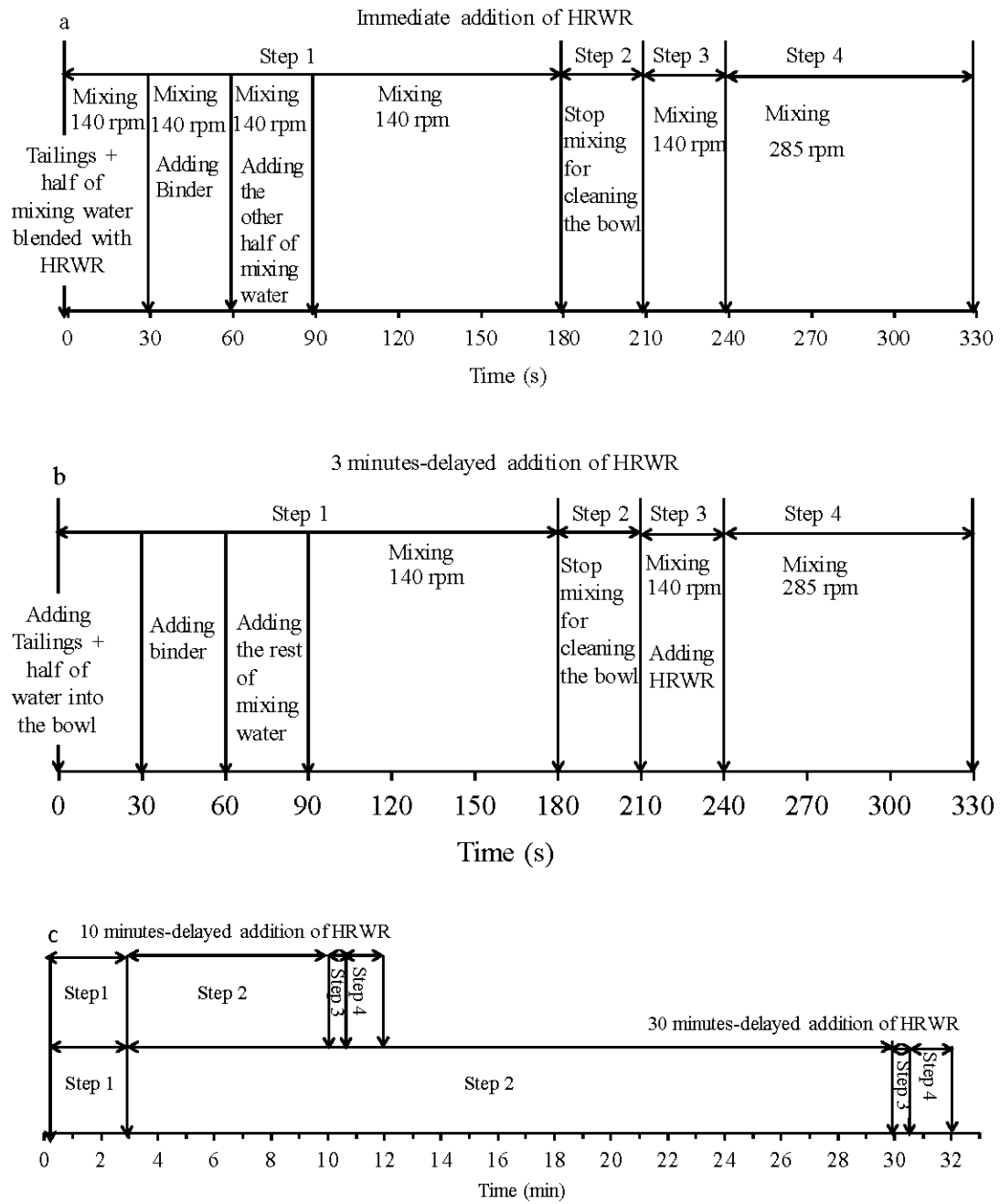


Fig. 4.2 Sequences of CPB mixing and HRWR addition modes: a) immediate addition mode, b) 3.5 minutes-delayed addition mode, c) 10 and 30 minutes-delayed addition mode.



Two addition modes of HRWR, consisting of immediate (direct) and delayed addition, were performed and compared. The different steps of each mode are given in Fig. 4.2. For the direct HRWR addition mode (Fig. 4.2.a), the HRWR was diluted in (deionized) mixing water before it was mixed with tailings at the beginning of the CPB preparation. In the delayed mode (see Fig. 4.2.b,c), the CPB was mixed before adding the HRWR. For each addition mode, the first step of the mixing procedure consisted of adding mixing water to the tailings and binder while mixing at a rotational speed of 140 rpm for 3 minutes. For the immediate HRWR addition mode, the mixing was then stopped for 30 seconds to clean the bowl (step 2) and then continued for 30 s at 140 rpm (step 3) and finally at 285 rpm for 90 seconds (step 4). For the delayed addition modes, the rest time of step 2 lasted for minutes and the third step consisted of adding HRWR over a period of  $\approx 30$  seconds while the mixer was rotating at 140 rpm. The HRWR addition occurred at three different times: 3.5 minutes, 10 minutes, and 30 minutes after the beginning of the CPB preparation (see Fig. 4.2 b,c). The mixing was continued at 285 rpm for 90 seconds (step 4). The total mixing time for all addition modes was 5 minutes. The 3.5 minutes-delayed addition mode was adopted as suggested by the authors in the previous investigation [37].

The rheological properties of CPB were determined using a rotational rheometer AR 2000 from TA Instruments. The temperature for all investigated mixtures was kept at 21° C using a Peltier temperature control system through water circulation. Four blades vane geometry was used to shear the CPB sample under the shear controlled mode. The dimension of the vane geometry was 28 mm diameter and 42 mm height. The stator cylinder in which the specimen was placed to be sheared had a diameter of 30 mm, which gave a gap of 1 mm between the vane geometry and the stator cylinder. The shear procedure adopted in this study consisted of pre-shearing a specimen for 30 seconds at the maximum shear rate of 50 s<sup>-1</sup> followed by a decrease in shear rate from 50 s<sup>-1</sup> to 0 s<sup>-1</sup> over 70 seconds. Seven pairs of values (shear rate and stress) were recorded at 10-second intervals to get the flow curve. Some CPB

mixtures, especially those made with tailings T2 without HRWR, were excessively stiff and did not allow for rheological measurements. In addition to rheological measurements, small cone slump tests were carried out on some CPB mixtures to assess their workability.

The common rheological models used to describe the flow curves and to derive the rheological parameters of CPB are given by the Herschel-Bulkley (Eq. 1), Bingham (Eq.2), and Casson (Eq. 3) models [38-40].

$$\tau = \tau_{0-HB} + K\dot{\gamma}^n \quad (4.1)$$

$$\tau = \tau_{0-B} + \eta_B \dot{\gamma} \quad (4.2)$$

$$\tau^{1/2} = \tau_{0-C}^{1/2} + \dot{\gamma}^{1/2} \quad (4.3)$$

where,  $\tau$  is the shear stress,  $\tau_0$  is the yield stress,  $K$  is the consistency index,  $\dot{\gamma}$  is the shear rate, and  $n$  is the flow index. This flow index can be used to characterise the rheological behavior of a given fluid material. The material is shear-thinning when  $n < 1$ , shear thickening when  $n > 1$ , and Binghamian when  $n = 1$ . The consistency index,  $K$ , gives an idea of the viscosity. However, the values of  $K$  for different fluids can only be compared when they have a similar flow index,  $n$  [40].

The quality of the fittings can be evaluated using the standard error (SE) value calculated using Eq. 4.4

$$SE = 1000 \left[ \frac{\sum \left( \frac{(\tau_m - \tau_c)^2}{(N-2)} \right)^{1/2}}{Range} \right] \quad (4.4)$$

where the range is calculated as the difference between the maximum and minimum measured value,  $N$  is the number of data points,  $x_m$  and  $x_c$  represent the measured and calculated (with the fitting model) values, respectively.

A rheological model is considered as acceptable to fit the rheological data if the SE value is lower than 20%. The best acceptable fitting model is the one providing the lowest SE value. The general Herschel-Bulkley model, suitable for fitting the flow curve of non-newtonian fluids with yield stress, was used to describe the studied CPB flow curves. Fig. 4.3 compares the SE obtained by fitting the tailings 1 (T1) control CPB flow curve with the Herschel-Bulkley, Bingham, and Casson models.

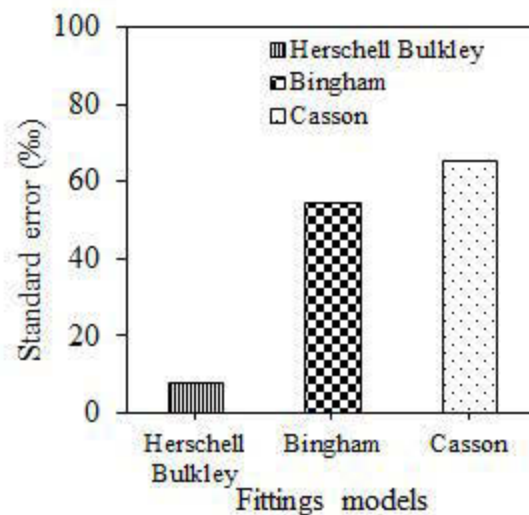


Fig. 4.3 Comparison of SE values obtained from the fitting of control CPB flow curve using Herschel-Bulkley, Bingham, and Casson models.

The comparison of the SE of all three models, confirms the suitability of the Herschel-Bulkley model to provide the best fitting. To ensure the validity and the statistical repeatability of the rheological tests, the measurements were repeated three times on CPB mixture N° 6 (with  $C_w = 80\%$ , binder type S-GU,  $B_w = 4.5\%$ , and  $\chi_{T-PC2} = 0.09\%$ ). Typical flow curves are presented in Fig. 4.4, while the rheological

parameters obtained using the Herschel-Bulkley model are presented in Table 4.9. The value of relative standard deviation (RSD) or coefficient of variation (CV) on yield stress is low ( $RSD \leq 10\%$ ), which denotes a good repeatability of measurements with acceptable accuracy of results [41]. However, the RSD recorded on the consistency index is high, which corroborates the random evolution of these parameters.

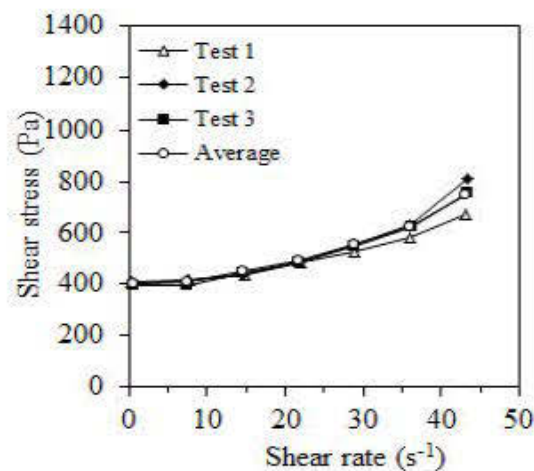


Fig. 4.4 Repeatability of rheological measurement obtained on triplicate samples of the same CPB mixture N 6 (80% solids content, 4.5% of S-GU binder and 0.09% of PC2).

Table 4.9 Herschel-Bulkley rheological model fitting parameters from triplicate flow curves of CPB mixture N° 6 (80% solids content, 4.5% of S-GU binder, 0.09% PC2).

	$\tau_{0-HB}$ (Pa)	K (Pa.s <sup>n</sup> )	n	SE (%)
Test-1	400.5	0.39	1.71	8.35
Test-2	401.8	0.18	1.98	3.24
Test-3	396.1	0.53	1.68	2.26
Average	399.8	0.33	1.8	2.4
RSD	2.99	0.18	0.17	3.27
CV (%)	0.53	41.3	7.2	9.6

### 4.3 Test results

#### 4.3.1 Impact of solid content on rheological behavior of CPB without SP

The impact of the solids content on the rheological properties of CPB without superplasticizers was first evaluated. For this purpose, the flow curves of backfill mixtures prepared with tailings T1 at different solids contents of 70%, 75%, and 80% with 4.5% of S-GU binder without superplasticizers are summarized in Fig. 4.5.

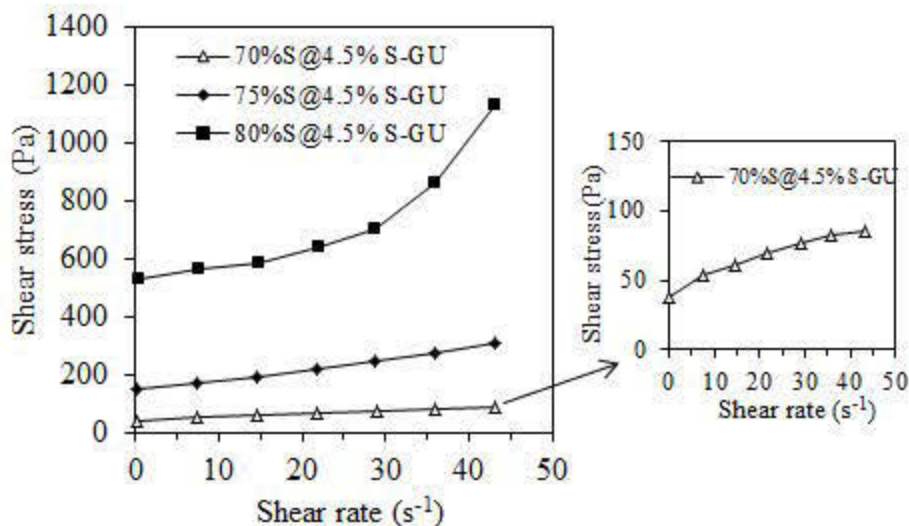


Fig. 4.5 Flow curves of CPB mixtures made with different solid and binder contents (without HRWR).

For a given shear rate, the shear stress increases with the solids content. For mixtures made with the lower (70%) and highest (80%) solids content, the flow curves are clearly non-linear while the flow curve of CPB mixture containing 75% solids concentration exhibit quasi-linear behavior. The fitting of flow curves with the Herschel-Bulkley model (Eq. 1) gave the model parameters summarized in Table 4.10.

Table 4.10 Herschel-Bulkley parameters of CPB mixture prepared with 4.5% S-GU binder and different solids contents.

$C_w$ (%)	$B_w$ (%)	$\tau_{0-HB}$ (Pa)	$K$ (Pa.s <sup>n</sup> )	$n$ -	SE (‰)
70	4.5	35.4	5.12	0.6	9.97
75	4.5	147.6	2.20	1.13	1.81
80	4.5	565.8	0.003	3.16	8.08

As shown, the CPB mixture prepared at a solids concentration of 80% shows a shear thickening behavior ( $n = 3.1 > 1$ ) and exhibits relatively high yield stress ( $\tau_0 > 500$  Pa). On the other hand, the CPB mixture prepared at a solids concentration of 75% presents almost Binghamian behavior ( $n = 1.1$ ) and a moderate yield stress ( $\tau_0 < 200$  Pa). For the case of the CPB mixture with a solids concentration of 70%, a low yield stress ( $< 40$  Pa) and a shear thinning behavior ( $n < 1$ ) were observed. Given the yield stress values of 565.8 Pa for the mixture prepared with a solids content of 80%, HRWR can be used to reduce the yield stress and allow for easier pumping and transportation in pipelines.

#### 4.3.2 Effect of HRWR dosages on CPB rheology and determination of minimum dosage

The flow curves of CPB mixtures made with tailings T1, 4.5% S-GU binder and 80% solids content, and incorporating various dosages of PC1, PC2, and PC3 types of HRWR are presented in Fig. 4.6. The 3.5 minutes-delayed addition of HRWR mode was applied. The description of these flow curves using Herschel-Bulkley model (Eq. 1) gave  $\tau_0$ ,  $K$ , and  $n$  values. Fig. 4.7 presents how the values of  $\tau_0$  and  $n$  decrease with respect to the PC dosage. The results indicate that the CPB yield stress ( $\tau_0$ ) and flow index ( $n$ ) decreased when the HRWR dosage increased.

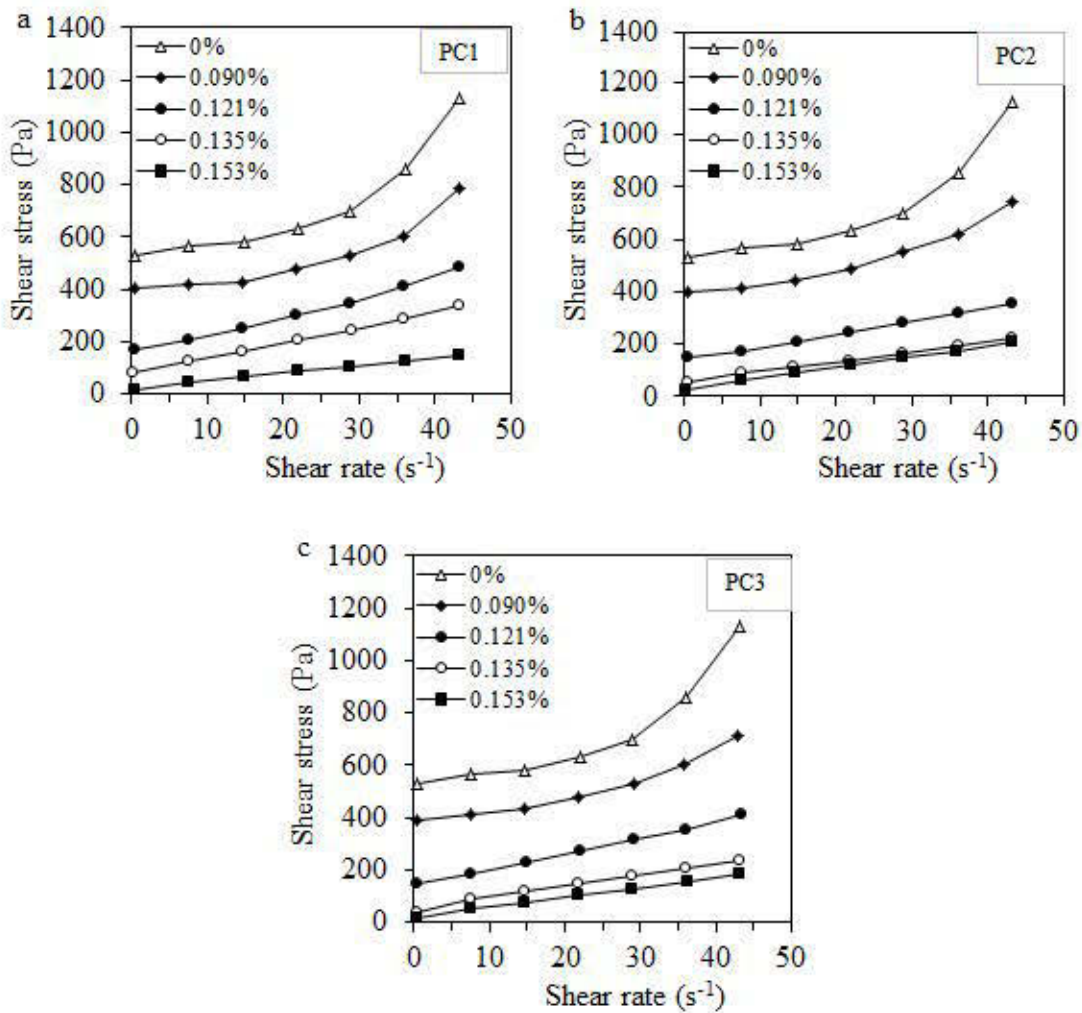


Fig. 4.6 Flow curves of CPB prepared with tailings T1 at 80% solids content and 4.5% S-GU binder and various dosages of PC1 (a) PC2 (b) and PC3 (c).

Figs. 4.7a and 4.7c indicate that a HRWR dosage of 0.121% is a minimum studied dosage to reduce the yield stress below 200 Pa, which is reported as the upper limit for using centrifugal pumps to be able to efficiently pump mining materials (slurry, thickened tailings, and CPB) [24]. Furthermore, the efficiency of the PC type of HRWR in improving the rheological properties of CPB mixtures, and subsequently,

their workability and pumpability, can be quantified through the calculation of the percentage of relative reduction of  $\tau_0$  ( $\% \Delta \tau_0$ ) and  $n$  ( $\% \Delta n$ ) compared to the control CPB mixtures (0% HRWR).

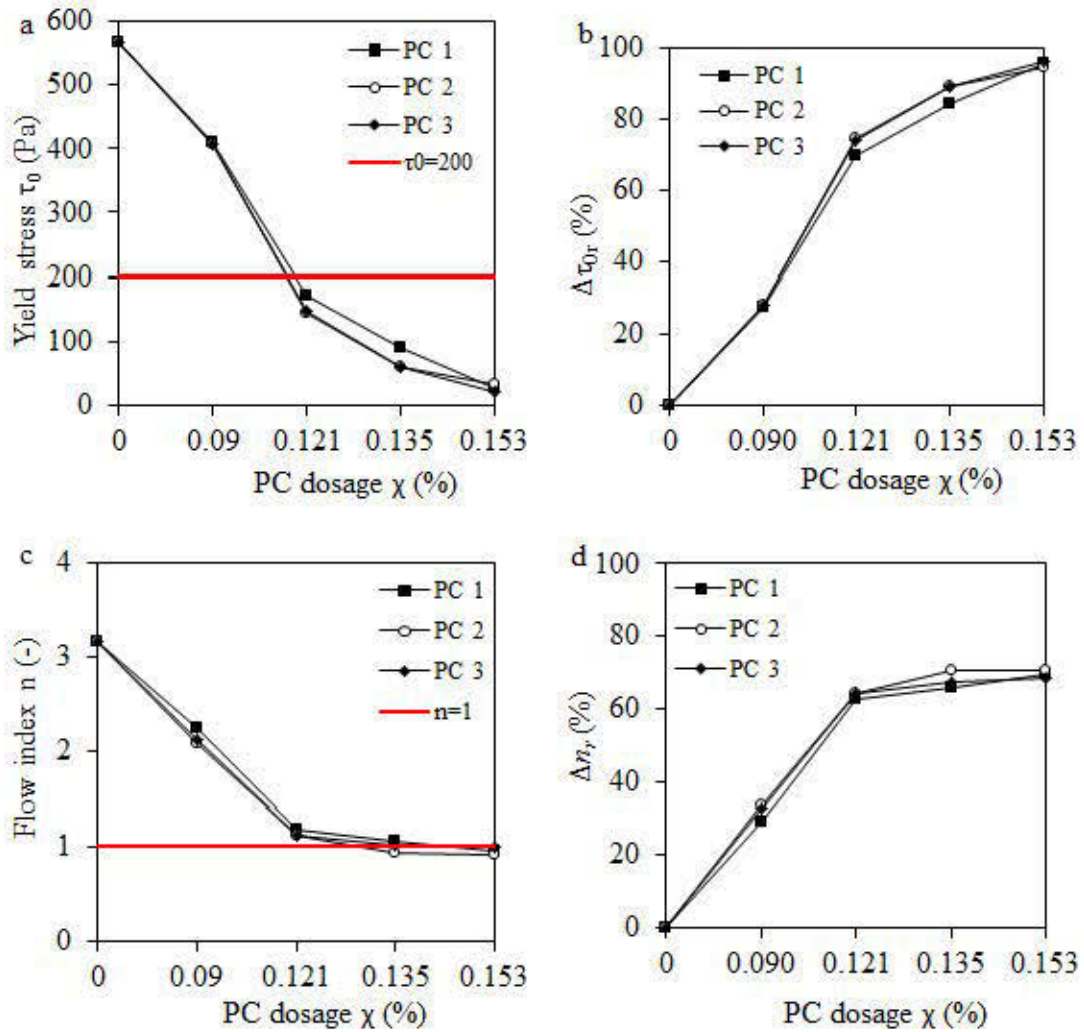


Fig. 4.7 Variation in (a) yield stress and (b) its relative reduction  $\% \Delta \tau_0$  as a function of PC dosage, (c) flow index  $n$  and (d) its relative reduction  $\% \Delta n$  as a function of PC dosage, for CPB mixtures prepared at 80% solids content and 4.5% of S-GU binder incorporating PC1, PC2, and PC3 superplasticizers.



The values of yield stress  $\tau_0$ , flow index  $n$ , and calculated values for the relative reduction of yield stress ( $\% \Delta \tau_{0r}$ ) and the relative reduction of flow index ( $\% \Delta n_r$ ) are presented in Fig. 4.7. The addition of the three types of superplasticizers (PC1, PC2, and PC3) reduced the yield stress by up to 27% at the lowest dosage of 0.09% (Fig. 4.7b). For the 0.121% dosage, the  $\% \Delta \tau_{0r}$  was 69%, 74% and 74% for PC1, PC2 and PC3, respectively (Fig. 4.7b). For the 0.135% dosage, the  $\% \Delta \tau_{0r}$  was 84% for PC1 and 89%, for PC2 and PC3. At a higher dosage of 0.153%, the  $\% \Delta \tau_{0r}$  reached 95%, 94% and 96% for the CPB with PC1, PC2 and PC3, respectively. The relative reduction in the flow index ( $\% \Delta n_r$ ), increased with increasing PC dosage and reaches significant values of 62% for PC1 and 64% for PC2 and PC3 at a dosage of 0.121%. Only slight increase of  $\% \Delta n_r$  was observed for dosages higher than 0.121% (Fig. 4.7d). The higher PC dosage of 0.153% appeared to lead to the higher value of  $\% \Delta n_r$ , (69% for PC1, 70% for PC2 and 68% for PC3). The incorporation of HRWR resulted in a significant reduction in yield stress and flow index. The three PC-type superplasticizers presented similar efficiencies for reducing the rheological parameters of CPB mixtures at 80% solids content and 4.5% of S-GU binder. Furthermore, the addition of HRWR at a dosage  $\chi$  higher than 0.121% changed the behavior from shear-thickening to shear thinning ( $n < 1$ ), regardless of the HRWR type.

HRWR performance was also assessed in terms of workability using slump tests (Fig. 4.8). The increase in HRWR dosage resulted in higher slump values, regardless of the HRWR types.

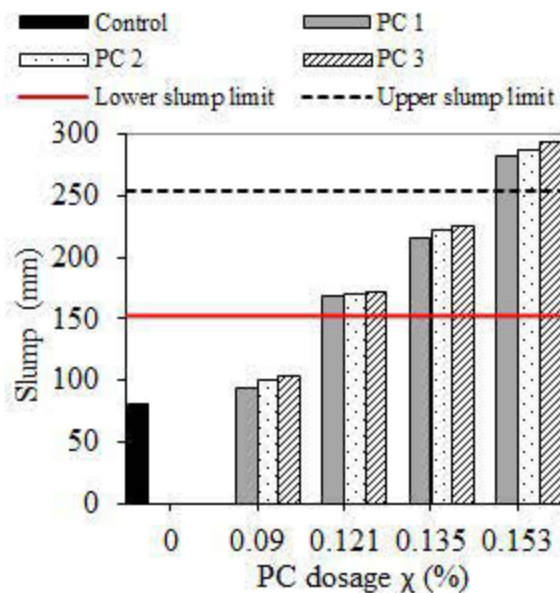


Fig. 4.8 Variation in slump values as a function of different PC dosages in CPB mixtures prepared with 80% solids content, 4.5% of S-GU binder.

Test results showed that the minimum tested HRWR dosage,  $\chi$ , to achieve the lowest prescribed slump of 152 mm (6 inches) is around 0.121%. This dosage will be considered for investigating the mixture parameters influencing the resulting performance of HRWR on the rheology of CPB mixtures prepared with solids contents of 80%.

Maintaining adequate rheological parameters over time is important to ensure successful pumping operations that usually require few hours to reach the deposition slope (depending on the distance between the slope and the backfill plant). The compatibility between the HRWR and CPB was also evaluated in terms of retention time for good rheological behavior after elapsed times of 10, 60, 120, and 180 minutes. The prepared CPB samples were poured into plastic molds and capped with lids to prevent water evaporation and remain stable, at rest, until the time of testing. At a given time of testing, the samples were mixed at 140 rpm for 60 seconds prior to testing for homogenisation purpose. The evolution of the rheological parameters of

CPB prepared with tailings T1 and incorporating a fixed HRWR dosage of 0.121% is shown in Fig. 4.9.

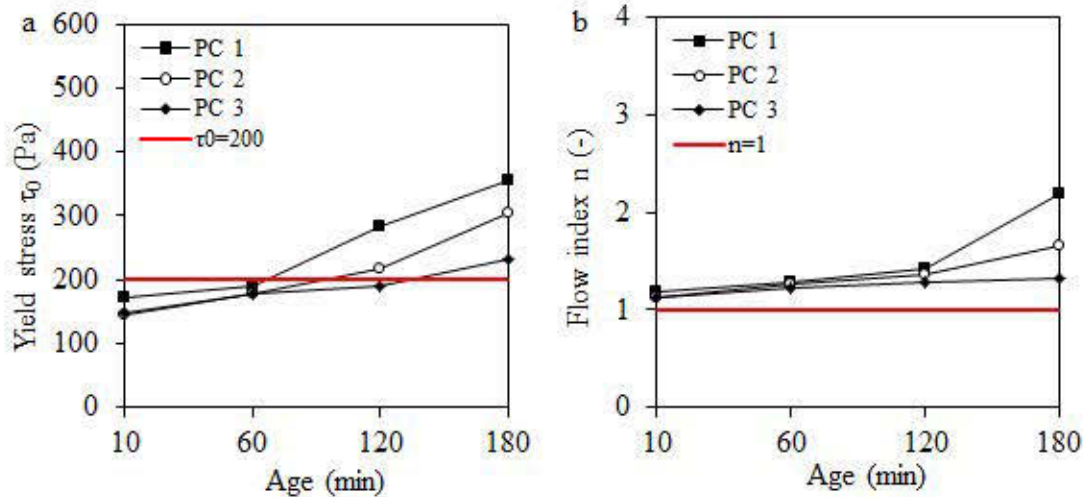


Fig. 4.9 Variation in (a) yield stress and (b) flow index as a function of the age for CPB prepared at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder and 0.121% of HRWR.

The increase of yield stress and the flow index with elapsed time is more noticeable for CPB with PC1 and PC2. However, the use of PC3 type of HRWR showed good yield stress retention up to 120 min and a slight increase between 120 and 180 minutes. In terms of shear thickening behavior, the use of PC3 type HRWRs leads to the lowest increase of flow index over time. Given the parameters (yield stress and flow index) investigated in this study, PC3 could be considered the most suitable HRWR type to maintain with time good CPB workability, while PC1 was the least adequate.

### 4.3.3 Effect of PC addition mode on rheological parameters

Test results presented in the previous sections were obtained for CPB mixtures prepared by considering 3.5 minutes-delayed addition mode of HRWR. The direct immediate addition mode (HRWR blended into the mixing water and added in the beginning of mixing) and two other delayed addition modes corresponding to 10 and 30 minutes (see section 2.3) were also investigated. Fig. 4.10 shows that the performance of HRWR depends on the sequence of its addition, regardless of the PC type. The immediate addition mode seems to lead to a weak dispersing effect as compared to delayed addition modes of 3.5, 10, or 30 minutes. The yield stress decreased from 565.8 Pa for the control CPB to 349.6 Pa ( $\% \Delta \tau_{0r} = 38\%$ ), 352.8 Pa ( $\% \Delta \tau_{0r} = 37\%$ ), and 195.9 Pa ( $\% \Delta \tau_{0r} = 65\%$ ), respectively when PC1, PC2, and PC3 were used at direct immediate addition mode. The reduction in flow index was 47%, 57% and 63% for PC1, PC2 and PC3 respectively in direct immediate addition mode. As previously presented in Fig 4.7b and 4.7d when PC1, PC2, and PC3 were used after 3.5 minutes-delayed addition mode, the reduction of yield stress  $\% \Delta \tau_{0r}$  is 69%, 74% and 74% while the flow index reduction  $\% \Delta n_r$  is 62%, 64% and 64% respectively. Increasing the delayed time from 3.5 to 10 minutes resulted in a further decrease in yield stress, regardless of the type of PC. The performance of the PC2 appeared to be the most sensitive to the delaying time of PC addition followed by PC1 and by PC3. Moreover, the yield stress parameter ( $\tau_0$ ) seems to be more sensitive to the addition mode than the flow index parameter.

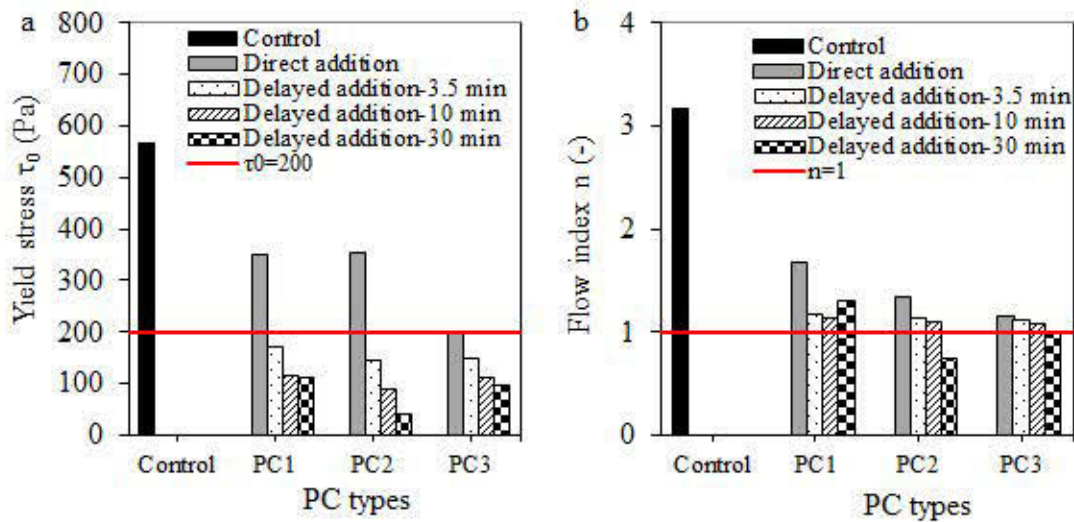


Fig. 4.10 Variation in a) yield stress and b) flow index with the addition mode of CPB mixtures prepared at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder and 0.121% PC type HRWR.

The formation of organo-mineral phases and the incorporation of HRWR into the structures of these minerals, which increases HRWR demand for a given fluidity as observed in cement pastes [42-45] may explain the less improvement of rheological parameters of the CPB by the immediate addition compared to delayed addition of PC type of HRWR. The addition time may however be dictated by mining operation constraints.

#### 4.3.4 Influence of HRWR types on the rheological parameters of CPB

Different HRWR types, including PMS, PNS, PC1, PC2, PC3 and three other polycarboxylate types, PC4, PC5 and PC6 were investigated. The performance of the 0.121% dosage of each type of HRWR on the yield stress ( $\tau_0$ ) and flow index ( $n$ ) of CPB mixtures prepared at 80% solids with 4.5% of S-GU binder was assessed (see Figs. 4.11 a,b). The variations of  $\tau_0$  and  $n$  in the CPB incorporating these HRWRs are

presented in Fig. 4.11. The tests indicated that the PC type HRWR was more efficient in reducing the yield stress and flow index than the PMS and PNS types. The use of PMS and PNS type HRWR at a dosage of 0.121% resulted in yield stress values of 462 and 360 Pa, which correspond to relative reductions ( $\% \Delta \tau_{0r}$ ) of 18% and 36%, respectively, compared to  $\tau_0$  values lower than 200 Pa obtained with the PC types at the same dosage of 0.121%. Furthermore, the use of PMS and PNS at a dosage of 0.121% resulted in a shear-thickening behavior with flow index of 1.98 for PMS type and 1.45 for PNS type HRWR, which correspond to relative reductions ( $\% \Delta \tau_{0r}$ ) of 37% and 54%, respectively. Increasing the PMS dosage to 0.45% did not result in a significant decrease in yield stress or flow index; only a slight reduction was observed. The values of  $\tau_0$  371 Pa ( $\% \Delta \tau_{0r} = 34\%$ ) and  $n$  1.87 ( $\% \Delta n_r = 40\%$ ) for the CPB with a PMS dosage of 0.45% remained high ( $\tau_0 > 200$  Pa) compared to the mixtures made with PC type HRWR at the dosage of 0.121%. However, in the case of PNS, substantial decreases in the yield stress (68 Pa  $<$  200 Pa) and flow index ( $n=0.78 < 1$ ) were observed for a fixed dosage of 0.45%. The obtained results are lower than the value obtained with a dosage of 0.121% of PC type. The results obtained with a dosage of 0.45% of PNS type of HRWR are similar to those obtained with PC at a dosage of 0.135%, as presented in Figs. 4.11 c,d.

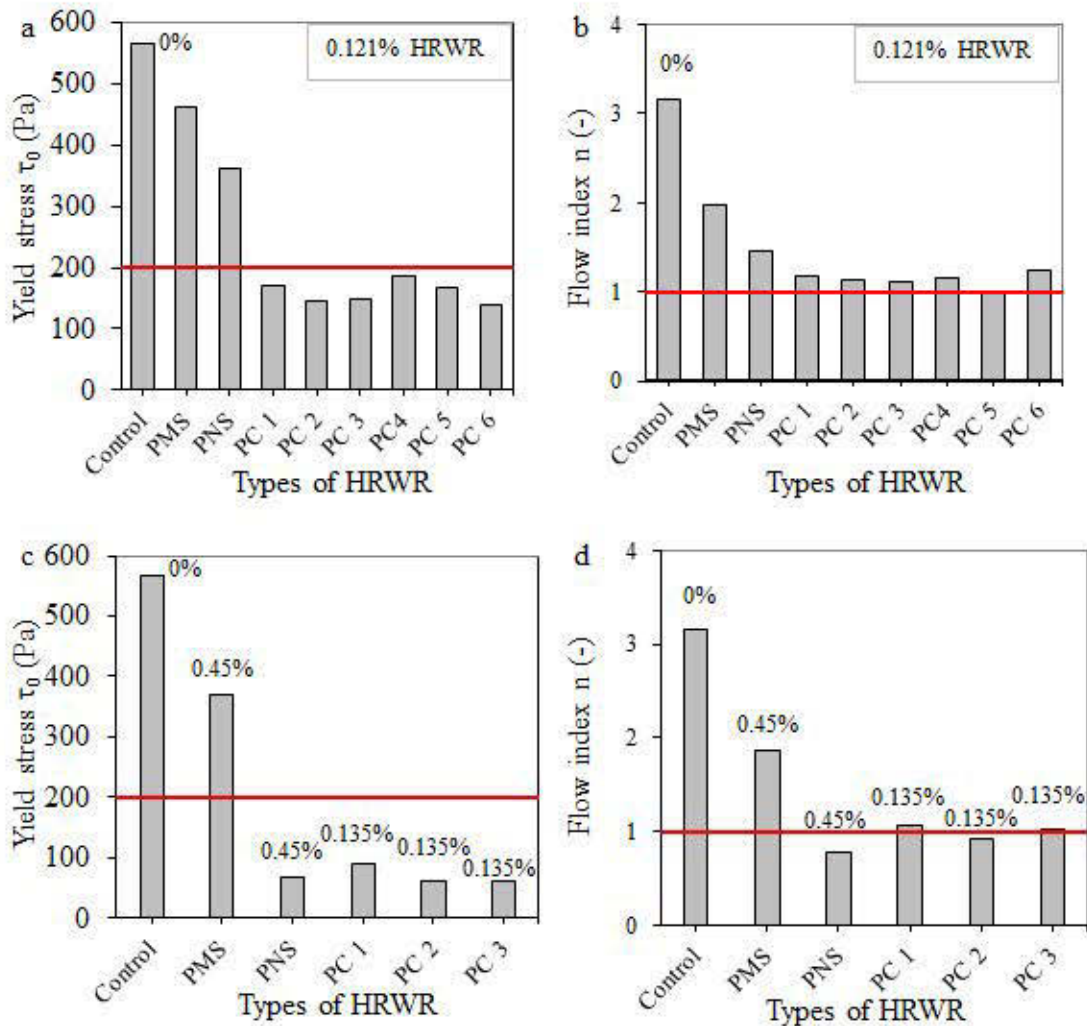


Fig. 4.11 Variation in yield stress (a and c) and flow index (b and d) as a function of CPB mixtures prepared at 80% solids with 4.5% of S-GU and incorporating various dosages of different types of HRWR.

Based on these results, the PMS type HRWR seems to be incompatible with the CPB at 80% solids and 4.5% of S-GU binder, while the PNS showed a relatively higher dosage than the PC type to ensure similar rheological parameters. These observations are in accordance with those of other researchers [46]. The structure of the polycarboxylate types of HRWR seems to better promote the dispersion mechanism (mainly due to the assumed steric hindrance, which may prevent particle-particle

contact) than the PMS and PNS types (assumed to act by electrostatic repulsion) [47,48]. It is reported in literature that, when used in cement paste mixtures proportioned with a relatively high W/C mixtures, the efficiency of PNS type HRWR can be similar to that of PC [49]. However, in the case of lower W/C mixtures, the efficiency of PC is better than that of PNS superplasticizers. Based on a fixed criterion of 200 Pa as minimal yield stress ensuring a centrifugal pumping of CPB and of  $n \leq 1$  defining a shear–thinning behavior, the PMS type HRWR appears incompatible with the studied CPB as its demand will be too high to get a targeted yield stress value compare to PC and PNS types of HRWR.

#### 4.3.5 Influence of binder type and content

The rheological parameters,  $\tau_0$  and  $n$ , of CPB mixtures prepared at 80% solids content with tailings T1, 4.5% of different types of binders (GU, GU-FA, S-GU), and incorporating 0.121% of PC3 are presented in Fig. 4.12. CPBs made with S-GU binder exhibited a relatively lower yield stress than those made with the GU-FA and GU types, while the  $n$  values remained similar. The use of these two supplementary cementitious materials (slag and fly ash) as replacement of part of GU in cementitious materials was reported to reduce the yield stress of these materials comparatively to the GU alone [50-52]. Palacios et al. [51] observed that a replacement of GU by slag binder from 0 to 75% (by mass of binder) led to a substantial reduction in rheological properties of cement pastes. Furthermore, the HRWR dosage necessary to achieve a given workability of concrete decreased by 10% when GU was replaced by 70% slag [52].



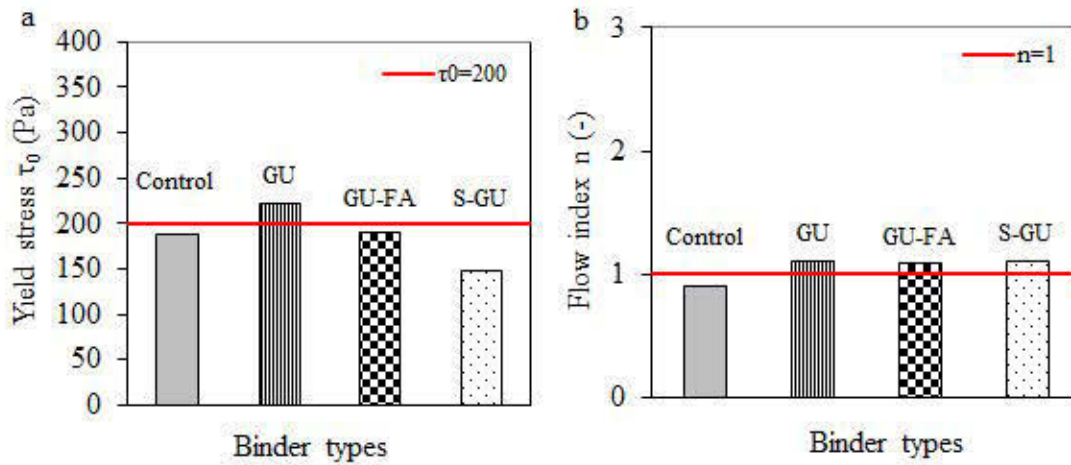


Fig. 4.12 Variation in a) yield stress and b) flow index of CPB prepared with different binder types and contents and 0.121% of PC3 (tailings T1 used).

The rheological parameters of CPB prepared at 80% solids content with various S-GU binder contents (3.5%, 4.5%, and 6%) and incorporating 0.121% of PC3 are presented in Fig. 4.13. The use of binder at any of the three investigated contents did not result in any significant effects on rheological parameters. The effect of 0.121% PC on the rheology of uncemented densified tailings T1 at 80% solids content was also evaluated. As can be seen in Fig. 4.14, the use of PC reduced the yield stress and flow index of uncemented densified tailings regardless of the type of PC. A yield stress value of 465.6 Pa was obtained on the control uncemented densified tailings (no PC) while the incorporation of 0.121% of PC1, PC2 and PC3 gave yield stress values of 341 Pa, 406 Pa and 188 Pa, which correspond to a relative yield stress reduction ( $\% \Delta \tau_0$ ) of 26%, 12% and 56%, respectively. The flow index presents a same trend as yield stress with a relative reduction  $\% \Delta n$  of 34%, 33% and 48% for PC1, PC2 and PC3, respectively. When the PC dosage is increased to 0.135%, the relative reduction of yield stress ( $\% \Delta \tau_0$ ) increased to 66%, 54% and 89%, while the relative reduction of flow index  $\% \Delta n$  increased to 52%, 43% and 65% for PC1, PC2 and PC3 respectively. The use of PC3 was found to be the best efficient in reducing

the yield stress of densified tailings (highest values of  $\% \Delta \tau_{0r}$  and  $\% \Delta n_r$ ), while PC2 was the least efficient (lowest  $\% \Delta \tau_{0r}$  and  $\% \Delta n_r$ ).

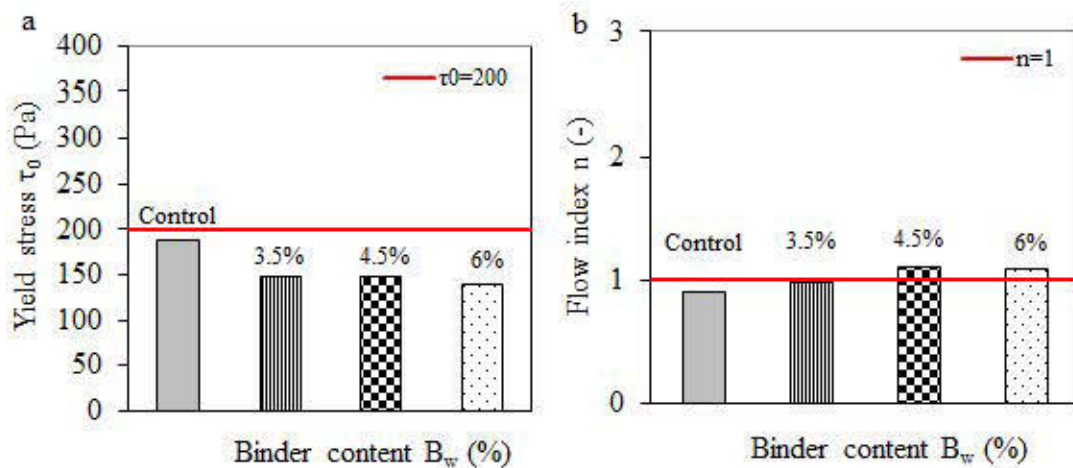


Fig. 4.13 Variation in a) yield stress and b) flow index, as a function of binder content in CPB mixtures prepared with T1 tailings and S-GU binder and 0.121% of PC3.

These results showed that PC3 exhibited better dispersing ability of densified tailings. This may be due to the higher adsorption ability of PC3 on the tailings particles, which contributes to reducing the interaction between particles. Huynh et al [28] also observed a reduction in yield stress of uncemented densified tailings due to the use of polyphosphate and polynaphtalene types of superplasticizers with the best results obtained with the polynaphtalene type of superplasticizer. Comparing the yield stress of control uncemented densified tailings (0% PC) and control CPB prepared with 4.5% S-GU (0% PC) indicated that the addition of binder increased the yield stress values from 465.6 to 565.8 Pa (for a same solid content of 80%), which correspond to a relative increase of 18%. Results presented above indicated however that the performance of PC in terms of yield stress reduction was better in CPB than in densified tailings. Indeed, the incorporation of 0.121% of PC1, PC2 and PC3 led to

yield stress values of 170.6 Pa, 144.9 Pa and 147.8 Pa (see Fig. 4.7a). The corresponding relative reduction of yield stress ( $\% \Delta \tau_{0r}$ ) are 69%, 74% and 74% for PC1, PC2 and PC3, respectively (see Fig. 4.7b).

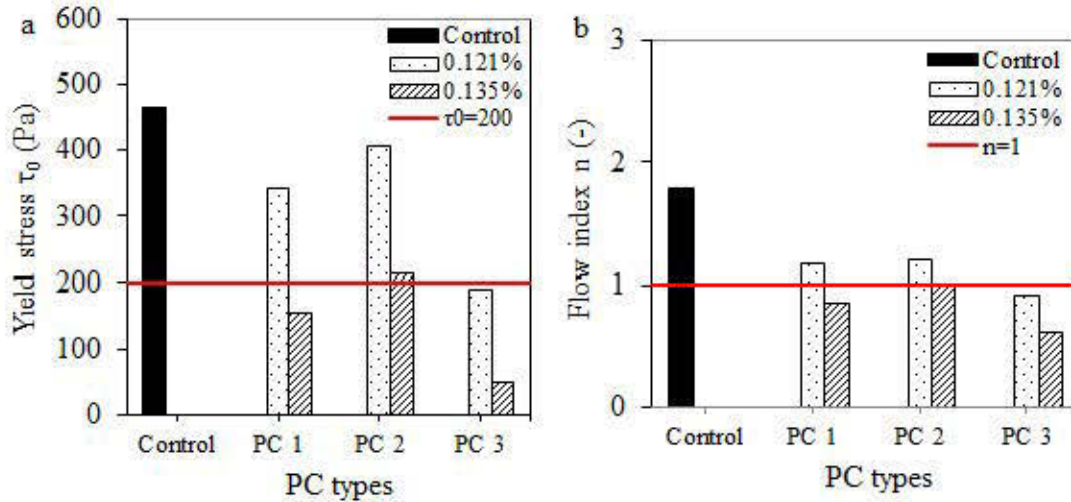


Fig. 4.14 Variation in a) yield stress and b) flow index of uncemented densified tailings at 80% solids content and containing 0.121% and 0.135% PC type HRWR.

#### 4.3.6 Effect of the characteristics of tailings on the PC performance

The yield stress and flow index of CPB mixtures made with two different tailings T1 and T2 (Table 4.8) and prepared at 80% solids content and 4.5% of S-GU binder, and incorporating 0.121% of each PC type of HRWR are shown in Fig. 4.15.

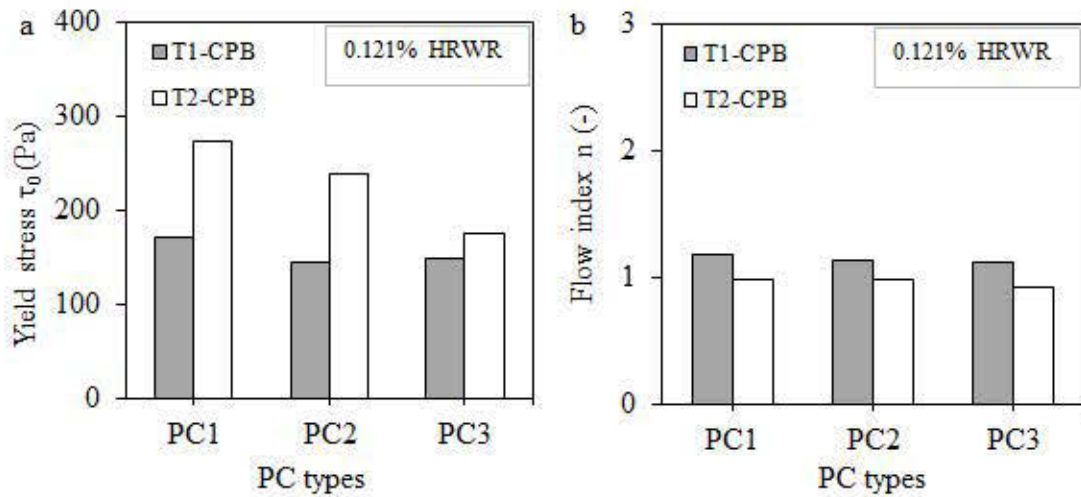


Fig. 4.15 Variation in yield stress (a) and flow index (b) with the PC types of HRWR (at a dosage of 0.121%) for CPB made with tailings T1 and T2 at 80% solids content and 4.5% of S-GU binder.

For each PC type HRWR, the CPB made with tailings T2 gave higher yield stress values than CPB made with tailings T1 while the flow index of T1-CPB were higher than those of T2-CPBs. This may be explained by the slight difference in the grain-size distributions of the two tailings (see Fig. 4.1 and Table 4.4) and by the differences in the specific gravity (see Table 4.4) knowing that binder content and PC dosage were calculated based on the weight, in the specific surface area, the chemical and mineralogical composition of the tailings solids and in the chemical composition of interstitial water. More investigations are still needed to study the impact of the tailings characteristics on the rheological performance of HRWR.

#### 4.3.7 Correlation between the consistency and flow indexes

Knowledge of the consistency index,  $K$ , (Herschel-Bulkley model) is important for calculating the pressure gradient during transport [53]. As previously mentioned,  $K$  is linked with the viscosity of the fluid. Because of random trends in the  $K$  value, this

parameter is often trivialized by many authors during the analysis of the rheological data (e.g. [14,15]). In this study, a linear logarithmic correlation between  $K$  and the  $n$  was obtained (Fig. 4.16). This correlation confirms the assertion of Björn et al. [40] that the  $K$  parameter is comparable only in the case of fluids presenting similar behavior.

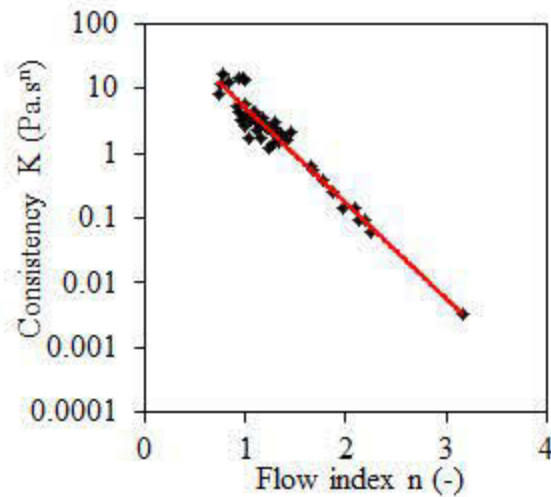


Fig. 4.16 Correlation between the consistency index  $K$  and the flow index  $n$  based on all CPB mixtures tested in this study (CPB made with tailings T1 and T2 incorporating all types of HRWR).

#### 4.3.8 Effect of PC dosage on the viscosity of CPB

The apparent viscosity  $\eta$  ( $= \tau / \dot{\gamma}$ ) is an important parameter that controls the flow characteristics of materials during transport. Rheological analysis with a rotational viscometer provided the flow curve  $\tau(\dot{\gamma})$  and the viscosity curve  $\mu(\dot{\gamma})$  simultaneously. Fig. 4.17 presents the viscosity curves of the control CPB (0% PC) and the CPBs incorporating of 0.09%, 0.121%, 0.135%, and 0.153% of PC1, PC2, and PC3. The mixtures contained 80% solids content and 4.5% of S-GU binder. The

viscosity curves can be fitted using different models, including the Cross model, defined by Eq. 6 [54]:

$$\mu = \mu_{\infty} + \frac{\mu_0 - \mu_{\infty}}{1 + K_C \dot{\gamma}^{n_C}} \quad (4.5)$$

In this equation,  $K_C$  is the Cross consistency index;  $n_C$  is the Cross shear rate index; and  $\mu_{\infty}$  and  $\mu_0$  are viscosity at infinite and zero shear rate, respectively. The viscosity  $\mu_{\infty}$  corresponds to the asymptotic value reached by the viscosity curve at higher shear rates (Fig. 4.17). For Bingham fluids (see Eq. 3.2), the viscosity  $\mu_{\infty}$  corresponds to the plastic viscosity  $\mu_B$ . Due to shearing process on the wall of pipeline during CPB transportation, the use of viscosity  $\mu_{\infty}$  for calculations of CPB transportation parameters is appropriate [55-57].

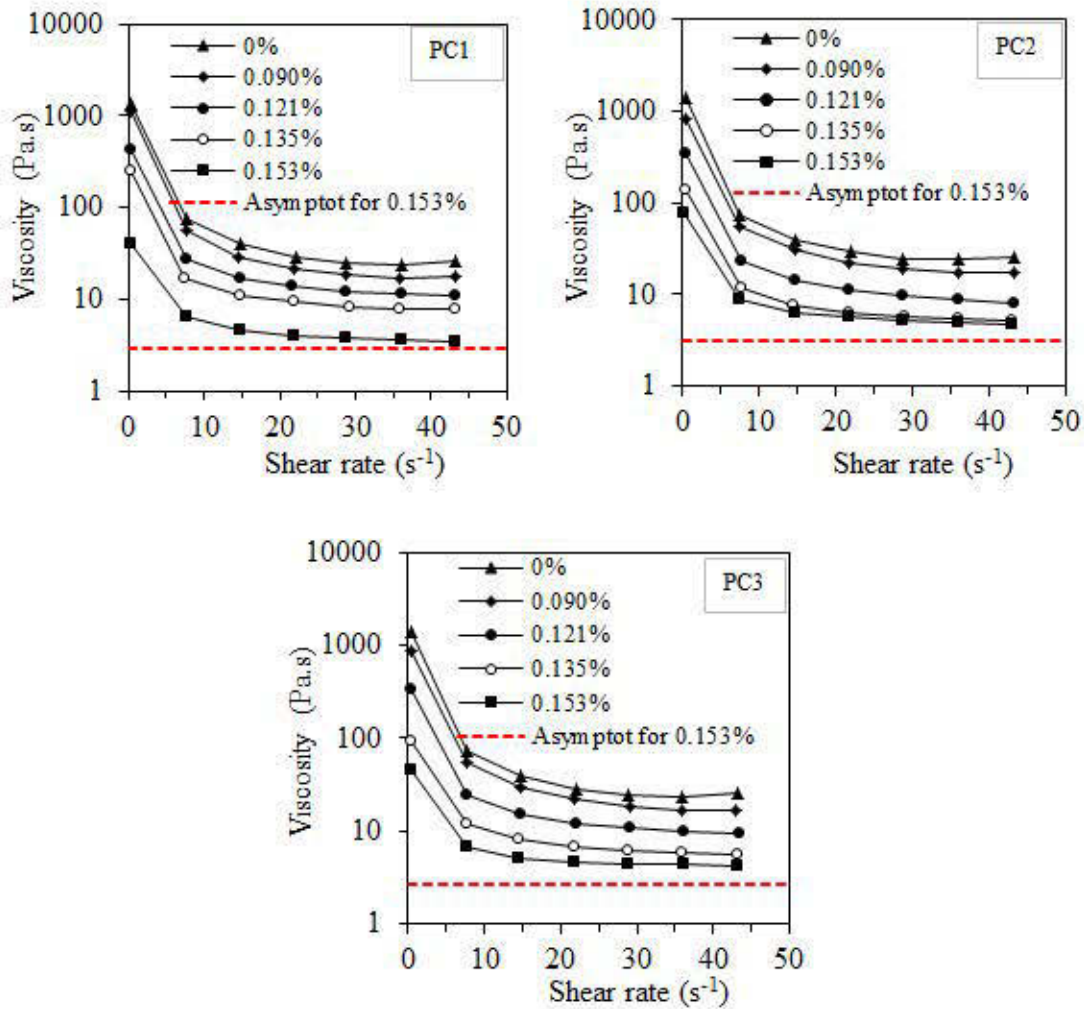


Fig. 4.17 Viscosity curves of CPB at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder and incorporating 0 (control), 0.09%, 0.121%, 0.135% and 0.153% dosages of PC1, PC2, and PC3.

Fig. 4.18 shows the effect of HRWR on the Cross model infinite shear rate viscosity  $\mu_{\infty}$ . For each PC, the value of  $\eta_{\infty}$  decreases with increasing dosage ( $\chi_{\text{tr}}$ ).

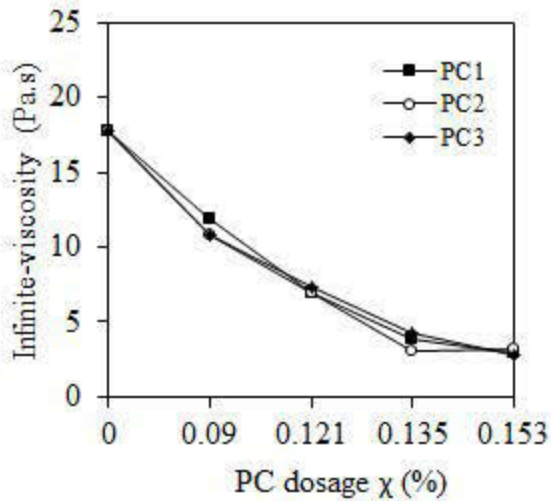


Fig. 4.18 Cross shear rate viscosity  $\eta_{\infty}$  for CPB at 80% solids content with 4.5% of S-GU binder incorporating various increasing dosages of PC1, PC2 and PC 3 superplasticizers (0%, 0.09%, 0.121%, 0.135% and 0.153%).

#### 4.4 Concluding remarks

The effect of various HRWR on the rheological properties of CPB mixtures at 80% solids content was investigated in this study. CPB mixtures were prepared with two types of tailings (T1 and T2) and three types GU, S-GU, and GU-FA corresponding to a general use portland cement, a blended binder composed of 80% ground granulated blast furnace slag (S) and 20% GU and a blended binder composed of 50% class F fly ash (FA) and 50% GU, respectively. Eight different types of high-range water reducers (HRWRs) including six polycarboxylate-based (PC) types (PC1 to PC6), one polymelamine-based type (PMS) and one polynaphthalene-based type (PNS) were evaluated. Based on the results obtained, the following conclusions can be drawn:



1. The CPB with solid concentration of 80% prepared with tailings T1 exhibited a shear thickening behavior characterized by high yield stress ( $\tau_0 > 400$  Pa), lower consistency index ( $K < 0.01$  Pa.sn), and high flow index ( $n > 2$ ). Adding HRWR with increasing dosages lead to an increase of slump values and a decrease of yield stresses and flow indexes of the CPB mixtures. Increasing HRWR dosages also induced an evolving rheological behavior of the CPBs from shear thickening behavior to shear thinning behavior passing through Bingham behavior.
2. The 0.121% dosage of each PC type of HRWR investigated in this study was enough to produce a pumpable CPB at 80% solids content and 4.5% of S-GU binder in order to reach a slump higher than 152 mm (6 inches). The S-GU binder appeared more compatible with PC types of HRWR than the GU-FA and GU binders while the binder content seemed to have a negligible effect on the performance of the PC types of HRWR in the CPB.
3. The rheological parameters of superplasticized CPB were sensitive to the elapsed time from the addition of binder to tailings and the time when the superplasticizer was introduced into the CPB mixture. The direct addition mode of HRWR into the mixing water led to the least improvement of CPB rheology while delaying the introduction of HRWR for 3.5, 10, or 30 minutes drastically reduced the values of the rheological parameters.
4. The three PC types of HRWR mostly investigated (PC1, PC2 and PC3), exhibited similar performance in CPB while PC1 and PC2 exhibited relative poor dispersive effects on uncemented densified tailings compared to PC3. Moreover PC3 appeared to be the most efficient for maintaining stable rheological parameters in CPB over time. At the same dosage, the PMS and PNS types of HRWR induced lower reduction of rheological parameters of CPB than the PC types of HRWR. Consequently, the demand of PMS and PNS types of HRWR was relatively higher than that of PC type HRWR for reaching the same rheological parameters.

5. The preliminary comparison of the performance of studied PC on rheological parameters of T1-CPB and T2-CPB indicated that other things being the same the performance of HRWR seems to be affected by the tailings characteristics including specific gravity (Gs), specific surface area, the mineralogical and chemical composition.

6. A good correlation was obtained between the consistency index, K, and the flow behavior index, n, based on the data obtained in this study.

7. HRWR addition to CPB mixtures reduced the viscosity at infinite shear rate provided by the Cross model.

Since CPB is used mainly as secondary ground support in underground mines, both rheological and mechanical performances must be taken into account for appropriate use of HRWR. The HRWR performance on the unconfined compression strength (UCS) is being investigated by the authors.

#### 4.5 Acknowledgments

The authors would like to acknowledge the NSERC, the Centre de recherche sur les infrastructures en béton (CRIB), and the Fonds Institutionnel de recherche et de création (FIRC) of the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) for their financial support. The authors would also like to acknowledge Lafarge North America Inc. for kindly providing us with Portland cement and ground granulated blast furnace slag.

#### 4.6 References

- [1] Hassani FP and Archibald JF: Mine backfill handbook, CIM (CD-ROM), Montreal, Quebec, Canada (1998).
- [2] Brackebusch FW: Basics of paste backfill systems, *Mining Engineering* 46 (1994) 1175-1178.
- [3] Benzaazoua M, Fall M and Belem T: A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill, *Miner. Eng.* 17 (2004) 141-152.
- [4] Landriault DA, Verburg R, Cincilla W and Welch D: Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications, *Technical workshop* (1997).
- [5] Kesimal A, Yilmaz E and Ercikdi B: Evaluation of paste backfill mixtures consisting of sulphide-rich mill tailings and varying cement contents, *Cem. Concr. Res.* 34 (2004) 1817-1822.
- [6] Ouellet S, Bussière B, Aubertin M and Benzaazoua M: Microstructural evolution of cemented paste backfill: Mercury intrusion porosimetry test results, *Cem. Concr. Res.* 37 (2007) 1654-1665.
- [7] Belem T and Benzaazoua M: Design and application of underground mine paste backfill technology, *Geotech. and Geol. Eng.* 26 (2008) 147-174.
- [8] Yilmaz E, Benzaazoua M, Belem T and Bussière B: Effect of curing under pressure on compressive strength development of cemented paste backfill, *Miner. Eng.* 22 (2009) 772-785.
- [9] Coussy S, Benzaazoua M, Blanc D, Moszkowicz P and Bussière B: Assessment of arsenic immobilization in synthetically prepared cemented paste backfill specimens, *J. Env. Man.* 93 (2012) 10-21.
- [10] Mijno V, Martin F, Bollinger JC and Catalan LJJ: Stabilization–solidification process: Comparison of synthetic sludge and volcanogenic massive sulphide tailings, *Trans Chem Proc. Saf. Env. Prot.* 85 (2007) 260-264.
- [11] Lamos AW and Clark IH: The influence of material composition and sample geometry on the strenght of cemented backfill, in *Innovation in Mining Backfill Technology*, Balkema Rotterdam (1989) 89-94.

- [12] Yin S, Wu A, Hu K, Wang Y and Zhang Y: The effect of solid components on the rheological and mechanical properties of cemented paste backfill, *Miner. Eng.* 35 (2012) 61-66.
- [13] Hébraud P and Lootens D: Concentrated suspensions under flow: Shear-thickening and jamming, *Modern Physics Letters B* 19 (2005) 613-624.
- [14] Yahia A: Effect of solid concentration and shear rate on shear-thickening response of high-performance cement suspensions, *Constr. Buil. Mat.* 53 (2014) 517-521.
- [15] Cyr M, Legrand C and Mouret M: Study of shear thickening effect of superplasticizers on the rheological behavior of cement paste containing or not a mineral additives, *Cem. Concr. Res.* 30 (2000) 477-483.
- [16] Brady JF and Bossis G: The rheology of concentrated suspensions of spheres in simple shear flow by numerical simulation, *J. Fluid Mech.* (1985) 105-129.
- [17] Hoffman RL: Explanations for the causes of shear thickening in concentrated colloidal suspensions, *J. Rheol.* 42 (1998) 111-123.
- [18] Gawu SKY and Fourie AB: Assessment of the modified slump test as a measure of the yield stress of high-density thickened tailings, *Can. Geotech. J.* 41 (2004) 39-47.
- [19] Ouattara D: Thesis, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (2011).
- [20] De Souza E and Dirige AP: An integrated approach for the design of stable mine backfill sillmats, in *Struct. and Mat.*, (2003) 303-312.
- [21] Cooke R: Backfill pipeline distribution systems – design methodology review, in *Minefill*, Montreal (2007) 9.
- [22] Paterson AJC: Pipeline transport of high density slurries: A historical review of past mistakes, lessons learned and current technologies, *Trans. of the institute of material mineral and mining: Mining Technology* 121 (2012) 37-45.
- [23] Benzaazoua M, Quellet J, Servant S, Newman P and Verburg R: Cementitious backfill with high sulfur content physical, chemical, and mineralogical characterization, *Cement and Concrete Research* 29 (1999) 719-725.

- [24] Addie G, Whitlock L and Sellgren A: Technical-economical feasibility of using centrifugal pumps in high-density thickened tailings slurry systems in International Seminar on Paste and Thickened Tailings, RJ (Ed.), Addendum to the seminar proceedings: Keynote and general reporter addresses. Perth, WA: Australian Centre for Geomechanics., 20 - 22 April, Santiago, Chile (2005), 195-204.
- [25] Tattersall GH and Banfill PFG: Rheology of fresh concrete, Pitman advanced publishing program, New York (1983).
- [26] Han D and Ferron RD: Influence of high mixing intensity on rheology, hydration, and microstructure of fresh state cement paste, *Cem. Concr. Res.* 84 (2016) 95-106.
- [27] Ramachandran VS: Concrete admixtures handbook: Properties, science, and technology, Noyes publications, Park Ridge, New Jersey, U.S.A. (1995).
- [28] Huynh L, Beattie DA, Fornasiero D and Ralston J: Effect of polyphosphate and naphthalene sulfonate formaldehyde condensate on the rheological properties of dewatered tailings and cemented paste backfill, *Miner. Eng.* 19 (2006) 28-36.
- [29] Weatherwax TW, Bosko W, Evans R and Champa J: Role of admixture in the optimization of paste backfill systems, in 13th International Seminar on Paste and Thickened Tailings, Richard Jewel and Andy Fourie, Toronto, ON Ca (2010)
- [30] Ercikdi B, Cihangir F, Kesimal A, Deveci H and Alp I: Utilization of water-reducing admixtures in cemented paste backfill of sulphide-rich mill tailings, *J Hazard Mater* 179 (2010) 940-946.
- [31] Gay FT, Buffenbarger JK, Constantiner D and Rispin M: Backfill optimization through the use of admixtures: Set control and retention of flow properties of paste backfill, in (2000)
- [32] Ouellet S and Brunet F: Design of the paste backfill recipe for the pinos altos mine, mexico- influence of tailings clay mineral fraction on strength and rheology in Proceedings of the 13 th International seminar on Paste and thickened tailings, Toronto, ON Canada (2010), 217-227.
- [33] Farzam H, Rispin M and Karlson R: The use of unique admixture technologies in mining backfill -technology description and case histories, in MineFill '98 Brisbane, Australia (1998)

- [34] Ouattara D, Yahia A, Mbonimpa M and Belem T: Rheology of cemented paste backfill incorporating superplasticizers in Can. geotech. Conference, Montreal (Qc) Canada (2013), 8.
- [35] Bussière B: Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches, Can. Geotech. J. 44 (2007) 1019-1052.
- [36] Malusis MA, Evans JC, McLane MH and Woodward NR: A miniature cone for measuring the slump of soil-bentonite cutoff wall backfill, Geotech. Test. J. 31 (2008) 373-380.
- [37] Ouattara D, Yahia A, Mbonimpa M and Belem T: Effects of superplasticizer on rheological properties of cemented paste backfills, Submitted to Int. J. Miner. Process. (2016)
- [38] Hallbom DJ: Thesis, University of British Columbia (2008).
- [39] Sofrá F and Boger DV: Environmental rheology for waste minimisation in the minerals industry, Chem. Eng. J. 86 (2002) 319-330.
- [40] Björn A, de La Monja PS, Karlsson A, Ejlertsson J and Svensson BH: Rheological characterization, In Biogas. Edited by Sunil Kumar. InTech (2012) 63-76.
- [41] Nehdi M and Al Martini S: Estimating time and temperature dependent yield stress of cement paste using oscillatory rheology and genetic algorithms, Cem. Concr. Res. 39 (2009) 1007-1016.
- [42] Flatt RJ and Houst YF: A simplified view on chemical effects perturbing the action of superplasticizers, Cem. Concr. Res. 31 (2001) 1169-1176.
- [43] Giraudeau C, D'Espinose De Lacaillerie JB, Souguir Z, Nonat A and Flatt RJ: Surface and intercalation chemistry of polycarboxylate copolymers in cementitious systems, J. Am. Ceram. Soc. 92 (2009) 2471-2488.
- [44] Plank J, Zhimin D, Keller H, Hössle Fv and Seidl W: Fundamental mechanisms for polycarboxylate intercalation into c3a hydrate phases and the role of sulfate present in cement, Cem. Concr. Res. 40 (2010) 45-57.
- [45] Habbaba A, Dai Z and Plank J: Formation of organo-mineral phases at early addition of superplasticizers: The role of alkali sulfates and c3a content, Cem. Concr. Res. 59 (2014) 112-117.

- [46] Klein K and Simon D: Effect of specimen composition on the strength development in cemented paste backfill, *Can. Geotech. J.* 43 (2006) 310-324.
- [47] Uchikawa H, Hanehara S and Sawaki D: The role of steric repulsive force in the dispersion of cement particles in fresh paste prepared with organic admixture, *Cem. Concr. Res.* 27 (1997) 37-50.
- [48] Yoshioka K, Sakai E, Daimon M and Kitahara A: Role of steric hindrance in the performance of superplasticizers for concrete, *J. Am. Ceram. Soc.* 80 (1997) 2667-2671.
- [49] Gołaszewski J and Szwabowski J: Influence of superplasticizers on rheological behaviour of fresh cement mortars, *Cem. Concr. Res.* 34 (2004) 235-248.
- [50] Alonso MM, Palacios M and Puertas F: Compatibility between polycarboxylate-based admixtures and blended-cement pastes, *Cem. Concr. Comp.* 35 (2013) 151-162.
- [51] Palacios M, Puertas F, Bowen P and Houst YF: Effect of pcs superplasticizers on the rheological properties and hydration process of slag-blended cement pastes, *J. Mat. Sc.* 44 (2009) 2714-2723.
- [52] Swamy RN, Sakai M and Mokamura N: Role of superplasticizers and slag for producing high performance concrete in ACI conference on superplasticizers and other chemical admixtures in concrete, CANMET, Proceeding of the fourth CANMET, Montreal, Canada (1994), 1-26.
- [53] Swamee PK and Aggarwal N: Explicit equations for laminar flow of herschel–bulkley fluids, *Can. J. Chem. Eng.* (2011) 1426-1433.
- [54] Cross MM: Rheology of non-newtonian fluids: A new flow equation for pseudoplastic systems, *J. Coll. Sc.* 20 (1965) 417-437.
- [55] Hallbom DJ: Thesis, University of British Columbi (2008).
- [56] Swamee PK and Aggarwal N: Explicit equations for laminar flow of bingham plastic fluids, *J. Petrol. Sc. and Eng.* 76 (2011) 178-184.
- [57] Pullum L: Pipelining tailings, pastes and backfill (keynote address), *Proc. 10th Int. Semin. on Paste and Thickened Tailings* (2007) 113-128.

## CHAPITRE V

### EFFECT OF SUPERPLASTICIZERS ON THE CONSISTENCY AND UNCONFINED COMPRESSIVE STRENGTH OF CEMENTED PASTE BACKFILLS

Cet article a été soumis à la revue «Construction and Building Materials» le 28 décembre 2016.

Drissa Ouattara<sup>1</sup>, Tikou Belem<sup>1</sup>, Mamert Mbonimpa<sup>1\*</sup>, Ammar Yahia<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Research Institute of Mines and Environment, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT), 445 Boul. de l'Université, Rouyn-Noranda, Quebec, J9X 5E4, Canada

<sup>2</sup>Department of Civil Engineering, Université de Sherbrooke, 2500 Boul. de l'Université, Sherbrooke, Quebec, J1K 2R1, Canada

\*Corresponding author (E-mail: Mamert.Mbonimpa@uqat.ca)

#### Préambule

Comme indiqué dans la section 1.2 du chapitre 1, le principal rôle du remblayage dans les mines souterraines est de constituer un support de terrain pour faciliter l'exploitation minière tout en garantissant la sécurité des travailleurs. À cet égard, tout changement dans la formulation des recettes, notamment par ajout de nouveau constituant comme c'est le cas pour les superplastifiants, doit faire l'objet d'évaluation des paramètres mécaniques. Pour ce faire, ce chapitre s'est attelé à évaluer l'effet de l'ajout des SPs sur la résistance mécanique des RPCs.



## Abstract

This paper assesses the effects of six different types of high-range water-reducer (HRWR), also called superplasticizers, on the consistency (slump) and unconfined compressive strength (UCS) of cemented paste backfills (CPB) prepared with two different types of tailings (T1 and T2) at 80% solids mass concentration. Two binder types were used: a general use Portland cement (GU) and a blended binder (S-GU) composed of 80% ground granulated blast furnace slag and 20% GU, and at different proportions (3.5%, 4.5%, and 6%). Four polycarboxylates (PC1 to PC4), a polymelamine sulfonate (PMS), and a polynaphthalene sulfonate (PNS) were used for HRWR. The slump values for fresh CPB and the unconfined compressive strength (UCS) for the investigated CPBs were determined at different curing times. Test results showed that the addition of HRWR improved CPB consistency and compressive strength. For tailings T1, which was mainly used for CPB preparation, a minimal dosage of 0.121% by dry mass of tailings for each PC type obtained easily pumpable CPB, with a minimal slump of 152 mm (6 inches). PC HRWR at 0.121% dosage increased CPB slump more effectively compared to PMS- and PNS-type HRWR, whereas UCS values for CPB incorporating all PC types were comparable at 28 days of curing. The percentage UCS increase at 28 days of curing for superplasticized CPB ranged from 21% to 29% over that for control CPB (without HRWR), depending on binder content. Results are discussed in terms of the impacts of HRWR addition on the evolution of CPB microstructure and water to cement ratio, the contributions of both solids content and HRWR to improve UCS, and the potential for reduced binder content.

**Key words:** CPB, high range water reducer (HRWR), slump, unconfined compressive strength (UCS)

## Résumé

Cet article évalue les effets de six différents types de réducteurs d'eau à haute portée, également appelés superplastifiants (SPs), sur la consistance et la résistance à la compression non confinée (UCS) des remblais en pâte cimentée (RCP) préparés avec deux types de résidus (T1 et T2) à 80% de concentration solide massique. Deux types de liants ont été utilisés: un ciment Portland (GU) à usage général et un liant mélangé (S-GU) composé de 80% de laitier de haut fourneau et de 20% de GU et à des proportions différentes (3,5%, 4,5% et 6 %). Quatre polycarboxylates (PC1 à PC4), un polymélamine sulfonate (PMS) et un polynaphtalène sulfonate (PNS) ont été utilisés comme SP. Les valeurs d'affaissement pour les pâtes fraîches et la résistance à la compression non confinée (UCS) pour les RCPs étudiés ont été déterminées à différents temps de cure. Les résultats des tests ont montré que l'ajout de SP améliorait la consistance et la résistance à la compression du RCP. Pour les résidus T1, qui ont été principalement utilisés pour la préparation des RCP, un dosage minimale de 0,121% par masse sèche de résidus pour chaque type de PC a donné un RCP facilement pompable, avec un affaissement minimal de 152 mm (6 pouces). Ce dosage de 0,121% de PC a augmenté l'affaissement de RCP plus efficacement comparé aux SP de type PMS et PNS, tandis que les valeurs de UCS pour les RCPs incorporant tous les types de PC étaient comparables à 28 jours de cure. Le pourcentage d'augmentation de l'UCS à 28 jours de cure pour le RCP incorporant du SP variait de 21% à 29% par rapport à celui de RCP témoin (sans SP), en fonction de la teneur en liant. Les résultats sont discutés en termes d'impact de l'ajout de SP sur l'évolution de la microstructure de RCP et du rapport eau / ciment, les contributions de la teneur en solides et du SP au gain de résistance et le potentiel de réduction de la teneur en liant des RCPs.

**Mots clés:** remblais miniers en pâte cimentés (RCP), superplastifiant (SP), affaissement, résistance à la compression uniaxiale (UCS)

## 5.1 Introduction

In cut-and-fill and long-hole sublevel mining operations, cemented paste backfill (CPB) is used to provide a secondary ground support that improves ore recovery by reducing dilution. In addition, it ensures miner safety. CPB is applied in underground mines for different functions, including (Belem and Benzaazoua 2008): 1) preventing spalling in highly stressed (either compressive or tensile) rock around an opening, 2) acting as a secondary pillar in artificially supported mining methods (e.g., cut-and-fill, long-hole, and sub-level stopes) that enable complete ore recovery, 3) providing a working platform for miners and equipment in undercut and fill operations, 4) absorbing part of the excess stress in order to minimize damage due to rockburst, 5) depositing large quantities of tailings underground, 6) alleviating environmental hazards associated with surface tailings disposal, and 7) preventing surface subsidence in shallow or soft rock mines. Backfilling also provides environmental benefits by reducing the overall amount of tailings stored on the surface (Mitchell, Olsen et al. 1982, Brackebusch 1994, Benzaazoua, Quellet et al. 1999, Jung and Biswas 2002, Yilmaz, Benzaazoua et al. 2009).

CPB is a complex homogeneous composite material produced by mixing filtered mine tailings with relatively small amounts of binder (generally 2–8%, by dry mass of tailings) and mixing water (Brackebusch 1994, Landriault, Verburg et al. 1997, Kesimal, Yilmaz et al. 2004). The combined processes of binder hydration and self-weight consolidation contribute to CPB hardening, which produces the compressive strength required to ensure stable backfilled stopes with an exposed wall face (Hassani and Archibald 1998, Belem and Benzaazoua 2008, Yilmaz, Belem et al. 2011, Belem, El Aatar et al. 2016). The unconfined compressive strength (UCS) of CPB at different curing times is an important index parameter to determine for backfilled stope stability analysis.

CPB is usually transported through pipeline reticulations, by gravity and/or by pumping, and delivered into underground stopes. At backfill plants, the quality control method to assess the CPB consistency for transport purposes consists of the standard slump test according to ASTM C 143. Hence, backfill system design begins with transport and rheological characterization (Landriault 1995, Yilmaz, Benzaazoua et al. 2009). Conventionally, tailings slurry from the concentrator is first thickened and then filtered (solids mass concentration,  $C_w > 85\%$ ) before CPB preparation. In order to further minimize the volume of tailings stored in the tailings storage facility (TSF), the amount of tailings used for CPB preparation should be maximized (increasing  $C_w$ ). Although higher CPB solids mass concentration produces higher compressive strength development, the maximum amount of tailings that can be used in practice in CPB preparation is determined by its consistency. Indeed higher  $C_w$  results in lower slump, which could negatively affect the transportability of CPB. Extra water is generally added to the filtered tailings during CPB mixing in order to reach the target slump, which facilitates the transportability of the CPB mixture (Benzaazoua, Quellet et al. 1999, Belem and Benzaazoua 2008). In general, slump values ranging from 152 mm to 254 mm (6 to 10 inches) are required to ensure adequate pipeline transport of CPB (Landriault, Verburg et al. 1997). Unfortunately, the addition of extra water during CPB preparation results in a significantly increase of the water-to-cement ratio that range typically at values  $>3$  while the ideal ratio for adequate binder hydration is 0.5 (Cayouette 2003, Benzaazoua, Fall et al. 2004), which can negatively affect the mechanical properties.

High-range water-reducer (HRWR), also called superplasticizers (SP), are chemical compounds that can be adsorbed on the surface of cementitious material particles, thereby producing dispersion forces that improve the rheological properties of the materials (Aïtcin, Jolicoeur et al. 1994, Ramachandran 1995). The mechanical properties are improved as well, due to better hydration of the cementitious materials. The addition of HRWR to CPB mixtures may also allow reducing the mixing water

content (i.e., lower w/c), for the following potential advantages: 1) lower binder content required to obtain a given strength, 2) higher density of the final placed backfill (higher tailings content in the CPB mixture), and 3) superior CPB durability due to improved microstructure. Despite these potential advantages, however, only few studies have considered HRWR addition in backfill formulations (Farzam, Rispin et al. 1998, Gay, Buffenbarger et al. 2000, Klein and Simon 2006, Ercikdi, Cihangir et al. 2010, Ouellet and Brunet 2010, Weatherwax, Bosko et al. 2010). Yet the results have shown higher UCS for CPB. For example, Klein and Simon (2006) reported up to 35% UCS improvement for CPB incorporating 0.185%, by mass of solids of polycarboxylate HRWR, whereas 0.8% by mass of solids dosage of polynaphthalene HRWR lead only lower improvement compared to control specimens (without HRWR). However, these studies did not consider the effects of the superplasticizer addition sequence (mode) on either CPB consistency or compressive strength. Due to the complex binder hydration process in CPB material compared to neat cement pastes, mortars, and concretes (Benzaazoua, Fall et al. 2004), the mechanical response of CPB incorporating HRWR must be assessed for quality control requirements.

This study investigates the effects of various types of HRWR on the consistency and UCS of different CPB formulations. The effects of HRWR types addition mode and dosage and HRWR type on the consistency and UCS of different CPB mixtures prepared with different binder types and contents as well as different tailings. The impacts of HRWR type on CPB microstructure and the water-to-binder ratio during curing are discussed. In addition the contributions of HRWR type and solids content to the UCS of CPB and the potential for lowering the binder dosage are discussed.

## 5.2 Materials and test methods

The experimental program was designed to assess the compressive strength and microstructure of CPB mixtures made with two tailings types and different HRWR types. The CPB mixtures were prepared using two different types of binder and a fixed solids mass concentration  $C_w$  of 80%. The CPB mixtures were proportioned with different HRWR dosages to reach targeted slump values ranging from 152 to 254 mm (6 and 10 inches), following previous studies (Ouattara, Mbonimpa et al. 2016, Ouattara, Yahia et al. 2016).

### 5.2.1 Materials

The CPB mixtures were prepared using two different tailings samples (T1 and T2) taken from two different hard rock mines located in the Abitibi-Témiscamingue region in the province of Québec, Canada. The tailings T1 sample are taken from polymetallic ore and the tailings T2 sample are taken from gold ore.

***Chemical composition:*** Representative and homogenized tailings (T1 and T2) samples were dissolved in a series of concentrated acid solutions, including nitric ( $\text{HNO}_3$ ), bromide ( $\text{Br}_2$ ), fluoride ( $\text{HF}$ ), and chlorhydric ( $\text{HCl}$ ) acid, to ensure total digestion of all solid phases. The resulting solution was then filtered, diluted, and analyzed by spectroscopy using a PerkinElmer ICP-AES (inductively coupled plasma-atomic emission spectroscopy) Optima 3000 DV. The chemical composition obtained from the ICP-AES analysis is presented in Table 5.1.

Table 5.1: Chemical composition of tailings T1 and T2

Chemical elements	Al	Ba	Na	K	Ca	Fe	Si	Mg	Mn	Stot	Ti	Zn	Pb	As
T1 (%)	3.98	0.02	-	-	0.63	24.10	50.95	0.19	0.02	19.80	0.08	0.14	0.05	0.01
T2 (%)	1.70	-	0.34	0.56	0.75	1.80	93.24	0.54	0.02	0.84	-	-	-	0.21

**Mineralogical composition:** A Bruker D8 Advance AXS diffractometer was used to quantify the mineralogical composition of the tailings by X-ray diffraction (XRD) analysis. Table 5.2 summarizes the types and amounts of mineral content. The major mineral found in both tailings samples is quartz at 42.7% and 86.6% content for tailings T1 and T2, respectively. Whereas albite, muscovite, and pyrite were also found in both tailings, paragonite (4.5%), chlorite (5.5%), and gypsum (0.5%) were found only in tailings T1, while ankerite (2.4%) was present only in tailings T2. The pyrite mineral contents differ considerably between the two tailings: 30.5% (polymetallic tailings) for T1 versus only 1% (gold tailings) for T2.

Table 5.2: Mineralogical composition of tailings T1 and T2 obtained with XRD analysis

Mineral	T1 (%)	T 2 (%)
Quartz	42.7	86.6
Albite	13.6	5.4
Chlorite	5.5	-
Ankerite	-	2.4
Paragonite	4.9	-
Gypsum	0.5	-
Muscovite	2.5	4.5
Pyrite	30.5	1.04

**Grain size distribution:** The grain-size distribution of both talings was obtained using a Malvern® Mastersizer S2000 laser particle size analyzer. The cumulative grain-size distribution curves for tailings T1 and T2 are shown in Fig. 5.1 and the main

gradation parameters are summarized in Table 5.3. The parameters include the coefficients of uniformity ( $C_U$ ) and curvature ( $C_c$ ), the diameter  $D_x$  corresponding to  $x$  percentage passing on the cumulative grain-size distribution curve, the specific gravity  $G_s$ , the percentage of particles passing 20 and 80  $\mu\text{m}$  ( $P_{20}$  and  $P_{80}$ ), and the specific surface area ( $S_m$ ) obtained by a BET (Brunauer–Emmett–Teller) method.

As can be observed in Fig. 5.1 the fine-grain ( $d < 75 \mu\text{m}$ ) content ( $P_{75\mu\text{m}}$ ) for both tailings was about 80%, with 42% ultrafine- ( $d < 20 \mu\text{m}$ ) content ( $P_{20\mu\text{m}}$ ) for tailings T1 and 52% for tailings T2. According to Landriault, Verburg et al. (1997), an adequate tailings for CPB preparation should have at least  $P_{20\mu\text{m}} \geq 15\%$ . Based on the grain-size characteristics, both tailings are comparable to common hard rock tailings, as described in Bussière (2007). The specific gravity ( $G_s$ ) of the tailings was determined according to ASTM C128 standard using helium pycnometer (AccuPyc 1330, Micrometrics®). Results showed a  $G_s$  value of 3.42 for tailings T1 and  $G_s$  of 2.80 for tailings T2.

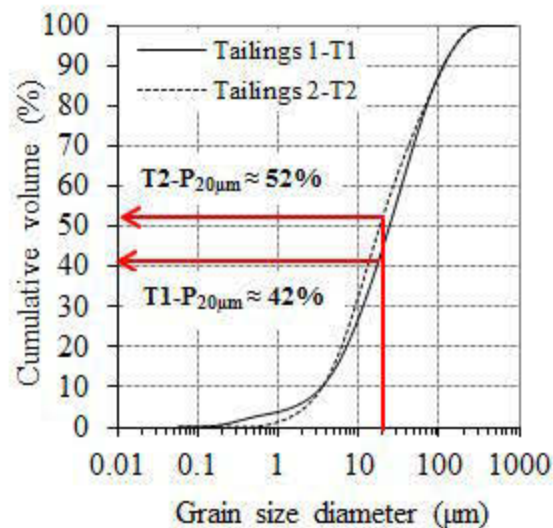


Fig. 5.1 Cumulative grain-size distribution curves for tailings T1 and T2



Table 5.3: Physical characteristics of tailings T1 and T2

Parameter	Tailings T1	Tailings T2
C <sub>c</sub> (-)	1.07	1.08
C <sub>U</sub> (-)	9.77	8.17
D <sub>10</sub> (μm)	3.50	4.46
D <sub>30</sub> (μm)	11.33	13.17
D <sub>50</sub> (μm)	24.23	26.33
D <sub>60</sub> (μm)	34.17	36.24
D <sub>80</sub> (μm)	70.01	74.02
D <sub>90</sub> (μm)	113.02	133.76
G <sub>s</sub> (-)	3.42	2.80
P <sub>20μm</sub> (%)	42	52
P <sub>80μm</sub> (%)	83.88	82.51
S <sub>m</sub> (m <sup>2</sup> /kg)	1930	2445

**Binder types:** The main binder used in this study was a blend of 80% ground granulated blast furnace slag and 20% general use Portland cement (GU), hereinafter S-GU. A reference binder comprising 100% general use Portland cement (GU) was also used in some CPB mixtures for comparison purposes. These two binders (S-GU and GU) are the most often used for mine backfilling (Benzaazoua, Fall et al. 2004). The main oxide composition, the specific surface area (S<sub>m</sub>), and the specific gravity (G<sub>s</sub>) of the GU and S-GU binders are summarized in Table 5.4.

Table. 5.4 Chemical composition, specific surface area, and specific gravity of GU and Slag binders

Binder type	SiO <sub>2</sub> (%)	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (%)	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (%)	CaO (%)	MgO (%)	S <sub>m</sub> (m <sup>2</sup> /kg)	G <sub>s</sub> (°)
GU	20.5	5.4	2.6	63.9	2.1	3690	3.15
Slag	36.0	10.0	0.5	39.0	12.0	5000	2.94

**HRWR types:** Three types of polycarboxylate-based HRWR or SP (PC1, PC2, and PC3) provided by three different manufacturers were mainly used. In order to compare SP efficiency, an additional polycarboxylate-type HRWR (PC4),

polynaphthalene sulfonate-based SP (PNS), and polymelamine sulfonate-based HRWR (PMS) were assessed. The characteristics of the six HRWR types, including pH, specific gravity ( $G_s$ ), and solids mass concentration ( $C_{w\_SP}$ ), are summarized in Table 5.5.

Table 5.5 Characteristics of the six HRWR types used (provided by four manufacturers; see details in Annexe A)

HRWR	$G_s$	pH	$C_{w\_SP}$ (%)
PC1	1.07	5	31
PC2	1.10	5.7	46
PC3	1.10	3	40
PC4	1.08	-	40
PNS	1.20	7	40
PMS	1.12	8	40

### 5.2.2 CPB mixture proportioning and preparation

The influence of HRWR type on CPB consistency and compressive strength was investigated in two stages (Phase I and Phase II). In Phase I, the paste backfill mixtures were proportioned at 70, 75, and 80% solids concentration (using only tailings T1), as presented in Table 5.6. PC-type HRWR dosages of 0.09, 0.121, 0.13, and 0.153% by dry mass of tailings, were used in CPB mixtures made with  $C_w$  of 80% and S-GU binder at a fixed content  $B_w$  of 4.5% by dry mass of tailings. These mixtures were prepared to determine: 1) the minimal HRWR dosage that allows easy CPB pumpability with a minimal slump of 6 inches or 152 mm, and 2) the effect on CPB strength development (UCS). A total of 15 CPB formulations, as presented in Table 5.6, were prepared to assess the influence of solids content and HRWR dosage on CPB consistency and strength development. For each mixture, UCS was determined on triplicate samples at four curing times corresponding to 7, 14, 28, and 56 days. Solids contents  $C_w$  of 70, 75, and 80% were investigated.

In Phase II, the minimal HRWR dosage obtained from the Phase I was used along with GU binder, others HRWR and tailings types. The aim was to assess the influence of different HRWR types, different binder types and contents, and different tailings on the UCS of CPB prepared at 80%  $C_w$ . The 23 CPB formulations are presented in Table 5.7.

Table 5.6: CPB mixture formulations and characteristics for determination of the minimal HRWR dosages to allow easy CPB pumpability and for assessment of the effect of  $C_w$

CPB mixture with tailings T1	$C_w$	Binder type	Binder content $B_w$	Water-to-binder ratio (w/c)	HRWR dosage $\chi$ -PC	Curing time
	(%)	(-)	(%)	(-)	(%)	(days)
70% solids	70	S-GU	4.5	9.95	0	7-14-28-56
75% solids – Reference	75	S-GU	4.5	7.74	0	7-14-28-56
80% solids – Control	80	S-GU	4.5	5.81	0	7-14-28-56
PC1	80	S-GU	4.5	5.81	0.09,0.121,0.135,0.153	7-14-28-56
PC2	80	S-GU	4.5	5.81	0.09,0.121,0.135,0.153	7-14-28-56
PC3	80	S-GU	4.5	5.81	0.09,0.121,0.135,0.153	7-14-28-56

$C_w$  is the CPB solids mass concentration;  $B_w$  is the CPB binder content; w/c is the water-to-binder ratio;  $\chi_{PC1,2,3}$  is the PC1, PC2, and PC3 dosage expressed as the ratio of the dry mass of PC to the dry mass of tailings.

Table 5.7: CPB mixture formulations in Phase II (using minimal HRWR dosage) for the determination of the influence factor

Dosage $\chi_{HRWR}$	$C_w$	Tailings type	Binder type	Binder content	HRWR type	Curing time
(%)	(%)	(-)	(-)	(%)	(-)	(days)
0 (Control)	80	T1	S-GU	3.5, 4.5, 6	-	7-14-28-56
0.121	80	T1	S-GU	3.5, 4.5, 6	PC1-PC2-PC3	7-14-28-56
0 (Control)	80	T1	GU	4.5	-	7-14-28-56
0.121	80	T1	GU	4.5	PC1-PC2-PC3	7-14-28-56
0.121	80	T1	S-GU	4.5	PMS-PNS-PC4	7-14-28-56
0 (Control)	80	T2	S-GU	4.5	-	7-14-28-56
0.121	80	T2	S-GU	4.5	PC1-PC2-PC3	7-14-28-56

The CPB mixtures were prepared using a Hobart planetary mixer equipped with a rotational paddle attachment. Deionized water was used to obtain the targeted solids mass concentration for the CPB mixtures. The water in the dissolved HRWR was taken into account to calculate the total water content in the CPB mixtures. The binder content ( $B_w$ ) was defined as the ratio of the dry mass of binder to the dry mass of tailings, and the HRWR dosage ( $\chi_t$ ) was expressed as the ratio of dry mass of HRWR to the dry mass of tailings.

Two sequences of HRWR addition mode, immediate and delayed addition, were performed for comparison purposes. In the immediate addition mode, the HRWR was diluted in the mixing water (deionized) before being mixed with the tailings and binder during CPB preparation (one half at the beginning of mixing onset and the other half between 60 and 90 sec after the beginning of mixing.(Fig. 5.2 ). In the delayed addition mode, tailings, binder, and mixing water were first mixed for about 3 minutes and the HRWR was added subsequently in Step 3. For both addition modes (immediate and delayed), the first step of the mixing process (Step 1) consisted of adding the mixing water (water with dissolved HRWR for the immediate addition mode; deionized water only for the delayed addition mode) to the tailings and binder at a rotational speed of 140 rpm for 3 minutes (180 sec). The mixing was then halted for 30 seconds so the bowl could be cleaned. The second step (Step 2) was the same for both addition modes. In the delayed addition mode, the third step (Step 3) consisted of adding HRWR during 30 seconds while the mixer rotated at 140 rpm (Fig. 5.2 ). In the fourth step (Step 4), the mixing speed was increased to 285 rpm for the last 90 seconds. The total mixing time was 5 minutes. The delayed HRWR addition mode was used to prepare most CPB mixtures used to assess the influence of different factors.

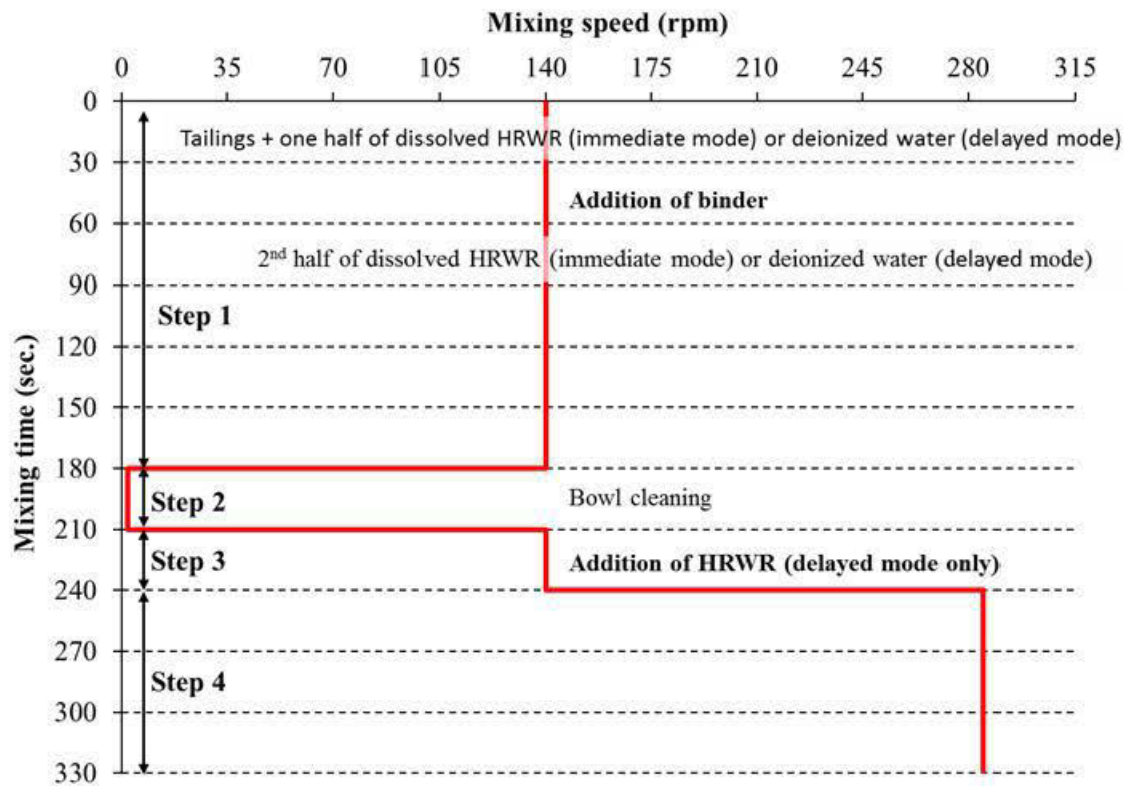


Fig. 5.2 Sequence of CPB mixing showing the two HRWR addition modes: immediate and 3.5-minute delayed.

### 5.2.3 Testing methods

**Slump tests:** The Slump for the investigated CPB mixtures was determined using a small truncated cone (one half the size of the standard cone) with a height of 150 mm, a base diameter of 100 mm, and a top diameter of 50 mm. Tests were conducted according to ASTM C143/C143 M standard. In this study, an empirical factor of proportionality of 2.28 was used to convert the slump values measured with the small cone to the corresponding values for the standard Abrams cone, based on available

in-house laboratory investigations and literature data (Malusis, Evans et al. 2008, Ouattara, Yahia et al. 2016).

**Unconfined compression tests:** Immediately after the CPB mixtures preparation, slump tests were performed and cylindrical plastic molds (50.8 mm diameter and 101.6 mm height) were poured. Each mold specimen was then subjected to 25 strokes with a 1 cm diameter steel bar to ensure proper filling and to expel air bubbles. The molds were then capped and placed in a humidity chamber at  $23 \pm 2$  °C and  $> 90\%$  relative humidity (RH) for four curing times corresponding to 7, 14, 28, and 56 days. A digital MTS 10 G/L mechanical press with a maximum 50 kN load capacity was used for UCS determination. Compression tests were performed according to ASTM C39 standard. This consists in applying a uniform vertical load at a constant 1 mm/min displacement rate until specimen failure. For each CPB formulation, triplicate specimens were tested at each curing time and the average data are reported as single compressive strength (UCS) values. A mean coefficient of variation of 5% was observed for the tested samples. After each compression test and curing time, a small piece of the CPB specimen was oven-dried at 50 °C for 48 hours for determination of the gravimetric water content ( $w$ ). Because the compressive strength development over the curing time is influenced by the water/cement ratio ( $w/c$ ), the water content of hardened CPB can be used to calculate the  $w/c$  ratio, according to equation 5.1 (Koohestani, Belem et al. 2016).

$$\frac{w}{B} = \frac{w(\%)}{100} \left( 1 + \frac{100}{B_{w\%}} \right) = \left( \frac{100}{C_{w\%}} - 1 \right) \left( 1 + \frac{100}{B_{w\%}} \right) \quad (5.1)$$

where  $w(\%)$  is gravimetric water content (expressed as a percentage),  $B_{w\%}$  is binder content in percentage (mass of binder/mass of dry tailings), and  $C_{w\%}$  is solids mass concentration (in percentage).

**Microstructural analysis:** The microstructure and texture of the various CPB samples were examined with scanning electron microscopy (SEM) using a Hitachi S-3500N microscope. The backscattered electron (BSE) mode was used for CPB sample observation, as it produces images with a chemical contrast that can be analyzed using energy dispersive spectrometry (EDS).

### 5.3 Tests results

#### 5.3.1 Impact of solids content on slump value and UCS of CPB without HRWR

The slump height of various CPB formulations prepared at different solids concentrations  $C_w$  of 70, 75 (reference), and 80% (control) with 4.5% S-GU binder and without HRWR is shown in Fig. 5.3a, while the variation in UCS with curing time is shown in Fig. 5.3b.

As mentioned above, rheological factors such as slump height must be accounted for in the design of CPB pipeline transport systems. Based on several case studies, Landriault et al. (1997a) suggested that in order to obtain optimal flow performance combined with the required strength, CPB should have a standard slump height ranging from 152 mm or 6 inches (lower limit) to 254 mm or 10 inches (upper limit). They also suggested that CPB with a slump of 254 mm can be delivered easily by gravity, whereas for a slump of 152 mm, positive displacement pumps are required.

Fig. 5.3a shows that the slump value of 274 mm for the CPB at 70% solids exceeds the upper CPB slump limit of 254 mm. The CPB at  $C_w$  of 75% presents a slump value of 168 mm, which is within adequate slump range of 152–254 mm required for pumpability operations via pipeline transport. However, the CPB at  $C_w$  of 80% with a corresponding slump value of 76 mm is too far below the lower slump limit of 152

mm required for pipeline pumping of flowable CPB. However, CPB with a slump less than 152 mm could be pumped if a powerful and expensive pump is used.

Fig. 5.3b shows that CPB with higher solids content presented higher UCS values for a each curing time, and that UCS increased with curing time for each CPB formulation. For example, at 7 days of curing, CPB at  $C_w$  of 75% and 80% showed a UCS of 459 kPa and 736 kPa, respectively, corresponding to a relative UCS increase of 60% for only 7% increase in the solids content. This relative UCS increase is only 27% after 28 days of curing. Yin et al. (2012) observed similar results for UCS increase with increasing CPB  $C_w$  concentrations from 74% to 80%.

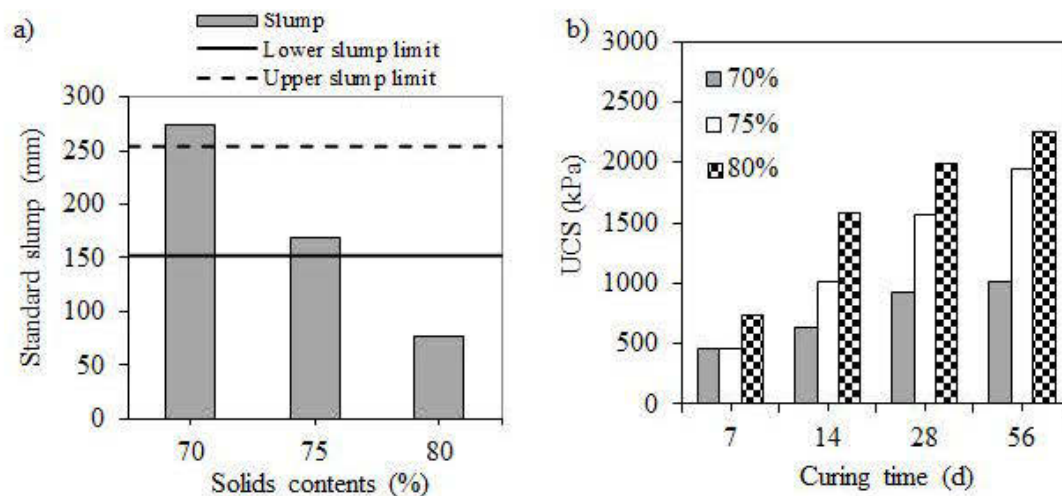


Fig. 5.3 Effects of solids content of CPB mixtures prepared with 4.5% S-GU binder and without HRWR on (a) the standard slump height and (b) the variation in compressive strength with curing time.



### 5.3.2 Effect of HRWR addition mode on slump and UCS of CPB

Various studies reported that the HRWR addition mode in CPB mixtures (and cement paste) can improve the rheological properties (Uchikawa, Sawaki et al. 1995, Aiad 2003). Fig. 4a shows the slump values for the same CPB formulation (T1-80%S and 4.5% S-GU-0.135% PC) prepared using the immediate and delayed addition modes (Fig. 2). As can be seen, and as reported by the authors in previous investigations (Ouattara, Mbonimpa et al. 2016), both addition modes for PC-type HRWR improved CPB consistency by increasing the slump, although the 3.5-minute delayed addition mode appears to be more efficient. Thus, the slump for CPB made with the immediate addition of 0.135% PC1, PC2, and PC3 compared to the slump for control CPB increased by 60%, 76%, and 113% compared to 182%, 187%, and 190% respectively, with the delayed addition mode. Consequently, the slump obtained with the delayed addition mode shows the most improvement in consistency (over twice that for control). The lowest difference between slump heights obtained with the immediate and delayed HRWR addition mode was observed for CPB prepared with PC3, indicating that the PC3 HRWR was less sensitive to the addition mode compared to PC2 and PC1 types.

Fig. 4b shows the UCS values for the control CPB compared to the CPB incorporating PC-type HRWR using the immediate and delayed addition modes and at 28 days of curing. For each PC superplasticizer, both addition modes resulted in higher UCS for the resulting CPB specimens after 28 days of curing compared to the UCS for control mixture. When PC1, PC2, and PC3 are incorporated with the immediate addition mode, the UCS increase percentage is 15%, 13%, and 25%, respectively, compared to the control specimen. For the delayed addition mode with PC1, PC2, and PC3, the UCS increase is 29%, 27%, and 25%, respectively.

Because PC addition with the delayed addition mode improved both the consistency and compressive strength of CPB, this addition mode was considered to be an adequate method for the remainder of the study.

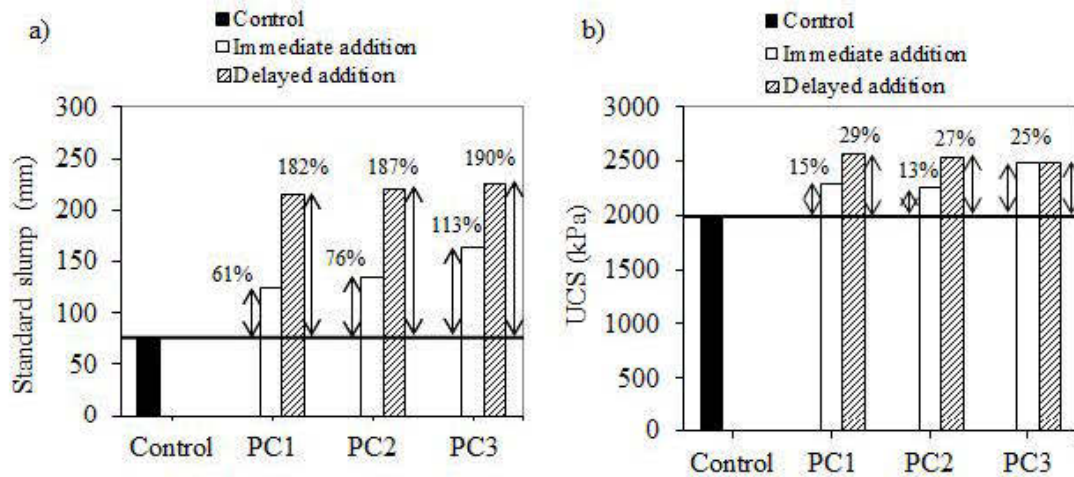


Fig. 5.4 Comparison between immediate and delayed HRWR addition modes for PC-type HRWR incorporated in CPB at 80% solids content with 4.5% S-GU binder and incorporating 0% HRWR (control) and 0.135% dosage of PC1, PC2, and PC3; (a) slump values and (b) UCS values at 28 days.

### 5.3.3 Effect of HRWR dosage on consistency and compressive strength

The appropriate SP dosage must be determined in order to obtain adequate slump for CPB pumpability. Fig. 5.5 shows the variation in slump values for CPB prepared at  $C_w$  of 80% and  $B_w$  of 4.5% S-GU binder and incorporating various dosages of PC1, PC2, and PC3 superplasticizers: 0% (control), 0.09%, 0.121%, 0.135%, and 0.153% by dry mass of tailings. The slump heights for the control CPB and for CPB incorporating 0.09% of all PC types are below the recommended lower limit of 152

mm (Landriault et al., 1997). Without very powerful and expensive positive displacement pumps, such backfills would be difficult to pump. However, when the CPB mixtures at  $C_w$  of 80% and  $B_w$  of 4.5% S-GU binder incorporated  $\chi_{PC}$  of 0.121% of PC1, PC2, and PC3, the resulting slump heights slightly exceed the recommended lower limit for CPB transport. Consequently, these mixtures could be pumped to underground open stopes. The CPB mixtures at  $C_w$  of 80% solids concentration and incorporating  $\chi_{T-PC}$  of 0.135% of each PC type show a slump value of about 215 mm (~8 ½ inch.), indicating that the CPB can be easily pumped to underground open stopes. When the CPB mixtures incorporate 0.153% of all PC types, the resulting slump heights (~259 mm) approaches the recommended upper limit for CPB pipeline transport. Consequently, the 0.121% PC dosage was considered to be the minimal dosage (lower limit) for easy CPB pumpability, and was retained for the assessment of the effects of different mixtures parameters.

According to mining practices (Landriault et al., 1997), CPB can be gravity transported when the slump ranges from 210 mm (8 ¼ inches) to 254 mm (10 inches). It is reasonable to assume that with a PC dosage of 0.135%, the CPB could be delivered underground by gravity.

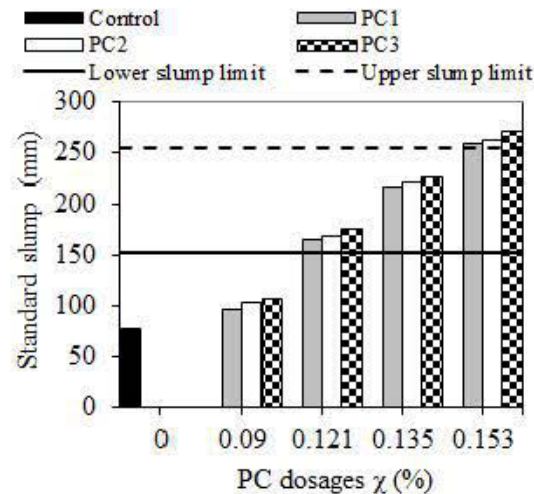


Fig. 5.5 Slump values for CPB mixtures at 80% solids content and 4.5% S-GU binder incorporating 0% (control), 0.09%, 0.121%, 0.135%, and 0.153% dosage of PC1, PC2, and PC3 types.

Fig. 5.6 shows the effects of increasing dosages of different PC-type HRWR (PC1, PC2, and PC3) (from 0.09% to 0.153%) on CPB compressive strength development at different curing times (7, 14, 28, and 56 days). The general trend indicates that increasing the dosage of all PC types increases the UCS of superplasticized CPB compared to control (without superplasticizer). Fig. 5.6a shows a slight UCS increase for CPB incorporating PC1 at 7 days of curing for all tested PC dosages, whereas the UCS was comparable to that for control CPB incorporating PC2 (Fig. 5.6b) and PC3 (Fig. 5.6c). A relative increase in UCS was observed at curing times of 14, 28, and 56 days for all PC dosages. Moreover, all dosages of the three PC types induced a similar trend in strength development. The relative increase in UCS at 28 days of curing for all PC dosages is presented in Table 5.8. For each PC type, a significant percentage of strength increase was observed for 0.09% and 0.121% PC dosage. For dosages higher than 0.121%, UCS appears to reach a stationary plateau value, with no significant increase thereafter. Based on the slump and compressive strength results, the 0.121% dosage was considered to be the minimal dosage for these mixtures, and was used in CPB formulations for subsequent analyses of the effects of other factors.

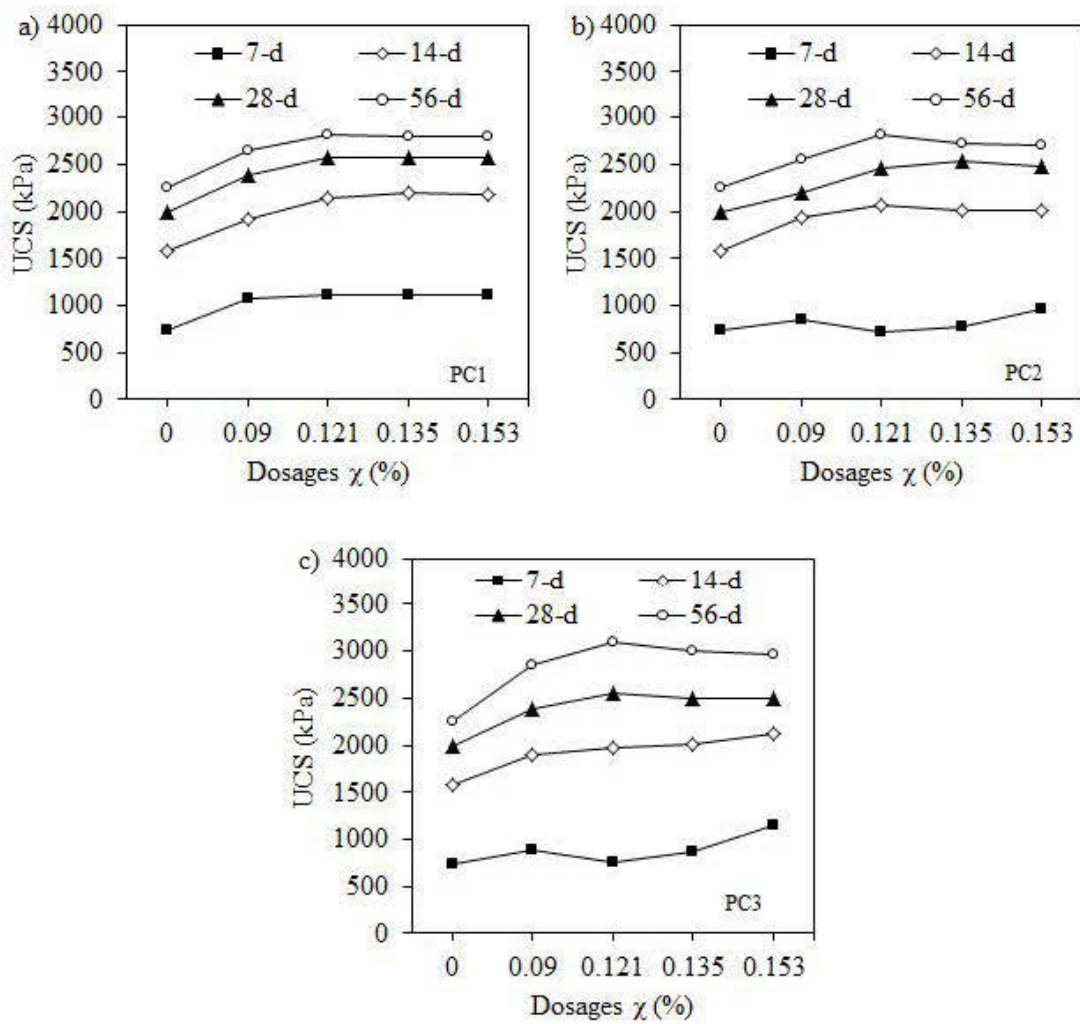


Fig. 5.6 Variation in UCS for CPB mixtures at  $C_w$  of 80% with  $B_w = 4.5\%$  S-GU binder incorporating 0% (control), 0.09, 0.121, 0.135, and 0.153% dosage of a) PC1, b) PC2, and c) PC3 at curing times of 7, 14, 28, and 56 days.

Table 5.8 Percentage of relative UCS increase (in %) at 28 days of curing for different PC dosages

PC types	Dosages (%)			
	0.09	0.121	0.135	0.153
PC 1	19	29	29	29
PC 2	10	23	27	24
PC 3	20	27	25	25

#### 5.3.4 Effect of HRWR on consistency and compressive strength of CPB with different binder contents $B_w$ .

Fig. 5.7 presents the slump values for CPB prepared with tailings T1 at  $C_w$  of 80% and incorporating the minimal dosage of 0.121% of PC1, PC2 and PC3 but with various S-GU binder contents  $B_w$  of 3.5%, 4.5%, and 6%. The slump heights for all CPB mixtures are more than twice that for control (with a slump height of about 75 mm). Moreover, the slump heights for all CPB approach or exceed the lower limit for transport, and slump height appears to increase with increasing  $B_w$ .

Fig. 5.8 shows the effect of the 0.121% dosage of PC1, PC2, and PC3 on the UCS for different CPB specimens prepared with different binder content  $B_w$  of 3.5%, 4.5%, and 6% of S-GU binder as a function of curing time of 7, 14, 28, and 56 days. Figs. 8b, d, and f show a comparison between the UCS for control and CPB containing HRWR at 28 days of curing. For each binder content, higher UCS values of CPB containing HRWR than those of control CPB mixture are observed regardless of PC types.

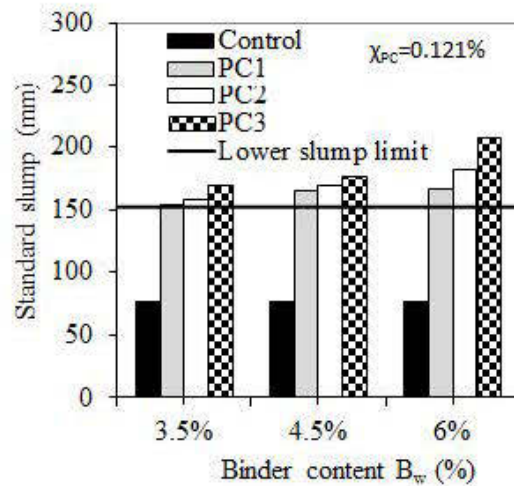


Fig. 5.7 Slump values for different CPBs at  $C_w$  of 80% and  $B_w$  of 3.5%, 4.5%, and 6% S-GU binder and incorporating 0.121% dosage of PC1, PC 2, and PC3.

The difference in UCS between control CPB and CPB incorporating PC1 at curing times of 7, 14, 28, and 56 days was 152%, 46%, 29%, and 15% for  $B_w$  of 3.5%. These differences were 50%, 36%, 29%, and 24% for  $B_w$  of 4.5%; and 69%, 12%, 16%, and 33% for  $B_w$  of 6%, respectively. The overall trend is that PC1 appears to produce higher mechanical strength at early age (7 days curing time) compared to control, whereas PC2 and PC3 show a certain retardation effect on UCS development at early age. As expected, the highest UCS was obtained with  $B_w$  of 6% and the lowest was obtained with  $B_w$  of 3.5% regardless of PC types.

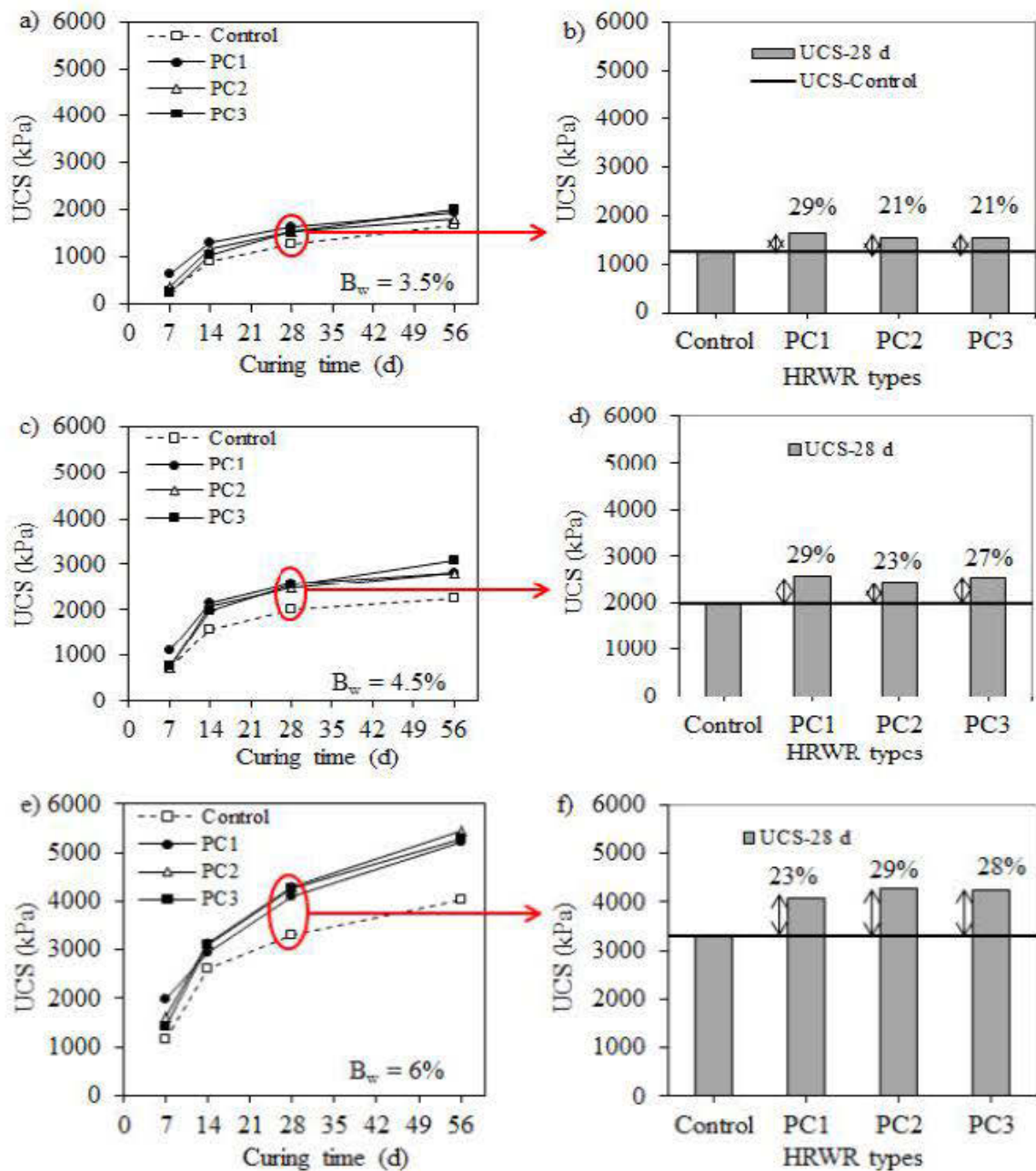


Fig. 5.8 Compressive strength development as a function of curing time (a, c, and e) and comparison of UCS values after 28 days of curing of different CPB mixtures (b, d, and f) for different CPBs at  $C_w$  of 80% with a)  $B_w = 3.5\%$ , b)  $B_w = 4.5\%$ , and c)  $B_w = 6\%$  S-GU binder and incorporating 0% (control) and 0.121% dosage of PC1, PC 2, and PC3 types.



### 5.3.5 Effect of HRWR on compressive strength of CPB with GU binder

As mentioned above, GU binder was included in a few mixtures for comparison purposes. Fig. 5.9 compares the UCS results for CPB mixtures prepared at  $C_w$  of 80% with tailings T1,  $B_w$  of 4.5% of GU and S-GU binder content without HRWR (control), and CPB mixtures incorporating 0.121% of PC1, PC2, and PC3. The UCS values for the control CPB prepared with GU and S-GU binders (without HRWR) are almost similar 764 kPa and 736 kPa, respectively at 7 days of curing. For CPB incorporating PC superplasticizers (at 0.121% dosage) at 7 days of curing, CPB prepared with S-GU binder and PC1 (S-GU/PC1) shows a slightly higher UCS than the control mixture. In contrast, the GU/PC1, S-GU/PC2, and S-GU/PC3 formulations show similar UCS to that for control. At 14 days of curing, the UCS values for the control CPB with S-GU binder (without HRWR) and all formulations with HRWR exceed the UCS values for all CPB formulations with GU binder, for at least 150% increase. For- CPB containing PC compared to control, the relative increase in UCS for CPB prepared with S-GU formulations is higher than that for CPB prepared with GU. At 28 and 56 days of curing, further increases in UCS were observed for CPB prepared with S-GU (with and without HRWR).

These results confirm previous findings in the literature on the long-term performance of CPB that incorporates S-GU compared to GU binder (Benzaazoua, Fall et al. 2004). This improved performance could be explained by the pozzolanic reaction between the calcium hydroxide (CH) in the GU binder and the silicate in the slag, which produces further calcium silicate hydrate (C-S-H) gel, thereby strengthening the cementitious material (Koohestani, Belem et al. 2016).

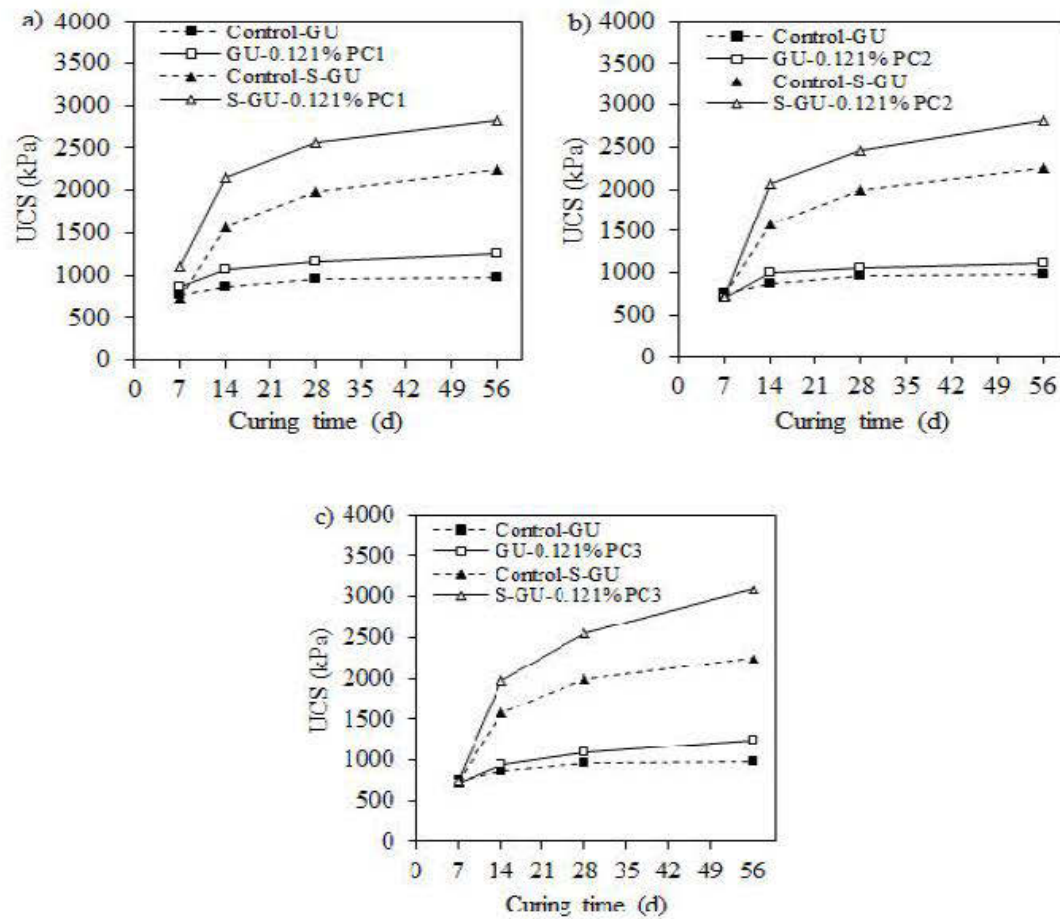


Fig. 5.9 Variation in UCS with curing time for CPB prepared at 80% solids content with  $B_w$  of 4.5% GU and S-GU binders and incorporating 0.121% dosage of a) PC1, b) PC2, and c) PC3.

### 5.3.6 Effect of HRWR type on CPB consistency and compressive strength

In addition to the PC1, PC2 and PC3 HRWR types used mainly in the previous sections, a fourth polycarboxylate (PC4), a polymelamine sulfonate (PMS), and a polynaphthalene sulfonate (PNS) were evaluated for comparison purposes. Fig. 5.10 shows the initial slump heights and the UCS values for CPB prepared at  $C_w$  of 80%

and  $B_w$  of 4.5% S-GU binder incorporating 0% (control) and 0.121% PNS, PMS, PC1, PC2, PC3, and PC4 after 7, 14, 28, and 56 days of curing. The results show that the slump for CPB with PNS-type and PMS-type HRWR types at 0.121% dosage increased slightly (by around 5%) than the control. In contrast, the PC superplasticizers induced at least 115% slump increase.

The CPB incorporating PC HRWR, with the exception of PC1, shows lower UCS (due to a slight retardation effect) at early age of 7 days compared to the UCS for control CPB and CPB incorporating PMS and PNS HRWR types. At 14 days of curing, the CPB incorporating PC-type HRWR shows higher UCS over control CPB and CPB incorporating PMS- and PNS-type HRWR. The compressive strength development is similar for all HRWR types (Fig. 5.10), and at least 20% higher than the UCS for control CPB at 28 days of curing. After 56 days of curing, the CPBs incorporating PC4, PMS, and PNS HRWR types show higher UCS than CPBs incorporating PC1, PC2, and PC3 HRWR. Fan et al. (2014) reported some improvement in compressive strength for backfill at 72% solids content and incorporating 0.3% by mass of binder of naphthalene superplasticizers. In that case, the 0.3% dosage allowed the backfill to be transported and placed by gravity flow.

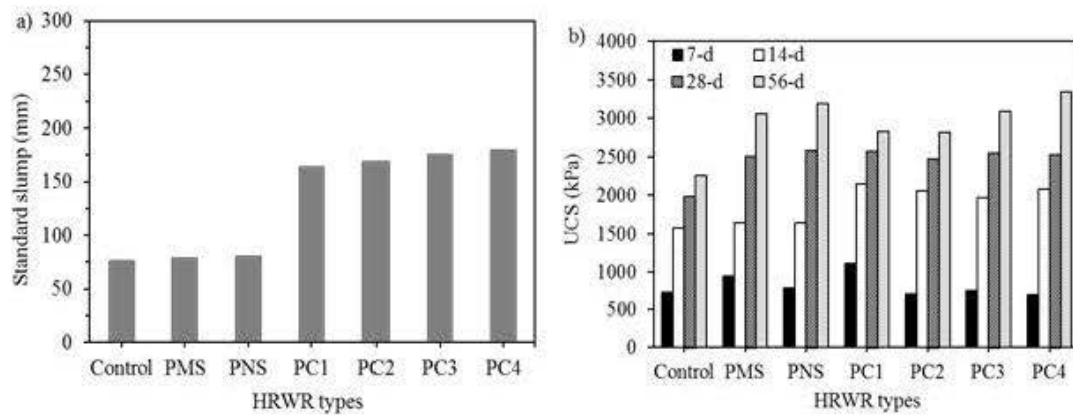


Fig. 5.10. Changes in a) initial slump height and b) UCS for CPB formulations prepared at  $C_w$  of 80% solids mass concentration and  $B_w$  of 4.5% S-GU-binder and incorporating 0% (control) and 0.121% dosage of HRWR after 7, 14, 28, and 56 days of curing.

### 5.3.7 Effect of PC HRWR on the compressive strength of CPB made with tailings T2 and analysis of the influence of tailings characteristics on HRWR performance

Tailings T1 was used to obtain the results presented in the previous sections. Tailings T2 was used to assess the impact of the tailings characteristics on HRWR performance on slump and UCS. Fig. 5.11 shows the slump and UCS values obtained for CPB prepared at  $C_w$  of 80% with tailings T2 and  $B_w$  of 4.5% S-GU binder and incorporating 0% (control) and 0.121% PC1, PC2, and PC3.

Fig. 5.11a indicates that the use of 0.121% PC dosage was insufficient to achieve the targeted slump value of 152 mm (6 inches) for adequate pumping in contrast to CPBs made with tailings T1 (Fig. 5). Higher PC dosages would be needed to reach a slump that allows easy pumpability. This is probably due to the density difference between tailings T1 ( $G_s = 3.42$ ) and tailings T2 ( $G_s = 2.80$ ) as well as the complexity of the

natural relationship between the slump (which is governed by gravity) and the volume concentration ( $C_{v-CPB}$ ) of the resulting CPB mixtures.

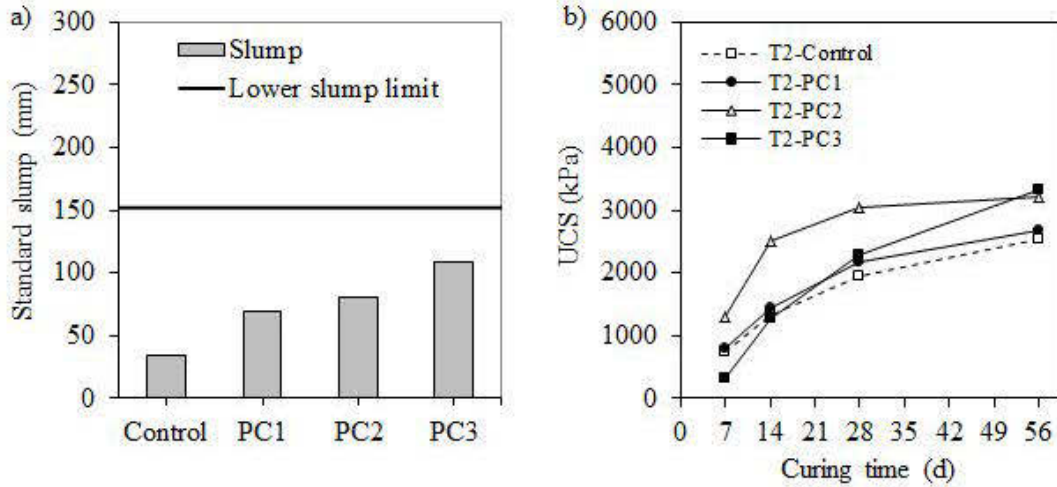


Fig. 5.11 Slump (a) and UCS values (b) for CPB prepared with tailings T2 at 80% solids mass concentration and  $B_w$  of 4.5% S-GU binder and incorporating 0% (controls) and 0.121% dosage of PC1, PC2, and PC3.

For the same  $C_{w\%-CPB}$  of 80% ( $C_w = 0.8$ ), the difference in slump values of CPB mixtures made with tailings T1 and T2 for backfill preparation can be quantified

$$C_{v-CPB} = \frac{C_{w-CPB}}{C_{w-CPB} + \rho_{s-CPB} \left[ \frac{1 - C_{w-CPB}}{\rho_w} \right]} = \left( 1 + w_{CPB} \cdot G_{s-CPB} \right)^{-1} = \left( 1 + \left[ \frac{1}{C_{w-CPB}} - 1 \right] \cdot G_{s-CPB} \right)^{-1} \quad (5.2)$$

$$\text{and } \rho_{s-CPB} = \frac{\rho_{s-b} \times \rho_{s-t} \times (1 + B_w)}{\rho_{s-b} + \rho_{s-t} \times B_w} \quad (5.3)$$

where  $\rho_{s-CPB}$  ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) is the specific density of backfill solids (tailings and binder);  $w_{CPB}$  is the gravimetric water content of backfill (fraction);  $G_{s-CPB}$  is the specific

gravity of backfill  $B_w$  is binder content (= mass-of-binder/mass-of-solids);  $\rho_{s-t}$  is the specific density of tailings ( $\text{g}/\text{cm}^3$ );  $\rho_{s-b}$  is the specific density of binder ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) (with  $\rho_{s-b} = \frac{\rho_{s-GU} \times \rho_{s-SI}}{(0.2 \times \rho_{s-SI} + 0.8 \times \rho_{s-GU})}$ );  $\rho_{s-GU}$  = specific density of GU binder ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ); and  $\rho_{s-SI}$  = specific density of slag binder ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ).

The calculated volumetric solids content  $C_{v-CPB}$  is 0.54 (or 54%) and 0.59 (or 59%) for CPB prepared with tailings T1 and T2, respectively. That means that for the same solids mass concentration  $C_{w\%} = 80\%$ , the backfill prepared with tailings T2 has a higher solids volume than the backfill prepared with tailings T1. Some increase in UCS was observed for CPB made with both tailings depending on PC type. Thus, PC1 induced only a slight increase in UCS compared to control, with lower UCS compared to control CPB at 7 days of curing, similar UCS at 14 days, and increasing thereafter at 28 and 56 days of curing.

The UCS difference can also be explained by other factors, such as the mineralogical and chemical properties of the tailings, the chemical composition of the interstitial water, and the grain-size distribution (fineness) among other things. Although these preliminary results indicated that the tailings characteristics have a substantial influence on the HRWR contribution to CPB consistency, these aspects will have to be further investigated.

#### 5.4 Discussion

In this section, the impacts of HRWR on the water-to-binder ratio during CPB curing, on the CPB microstructure, and on the potential reduction of the binder dosage are discussed. The individual contributions of HRWR and solids content on the UCS of CPB are also discussed.

#### 5.4.1 HRWR and water-to-binder ratio for CPB curing

The gravimetric water content ( $w$ ) measured on CPB specimens after compression testing and the corresponding calculated solids mass concentration  $C_{w\%} = 100 \times (1 + w)^{-1}$  of fresh and hardened CPB formulations from Phase II of the experimental program (Table 5.7) are summarized in Fig. 5.12. For all CPB formulations, a relative reduction in water content in hardened CPB can be observed for all CPB formulations compared to the corresponding fresh CPB specimens (initial state). An average increase of 3% solids content is observed for CPB. The water-to-binder ratio ( $w/c$ ) obtained in CPB formulations from Phase II using Eq. (1) is given in Fig. 5.13. The  $w/c$  decreases with curing time for all CPB formulations, thereby increasing the UCS development during curing time. The greatest reduction in  $w/c$  is observed for CPBs prepared with 6% binder. These results confirm the UCS results obtained for CPB mixtures.

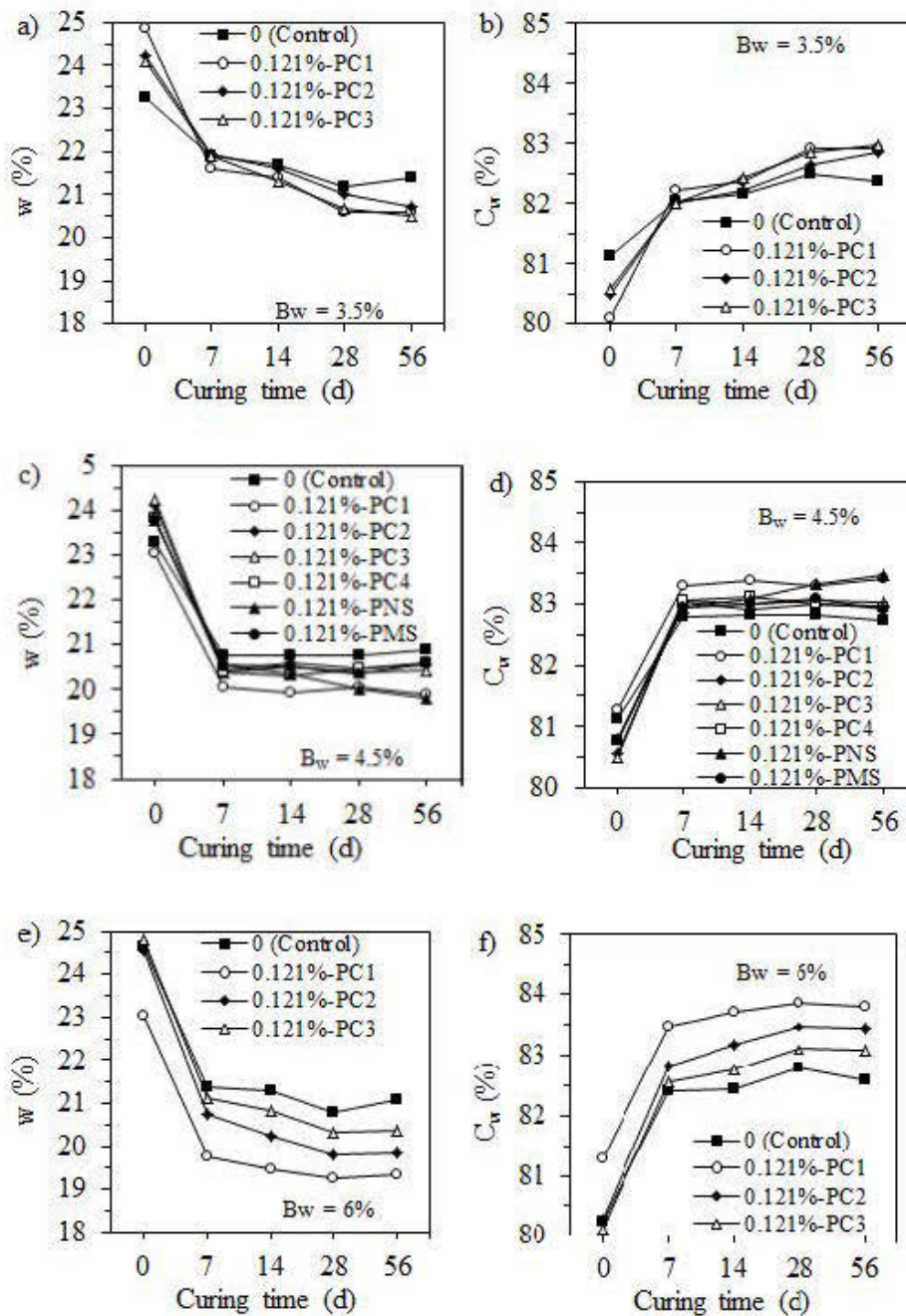


Fig. 5.12 Gravimetric water content  $w$  (%) and corresponding solids content  $C_w$  for CPB formulations prepared in Phase II of the experimental program (Table 5.7) at solids content  $C_w$  of 80% with 0.121% HRWR dosage.



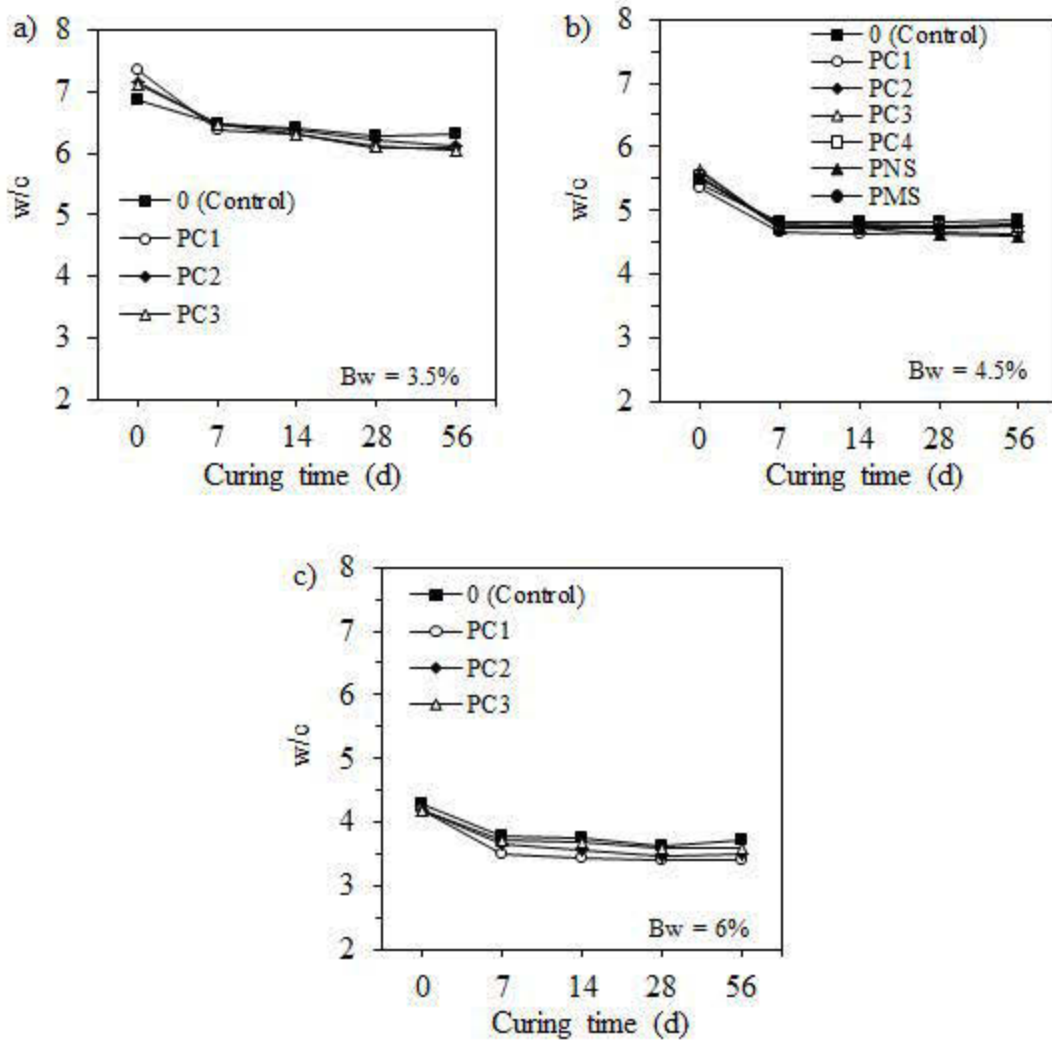


Fig. 5.13 Water-to-binder ratio (w/c) for CPB formulations prepared in Phase II at 80% solids content and 0.121% HRWR dosage.

#### 5.4.2 HRWR and CPB microstructure

The microstructure of hardening CPB incorporating HRWR was compared to that of control CPB, as shown in Fig. 5.14. SEM micrography of CPB containing HRWR (see Fig. 5.14c and d) showed a denser microstructure than that for control CPB

without HRWR (Figs. 5.14a and b). These results indicate that the use of HRWR in CPB affects its microstructure by reducing the porosity due to the dispersion of binder and tailings particles, which appears to improve binder hydration. Thus, the particles in CPB mixtures well-dispersed showed better bonding of hydration products compared to control CPB.

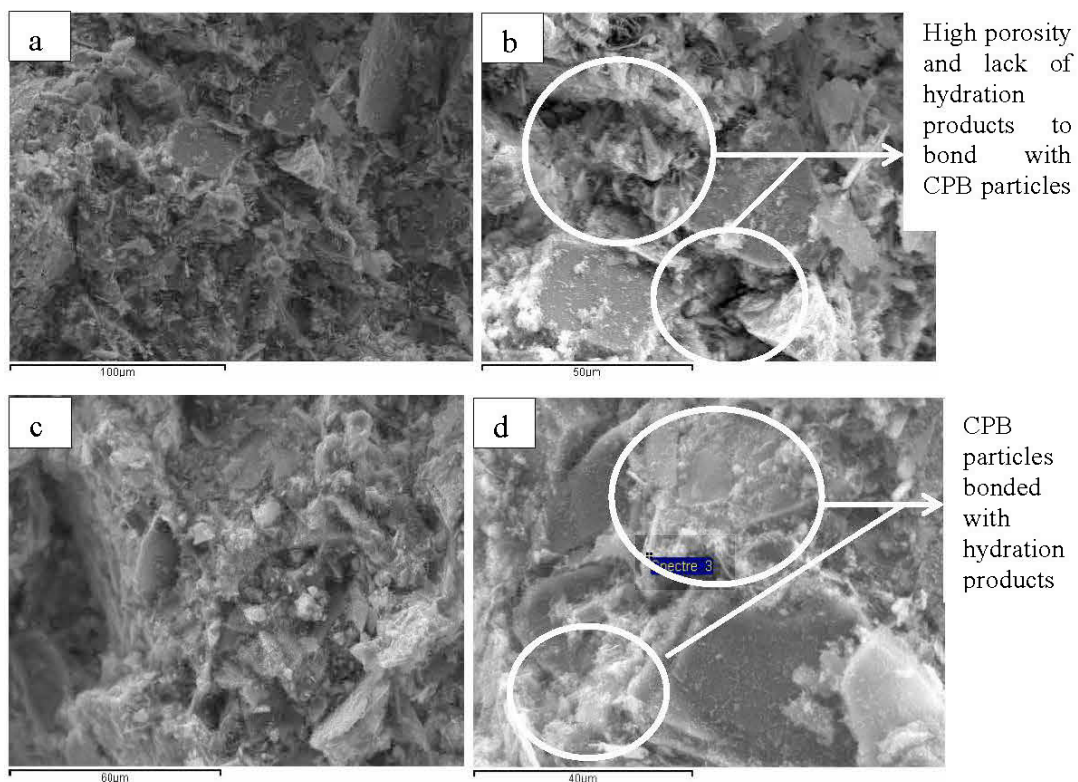


Fig. 5.14 SEM micrographs of (a) and (b) control CPB (c) and (d) CPB incorporating 0.121% dosage of PC2 at 56 days curing time.

#### 5.4.3 Contribution of solids content and HRWR to the UCS of CPB

The CPB at 75% solids content and 4.5% S-GU binder without HRWR presents an adequate slump value ( $\approx 168$  mm) for pipeline transport by pumping, as reported by

Landriault et al., 1997. This CPB formulation can be defined and considered as a reference CPB (RE). The contribution of increasing  $C_w$  to the UCS development was determined by comparing those for the reference CPB (RE) with the UCS values for the CPB prepared at  $C_w$  of 80% with  $B_w$  of 4.5% S-GU binder without SP (control) at different curing times of 7, 14, 28, and 56 days. At a given curing time, the contribution of solids content ( $\Delta\%UCS_{C_w}$ ) was calculated using Equation 4:

$$\Delta\%UCS_{C_w} = \frac{UCS_{Control} - UCS_{reference}}{UCS_{reference}} \times 100 \quad (5.4)$$

where  $UCS_{C_w}$  is the UCS measured on the control CPB specimen made with  $C_w$  of 80% and  $B_w$  of 4.5% without PC and  $UCS_{reference}$  is the UCS value for the reference CPB specimen ( $C_w$  of 75% and  $B_w$  of 4.5% without PC).

The contribution of added HRWR to the CPB UCS increase was determined by comparing the UCS of the control CPB ( $C_w$  of 80% and  $B_w$  of 4.5% without PC) with the UCS for CPB specimens incorporating 0.121% dosage of PC (PC1, PC2, and PC3) at different curing times of 7, 14, 28, and 56 days. The percentage of UCS increase due to HRWR ( $\Delta\%UCS_{PCi}$ ) at a given curing time was obtained from Equation 5:

$$\Delta\%UCS_{PCi} = \frac{UCS_{PCi} - UCS_{control}}{UCS_{control}} \times 100 \quad (5.5)$$

where  $UCS_{PCi}$  is the UCS measured on the CPB specimen incorporating 0.121% PCi and  $UCS_{control}$  is the UCS value obtained on the control CPB.

The obtained results are shown in Fig. 5.15 in terms of percentage improvement in UCS, indicating both the increasing of solids content and the addition of HRWR in CPB formulations contribute to the compressive strength improvement. Fig. 5.15 shows that the UCS improvement due to the increase in solids content from 75% to

80% is 60%, 55.4%, 27%, and 16% after 7, 14, 28, and 56 days of curing (see Fig. 3). When 0.121% PC is used, the additional UCS improvement at the corresponding curing times is 50%, 36%, 29%, and 25% for PC1; -2%, 30%, 23%, and 24% for PC2; and 3%, 25%, 27%, and 37% for PC3. In addition, PC1 appears to induce the highest UCS increase at an early curing age of 7 days, whereas PC2 and PC3 are more effective beyond 7 days of curing.

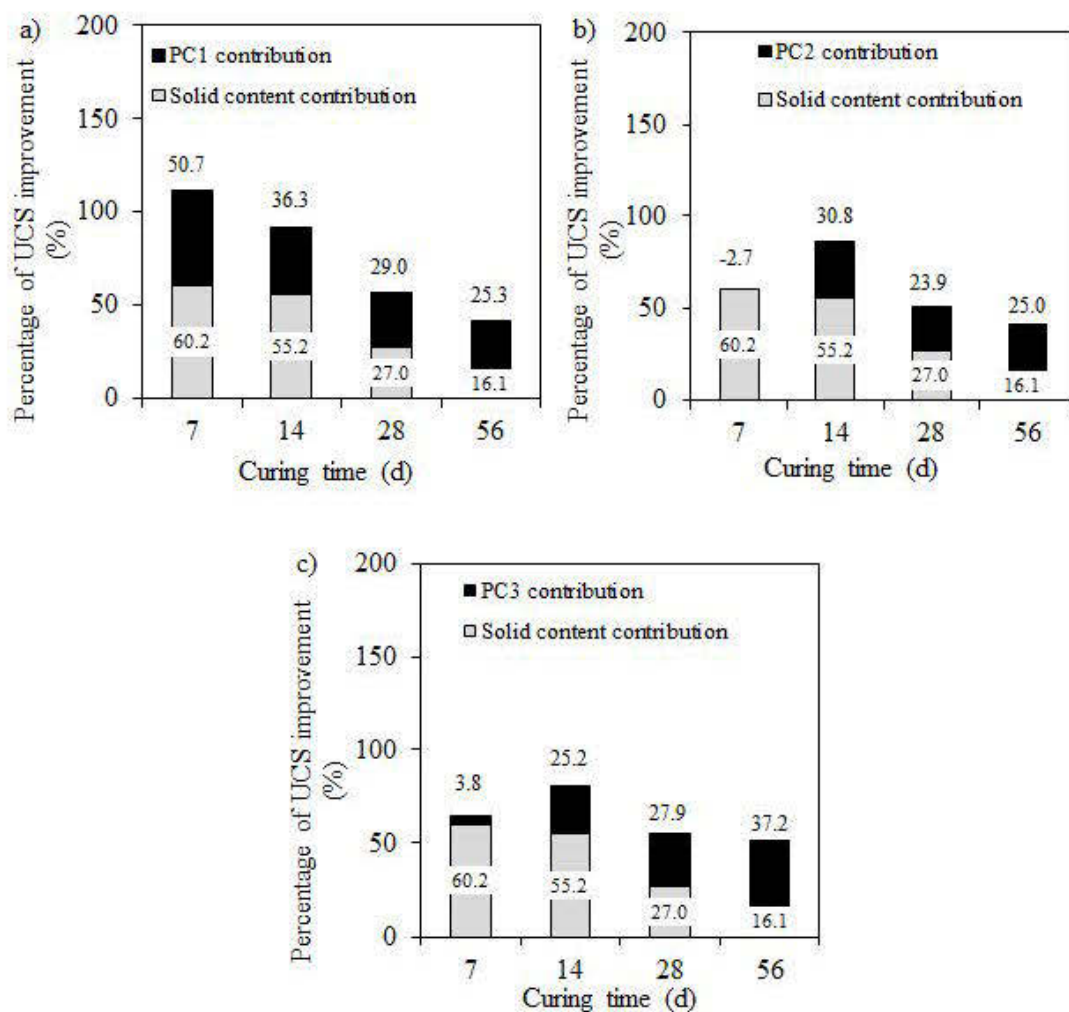


Fig. 5.15 Percentage of UCS improvement for CPB prepared with  $C_w$  of 80% and  $B_w$  of 4.5% S-GU binder due to solids content and 0.121% dosage of a) PC1 b) PC2, and c) PC3.

#### 5.4.4 HRWR and the potential reduction of the binder content

The CPBs prepared with  $C_w$  of 80% with  $B_w$  of 3.5% S-GU binder and containing 0.121% dosage of PC1, PC2, and PC3 show comparable UCS values to that for the reference CPB at 28 days of curing, as shown in Fig. 5.16. The UCS value at 28 days of curing for the reference CPB was 1569 kPa, whereas the UCS values for CPBs at  $C_w$  of 80% with  $B_w$  of 3.5% S-GU binder incorporating 0.121% dosage of PC1, PC2, and PC 3 were 1648 kPa, 1535 kPa, and 1542 kPa, respectively. Based on the slump and UCS data discussed above (Figs. 3, 7, and 8), a 0.121% dosage of PC should allow reducing the binder content by about 1% for CPB prepared with tailings T1. In a typical underground mining operation, the required UCS for the CPB at 28 days of curing is in the range of 700 to 2000 kPa (Brackebusch 1994).

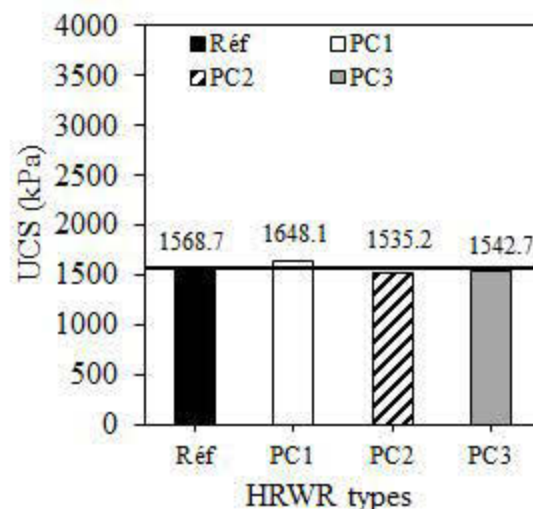


Fig. 5.16 Comparison of 28-day UCS values between the reference CPB (at 75% solids content with 4.5% S-GU binder without HRWR) and CPB at 80% solids content with 3.5% S-GU binder incorporating 0.121% dosage of PC1, PC2, and PC3.

Considering a UCS value of 1000 kPa as the commonly required strength at 28 days of curing, the UCS values for the reference CPB and the CPBs incorporating superplasticizer prepared with 3.5% S-GU binder exceeded this target (Fig. 16). In

economic terms, the results presented here indicated that the use of HRWR leads to a 1% savings on binder content for CPB made with tailings T1. If the cost savings on the binder exceeds the cost of the HRWR used, incorporating HRWR in the CPB formulation would be economically beneficial. In terms of environmental concerns, the CPB at 80% solids content would allow storing more tailings underground compared to the reference formulation (for the same volume). This could decrease the amount of waste in the tailings storage facility, along with the environmental impacts, and it would defer future capital expenditures related to the tailings facility management and remediation (Barsotti 1978; Hassani and Archibald, 1998). Moreover, the smaller amount of interstitial water in the CPB at  $C_w$  of 80% compared to the reference CPB could provide an additional environmental benefit. The savings on water content could be highly beneficial in certain situations, especially in arid regions with extremely limited water supplies.

## 5.5 Conclusion

The effects of polycarboxylate (PC)-based high-range water-reducers (HRWR) on the consistency (slump) and unconfined compressive strength (UCS) of CPB mixtures prepared with 80% solids mass concentration ( $C_w$ ) were investigated. Compression tests were performed on several CPB mixtures to assess the effects of various factors related to the incorporation of HRWR on the UCS of the CPB. Based on the results presented in this paper for the mixtures tested here, the following conclusions can be drawn:

- The compressive strength for CPB prepared using the delayed HRWR addition mode is similar to that for CPB prepared using the immediate addition mode, although the delayed addition mode induces higher slump values compared the immediate addition mode;

- The slump increases (consistency improvement) with increasing SP dosage. However, the maximum UCS value appears to be obtained with a PC dosage of 0.121% regardless of the age. This dosage appears to produce optimal binder hydration for CPB prepared with  $B_w$  of 4.5%;
- The slump and UCS of CPB incorporating HRWR improve with increasing binder content from 3.5 to 6%;
- At a same dosage, the polycarboxylate-based HRWR resulted in higher slump compared to PNS and PMS HRWR types, but the UCS for all SP types is almost similar;
- CPB prepared with GU binder shows a lower percentage of UCS improvement only compared to CPB prepared with S-GU binder. This can be due to the pozzolanic reaction due to the use of slag in the S-GU binder;
- During CPB curing, the water content and water-to-cement ratio ( $w/c$ ) decrease while the solid contents ( $C_w$ ) increase from fresh state to hardened state. These evolutions of  $C_w$ ,  $w$ , and  $w/c$  could explain the UCS development in the CPB;
- The SEM microstructural analysis indicates a denser microstructure for CPB incorporating HRWR compared to control CPB;
- Based on the results of this study, the contributions of the solid content and the studied PC-type HRWR to the UCS improvement were determined in relation to a reference CPB mixture made with  $C_w$  of 75% and  $B_w$  of 4.5%.

According to the UCS results obtained in this study, the use of HRWR in CPB formulations allows a potential 1% reduction in binder content (decrease of  $B_w$  from 4.5% to 3.5%). This could be beneficial if the cost savings on the binder offsets the cost of the HRWR used to obtain the targeted slump and UCS to allow adequate backfilling operations. In addition, certain environmental benefits related to water savings and increased volume of tailings returned underground could be taken into account to justify the use of SP.

## 5.6 Acknowledgements

This study was financially supported by the NSERC, the Centre de recherche sur les infrastructures en béton (CRIB), and the Fonds institutionnel de recherche et de création (FIRC) of the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT). The authors would like to acknowledge their helpful support. The authors would also like to acknowledge Lafarge-Holcim Inc. (formerly, Lafarge North America Inc.) for kindly providing us with all the Portland cement and the supplementary cementitious materials. Thanks also to Margaret McKyes for English editing.

## 5.7 References

- Aiad, I., 2003, Influence of time addition of superplasticizers on the rheological properties of fresh cement pastes: *Cement and Concrete Research*, v. 33, no. 8, p. 1229-1234.
- ASTM C128, 2015, Standard Test Method for Relative Density (Specific Gravity) and Absorption of Fine Aggregate.
- ASTM C143 /C143M - 15a, 2015, Standard test method for slump of hydraulic-cement concrete.
- Belem, T., and Benzaazoua, M., 2008, Design and application of underground mine paste backfill technology: *Geotechnical and Geological Engineering*, v. 26, no. 2, p. 147-174.
- Belem, T., El Aatar, O., Bussière, B., and Benzaazoua, M., 2016, Gravity-driven 1-D consolidation of cemented paste backfill in 3-m-high columns: *Innov. Infrastruct. Solut.*, v. 1, no. 37.
- Benzaazoua, M., Fall, M., and Belem, T., 2004, A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill: *Minerals Engineering*, v. 17, no. 2, p. 141-152.
- Benzaazoua, M., Quellet, J., Servant, S., Newman, P., and Verburg, R., 1999, Cementitious backfill with high sulfur content physical, chemical, and mineralogical characterization: *Cement and Concrete Research*, v. 29, no. 5, p. 719-725.
- Brackebusch, F. W., 1994, Basics of paste backfill systems: *Mining Engineering*, v. 46, no. 10, p. 1175-1178.
- Bussière, B., 2007, Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches: *Can. Geotech. J.*, v. 44, no. 9, p. 1019-1052.



- Ercikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., and Alp, I., 2010, Utilization of water-reducing admixtures in cemented paste backfill of sulphide-rich mill tailings: *J Hazard Mater*, v. 179, no. 1-3, p. 940-946.
- Fan, Z. P., Zhang, Z. H., He, Q., Cai, M. Q., and Shi, C., 2014, Effects of naphthalene-based super plasticizer on the performances of whole tailings backfill materials, *Applied Mechanics and Materials*, Volume 608-609, p. 962-965.
- Farzam, H., Rispin, M., and Karlson, R., 1998, The use of unique admixture technologies in mining backfill -technology description and case histories, *MineFill '98 Brisbane, Australia*
- Gay, F. T., Buffenbarger, J. K., Constantiner, D., and Rispin, M., 2000, Backfill optimization through the use of admixtures: set control and retention of flow properties of paste backfill.
- Hassani, F. P., and Archibald, J. F., 1998, *Mine backfill handbook*, Montreal, Quebec, Canada, CIM (CD-ROM), .
- Jung, S. J., and Biswas, K., 2002, Review of current high density paste fill and its technology: *Mineral Resources Engineering*, v. 11, no. 2, p. 165-182.
- Kesimal, A., Yilmaz, E., and Ercikdi, B., 2004, Evaluation of paste backfill mixtures consisting of sulphide-rich mill tailings and varying cement contents: *Cem. Concr. Res.*, v. 34, no. 10, p. 1817-1822.
- Klein, K., and Simon, D., 2006, Effect of specimen composition on the strength development in cemented paste backfill: *Can. Geotech. J.*, v. 43, no. 3, p. 310-324.
- Koohestani, B., Belem, T., Koubaa, A., and Bussière, B., 2016, Experimental investigation into the compressive strength development of cemented paste backfill containing Nano-silica: *Cement and Concrete Composites*, v. 72, p. 180-189.
- Landriault, D. A., 1995, Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining: *Proc. CIM Underground Operators Conf. Timmins*.
- Landriault, D. A., Verburg, R., Cincilla, W., and Welch, D., 1997, Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications: *Technical workshop*.
- Malusis, M. A., Evans, J. C., McLane, M. H., and Woodward, N. R., 2008, A miniature cone for measuring the slump of soil-bentonite cutoff wall backfill: *Geotech. Test. J.*, v. 31, no. 5, p. 373-380.
- Mitchell, R. J., Olsen, R. S., and Smith, J. D., 1982, Model studies on cemented tailing used in mine backfill: *Can. Geotech. J.* , v. 19, p. 14-28.
- Ouattara, D., Mbonimpa, M., Belem, T., and Yahia, A., 2016a, Investigations of the performance of superplasticizers on rheological properties of highly viscous cemented paste backfill mixtures: Submitted to *Applied Rheology journal*.
- Ouattara, D., Yahia, A., Mbonimpa, M., and Belem, T., 2016b, Effects of superplasticizer on rheological properties of cemented paste backfills: Submitted to *Int. J. Miner. Process*.

- , 2016c, Effects of superplasticizer on rheological properties of cemented paste backfills: Submitted to International journal of mineral processing.
- Ouellet, S., and Brunet, F., Design of the paste backfill recipe for the Pinos Altos Mine, Mexico- influence of tailings clay mineral fraction on strength and rheology, *in* Proceedings Proceedings of the 13 th International seminar on Paste and thickened tailings, Toronto, ON Canada, 3-6 may 2010 2010, p. 217-227.
- Uchikawa, H., Sawaki, D., and Hanehara, S., 1995, Influence of kind and added timing of organic admixture on the composition, structure and property of fresh cement paste: *Cement and Concrete Research*, v. 25, no. 2, p. 353-364.
- Weatherwax, T. W., Bosko, W., Evans, R., and Champa, J., 2010, Role of admixture in the optimization of paste backfill systems, *in* Fourie, R. J. a. A., ed., 13th International Seminar on Paste and Thickened Tailings: Toronto, ON Ca, Australian centre for geomechanics.
- 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*, v. 33, no. 6, p. 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: *Miner. Eng.*, v. 22, no. 9-10, p. 772-785.
- Yin, S., Wu, A., Hu, K., Wang, Y., and Zhang, Y., 2012, The effect of solid components on the rheological and mechanical properties of cemented paste backfill: *Miner. Eng.*, v. 35, p. 61-66.



## CHAPITRE VI

### DISCUSSIONS GÉNÉRALES ET ANALYSE ÉCONOMIQUE DE L'UTILISATION DES SUPERPLASTIFIANTS DANS LES RPCS

Les travaux expérimentaux réalisés dans les chapitres 3, 4 et 5 sur les différentes recettes de RPC ont permis d'établir les performances des superplastifiants sur l'amélioration des propriétés rhéologiques et mécaniques des remblais. Ce chapitre présente une discussion de certains résultats présentés ou non dans les chapitres précédents, afin de mieux cerner certains phénomènes associés à l'utilisation des superplastifiants dans les remblais. Il s'agit, notamment de l'effet du cisaillement successif, l'influence du potentiel zêta et du pH. Ce chapitre présente également une analyse des coûts et les potentiels avantages environnementaux associés à l'utilisation des superplastifiants dans les remblais entre autres la réduction de liant et d'eau et l'augmentation des résidus miniers dans la composition des remblais.

#### 6.1 Discussions des résultats rhéologiques

Cette section analyse, dans un premier temps, la reproductibilité inter-appareil des essais rhéologiques sur les remblais, dans la mesure où deux rhéomètres de tailles différentes et situés dans deux laboratoires différents ont été utilisés. Ensuite, le deuxième point discute de l'influence des procédures de cisaillement sur les résultats des paramètres rhéologiques.

### 6.1.1 Comparaison de quelques résultats des rhéomètres Con tec et AR 2000

Les paramètres rhéologiques d'un matériau sont des caractéristiques intrinsèques du matériau et, de ce fait, doivent être indépendants de l'appareil utilisé pour les mesurer dans une même condition donnée. Cependant, on relève très souvent des écarts plus ou moins notables dans les résultats obtenus lorsque les mesures sont réalisées sur différents appareils (Nguyen, Akroyd et al. 2006). Ces divergences peuvent être liées aux dimensions de la géométrie de mesure et aux conditions de mesure, comme les taux de cisaillement et l'échelle du temps de mesure considérée (Barnes, Hutton et al. 1989, Nguyen, Akroyd et al. 2006). Aussi, la complexité du comportement des matériaux à analyser, comme c'est le cas pour les remblais en général et les remblais incorporant des superplastifiants en particulier, peut également affecter la reproductibilité inter-appareils. Dans le cadre de ce projet, deux rhéomètres ont été utilisés pour mesurer les paramètres rhéologiques. Il s'agit du Con tec 6 (chapitre 3) et du AR 2000 (chapitre 4). Pour ce faire, les résultats obtenus sur les mélanges de remblais à 80% solide et 4,5% de liant S-GU et incorporant 0,09% de PC2, selon deux procédures de cisaillement (CT-1 et CT-2) du rhéomètre Con tec et AR-1 du rhéomètre AR 2000, ont été comparés (Figure 6.1). Les variables des paramètres de cisaillement de ces procédures sont données dans le Tableau 6.1.

Tableau 6.1 Procédures de cisaillement utilisées avec les rhéomètres Con tec 6 et AR 2000

Procédures	Pré-cisaillement		Conditions de cisaillement				
	Taux de cisaillement	Durée du pré-cisaillement	Intervalle du taux de cisaillement	Temps par point	Durée totale	Nombre de points	
	(s <sup>-1</sup> )	(s)	(s <sup>-1</sup> )	(s)	(s)	-	
Con tec	CT1	17,5	30	17,5-3,44	10	70	7
	CT2	0	0	0,8-24,5-0,8	10	200	10
AR 2000	AR1	50	30	50-0	10	70	7

À travers la comparaison des résultats typiques obtenus sur les deux appareils telle qu'indiquée sur la Figure 6.1, on constate que les courbes sont assez comparables même si elles ne sont pas superposées. En effet, les résultats d'ajustement des courbes par le modèle de Herschel-Bulkley donnent des valeurs de seuil de cisaillement de 407 et 415 Pa pour les courbes obtenues par les méthodes de cisaillement CT-1 et CT-2 du Con tec, et 407 Pa pour la courbe obtenue par la procédure AR-1 sur le rhéomètre AR 2000. Ces valeurs restent comparables, avec toutefois une tendance à la baisse pour les mesures réalisées avec des taux de cisaillement élevés (CT2). Ces résultats, avec un écart-type de  $\pm 10$  Pa (soit 2,5% d'erreur) sur les valeurs de seuil de cisaillement, dénotent de la bonne reproductibilité des essais. Cependant, la concavité des courbes au-delà du seuil de cisaillement présente une légère différence attribuable à l'effet de l'amplitude du taux de cisaillement dans la procédure AR-1. En effet, la concavité des courbes semble s'accroître avec l'augmentation de la plage du taux de cisaillement utilisée. Autrement dit, plus le taux de cisaillement est élevé, plus le caractère rhéoépaississant semble s'accroître. Ainsi la courbe obtenue par la procédure AR-1, avec un cisaillement de 50 à 0  $s^{-1}$ , présente un caractère rhéoépaississant plus prononcé que la courbe obtenue par la procédure CT-2 avec un cisaillement de 24,5  $s^{-1}$  à 0,8  $s^{-1}$  qui à son tour est plus épaississant que la courbe enregistrée pour la plage du taux de cisaillement de 17 à 3,44  $s^{-1}$ . Cela est corroboré par l'index  $n$  du modèle de Herschel-Bulkley qui augmente lorsque le taux de cisaillement de la mesure augmente soit 0,98, 1,80 et 1,98 pour les courbes des procédures CT-1, CT-2 et AR-1 indiquant une accentuation du comportement rhéoépaississant du matériau. La consistance quant à elle a tendance à diminuer pour les mesures réalisées aux taux de cisaillement élevés. Les valeurs de la consistance  $K$ , pour les mesures réalisées avec les procédures CT-1, CT-2 et AR-1 sont de 9, 0,48 et 0,14  $Pa.s^n$  respectivement. Ces résultats sont en accord avec les observations de la littérature notamment l'influence du taux de cisaillement sur le caractère rhéoépaississant des suspensions cimentaires concentrées rapportée par Yahia (2014).

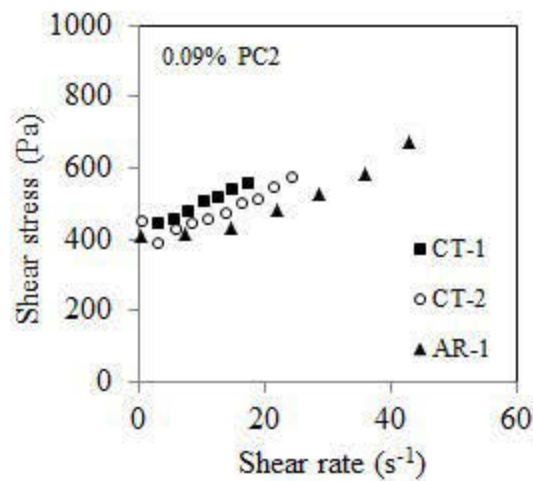


Figure 6.1 Comparaison des résultats typiques de mesures rhéologiques réalisées sur le remblai à 80% solide @4,5% S-GU @0,09% PC2 avec les rhéomètres Con tec 6 et AR 2000.

### 6.1.2 Effet de cisaillement cyclique sur la rhéologie des remblais

L'historique de cisaillement des pâtes de résidus et de remblai peut avoir une grande influence sur les paramètres rhéologiques mesurés, en raison de la nature thixotrope de ces matériaux (Boger 2009, Mizani et Simms 2016). Pour évaluer l'effet de l'histoire de cisaillement sur les paramètres rhéologiques de remblais incorporant du superplastifiant, des échantillons de remblai proportionnés à 80% de solide et 4,5% de liant S-GU et incorporant 0,121% et 0,153% de PC2 ont été soumis à une série de quatre cisaillements successifs (C-1, C-2, C-3 et C-4). Les variables des paramètres pour chaque cisaillement sont résumées dans le Tableau 6.2, tandis que la Figure 6.2 montre les courbes d'écoulement et de viscosité typiques enregistrées pour chacun des cisaillements.

Tableau 6.2 Variables d'essais pour les cisaillements 1, 2, 3 et 4 de la procédure de rampe descendante continue appliquées sur le remblai à 80% de solide et 4,5% S-GU et incorporant 0,121 et 0,153% PC2

	Pré-cisaillement		Conditions de cisaillement			
	Taux de cisaillement (s <sup>-1</sup> )	Durée du pré-cisaillement (s)	Intervalle du taux de cisaillement (s <sup>-1</sup> )	Durée par points (s)	Durée totale (s)	Nombre de points (-)
C-1	50	30	50-0	10	70	7
C-2	50	30	50-0	10	70	7
C-3	200	30	200-0	10	210	21
C-4	50	30	50-0	10	70	7

Les paramètres rhéologiques du modèle de Herschel-Bulkley et de Cross sont présentés dans le Tableau 6.3. De ce tableau, on observe une diminution progressive du seuil de cisaillement, de la viscosité au taux de cisaillement à l'infini et de l'indice d'écoulement des modèles de Herschel-Bulkley et de Cross pour les procédures C-1 à C-4. Les résultats présentés dans le chapitre 4 concernent les premières courbes obtenues avec la rampe descendante continue du cisaillement C-1. Les résultats de ce premier cisaillement sont assez conservateurs, en ce sens que le cisaillement est réalisé sur le matériau initial non perturbé. Dans le cas d'une usine de remblai, le premier cisaillement reflète l'état du remblai juste après le malaxage, tandis que les autres cisaillements correspondent à un état plus ou moins remanié, par exemple des situations d'arrêt et de redémarrage du pompage.



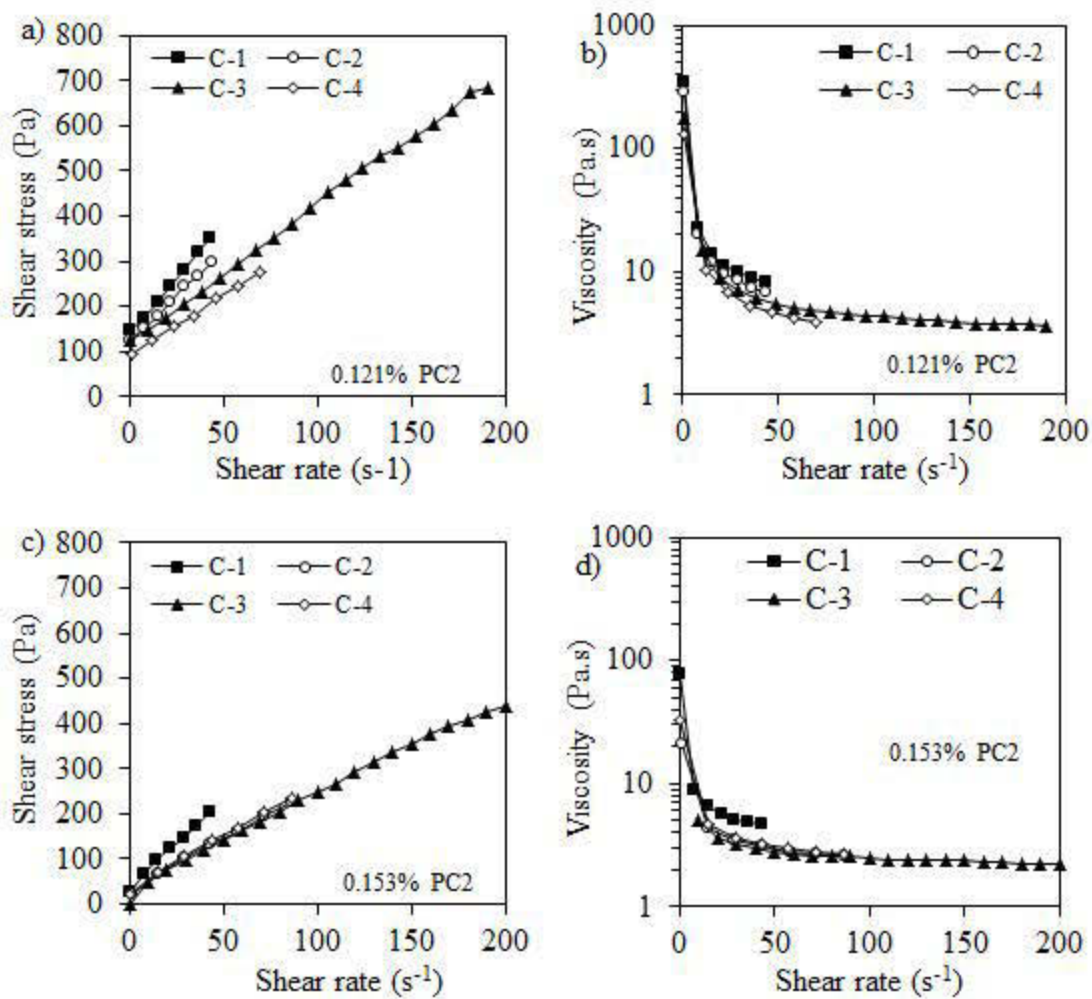


Figure 6.2 Courbes d'écoulement (a et c) et de viscosité (b et d) des remblais à 80% de solide et 4,5% S-GU et incorporant 0,121% PC2 (a et b) et 0,153 PC2 (c et d) cisailés selon les procédures 1, 2, 3 et 4.

Tableau 6.3 Paramètres rhéologiques de Herschel-Bulkley et de Cross obtenus à partir des remblais à  $C_w = 80\%$ ,  $B_w$  de 4,5% S-GU et incorporant 0,121% et 0,153% de PC2 et cisailé selon les cisaillements 1, 2, 3 et 4

		Herschel-Bulkley				Cross					
RPC à		$\tau_0$	$K_{HB}$	n	SE	$\mu_0$	$\mu_\infty$	$K_C$	n	SE	
80%		(Pa)	(Pa.s <sup>n</sup> )	(-)	(‰)	(Pa.s)	(Pa.s)	(Pa.s <sup>n</sup> )	(-)	(‰)	
4,5%	S-GU	C-1	145,8	3,31	1,1	6,06	8936	5,33	51,7	1,04	1,32
0,121%	C-2	125,9	3,35	1,04	2,78	2,87E+05	4,2	2072	1,01	0,6	
	PC2	C-3	112,3	3,89	0,95	9,19	9,10E+05	3,1	6815	1,01	3,78
		C-4	93,72	2,59	1	7,71	4706	2,63	47,13	1,01	3,14
RPC à	C-1	24,68	6,9	0,86	11,36	1,92E+02	3,82	4,59	1,01	2,055	
80%	C-2	16,52	4,88	0,84	7,94	1,75E+03	1,95	403,8	0,75	3,62	
4,5%	S-GU	C-3	15,62	4,08	0,87	9,2	1,86E+03	1,98	357,4	0,78	17,36
0,153%	PC2	C-4	20,85	4,81	0,84	4,39	2,44E+04	2,09	4752	0,81	1,61

## 6.2 Analyse du potentiel zêta et du pH des suspensions de remblais

Comme relevé dans la section 2.2.3, l'adsorption des SPs est influencée par l'état de charge de surface des particules solides. En effet, par analogie aux poudres de ciment produites par broyage fin aux boulets, le processus de broyage du minerai jusqu'à la libération des particules de métaux précieux crée des charges électriques de surface sur les particules. La maille de libération des minerais peut être de l'ordre de quelques micromètres à quelques dizaines ou centaines de micromètres, selon le type de minéralisation (Hallbom 2008). Pourtant, selon Neubauer, Yang et Jennings (1998), lorsque la taille des particules devient extrêmement petite (inférieur à 10  $\mu\text{m}$ ), le rapport de la surface des grains sur le volume devient un paramètre d'influence notable du comportement général de ces particules chargées au sein d'une solution. Ainsi, en présence d'eau, qui est un solvant polaire, il y a dissolution d'une partie des éléments solubles et une redistribution des charges électriques (Otis, 2000). La suspension minérale ainsi constituée présente certaines propriétés colloïdales

caractérisées par la présence d'un ensemble de forces, incluant des forces électrostatiques d'attraction (van der Waal), de répulsion, des forces browniennes, la force de gravité, des forces de viscosité, etc. (Flatt 2004). L'effet de ces différentes forces en présence est fonction du bilan des charges totales, de la concentration ionique et de la qualité des électrolytes. Selon la théorie DLVO (Derjaguin, Landau, Verwey et Overbeek) (Derjaguin et Landau 1993), l'amplitude du potentiel électrique résultant, encore appelée potentiel zêta, détermine le comportement général de la suspension.

Cette étude a procédé à la mesure du potentiel zêta des suspensions de remblais incorporant du superplastifiant à l'aide d'un zêta mètre compact fabriqué par la compagnie française CAD instrumentation. La description de l'appareil et la procédure des mesures sont présentées dans l'annexe C. L'objectif de cette mesure était de caractériser l'état de surface des particules solides de remblais pour déterminer leur aptitude à adsorber les molécules de superplastifiant, mais aussi de vérifier en partie l'hypothèse relative aux mécanismes d'action des superplastifiants telle que discutée par la littérature. Les implications de la mesure du potentiel zêta dans une perspective d'utilisation de superplastifiant se situent non seulement au niveau de l'adsorption de ces superplastifiants sur les particules solides, mais elle permet aussi de rendre compte de la méthode d'actions de ces superplastifiants (Ramachandran 1995, Jolicoeur et Simard 1998, Zhang, Shang et al. 2001, Houst, Bowen et al. 2008). Le Tableau 6.4 indique les différentes suspensions qui ont fait l'objet de mesure de leur potentiel zêta.

Tableau 6.4 Liste des suspensions soumises à la mesure du potentiel zêta

N°	Matériaux
1	T1 (résidus seuls)
2	GU
3	S-GU
4	T1+GU
5	T1+S-GU
6	T1+GU-0,121 PC 1
7	T1+GU-0,121 PC 2
8	T1+GU-0,121 PC 3
9	T1+GU-0,121 PNS
10	T1+GU-0,121 PMS
11	T1+ S-GU -0,121 PC 1
12	T1+ S-GU -0,121 PC 2
13	T1+ S-GU -0,121 PC 3
14	T1+ S-GU -0,121 PNS
15	T1+ S-GU-0,121 PMS

La Figure 6.3 présente les résultats des valeurs de potentiel zêta des essais réalisés sur les différents matériaux du Tableau 6.4. Sur cette figure, on constate que les résidus miniers T1 ont donné un potentiel zêta de -3,43 mV. Le potentiel zêta de liant GU est de l'ordre de -0,5 mV et il est le plus élevé. Quant au liant S-GU, son potentiel zêta de -11 mV est plus faible que celui des résidus miniers. De manière générale, les suspensions de remblai incorporant des superplastifiants de types polycarboxylates présentent des valeurs de zêta potentiel élevées comparées aux échantillons incorporant les superplastifiants de types PNS et PMS. En effet, les suspensions de remblais avec du liant GU seul et incorporant 0,121% de PC1, PC2 et PC 3 ont donné des valeurs de zêta potentiel de -13,3 mV, -12,1 mV et -13,72 mV respectivement, tandis que leurs correspondantes faites avec du liant S-GU ont donné des valeurs de -15,49 mV, -15,52 mV et -17,08 mV. Pour les remblais faits avec du liant GU seul et incorporant 0,121% de PNS et PMS les valeurs de zêta potentiel obtenues sont de -

20,6 mV et -23,34 mV respectivement. Quant aux remblais faits avec du liant S-GU et incorporant 0,121% de PNS et PMS, les valeurs de zêta potentiels étaient de -23,48 mV et de -26,58 mV respectivement. Ces résultats confirment que le principal mécanisme d'action des PC's n'est pas électrostatique car, en dépit des valeurs de potentiel zêta supérieures à celles des PMS et PNS, les suspensions de remblais faites avec les PC ont donné de meilleurs paramètres rhéologiques que celles incorporant le même dosage de PNS et PMS (voir Fig. 4.11). La répulsion stérique par des effets d'encombrement semble être le mode d'action le plus plausible des PC's. D'autres auteurs ont obtenu des résultats similaires sur les pâtes de ciments (Burgos-Montes, Palacios et al. 2012). Les suspensions faites avec le liant GU présentent des valeurs de potentiel zêta plus élevées que leurs correspondantes faites avec le liant S-GU. Pourtant les remblais fabriqués avec le liant S-GU ont donné de meilleures performances rhéologiques que ceux fabriqués avec le liant GU seul. Ces résultats semblent indiquer qu'en plus des effets stériques, des effets électrostatiques contribuent à la dispersion des particules dans les remblais avec du liant S-GU.

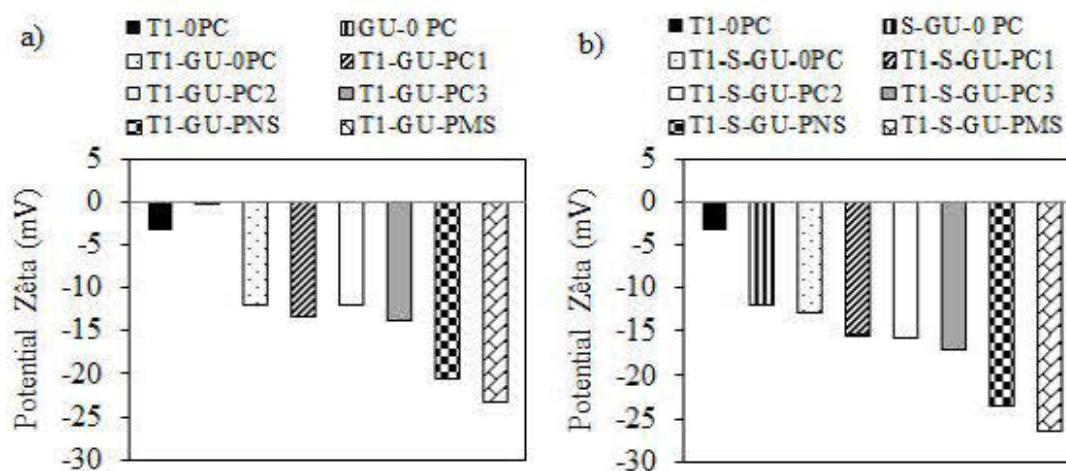


Figure 6.3 Valeurs du potentiel zêta des suspensions de remblais incorporant 0,121% de PC1, PC2, PC3, PNS et PMS: a) avec le liant GU; b) avec le liant S-GU.

Les Figures 6.4 et 6.5 donnent respectivement les valeurs de pH et de conductivité des échantillons étudiés avec le zétamètre.

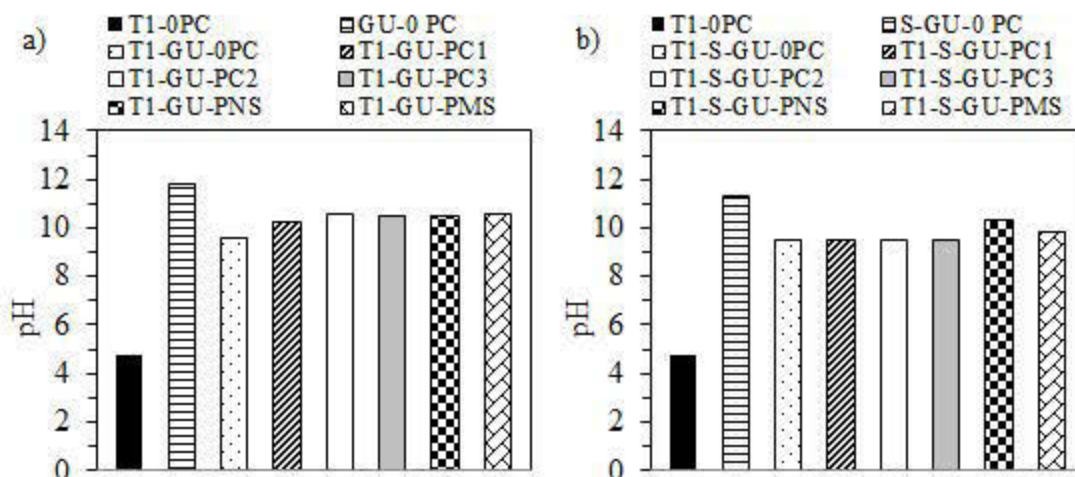


Figure 6.4 Valeurs du pH des suspensions de remblais incorporant 0,121% de PC1, PC2, PC3, PNS et PMS : a) avec le liant GU b) avec le liant S-GU.

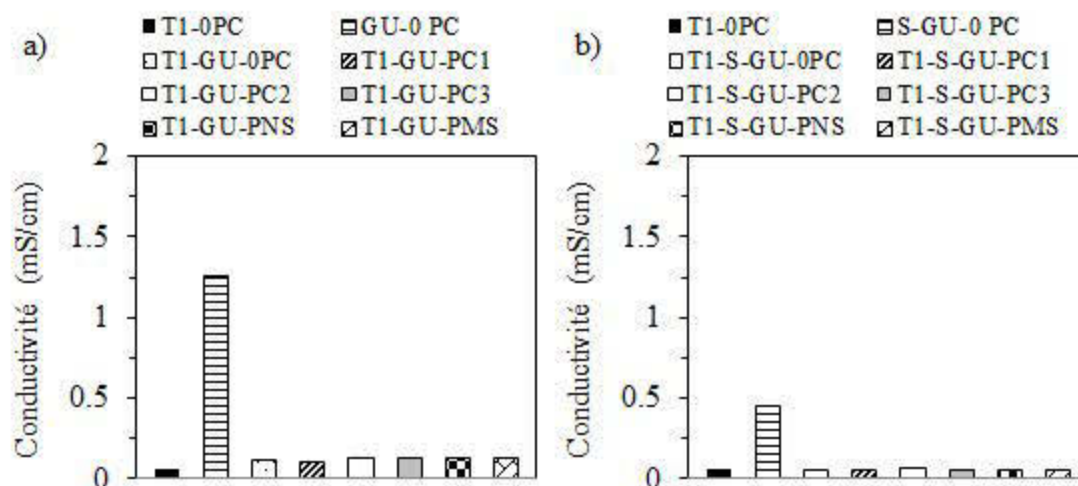


Figure 6.5 Valeurs de conductivité des suspensions de remblais incorporant 0,121% de PC1, PC2, PC3, PNS et PMS : a) avec le liant GU b) avec le liant S-GU.

On remarque que les suspensions faites avec le liant GU présentent des valeurs de pH et de conductivité supérieures à leurs correspondantes faites avec le liant S-GU. La conductivité élevée des suspensions avec le liant GU pourrait être à l'origine des faibles performances des SPs dans les remblais confectionnés avec liant, comparé aux remblais faits avec du liant S-GU.

Les valeurs de pH de quelques mélanges de remblais ont été relevées juste avant les essais rhéologiques et sont répertoriées dans le Tableau 6.5. Ce tableau comprend le résidu T1 sans liant (N°1) puis les résidus épaissis incorporant 0,121% de PC1, PC2 et PC3 (recettes 2 à 4) et enfin les recettes de remblais avec les dosages de 0,121% des SPs étudiés (PC1, PC2, PC3, PNS et PMS) avec les liants GU et S-GU. Il est bien connu que l'ajout du liant entraîne une augmentation du pH des remblais. Cela est confirmé par les valeurs de pH mesurées car à travers ce tableau, on constate que le pH des remblais avec 4,5% de liant S-GU sont tous supérieur à 11 tandis que les résidus épaissis présentent un pH acide de 4,56. Les remblais incorporant le même dosage de 0,121% de PC1, PC2 et PC3 ont présenté des paramètres rhéologiques et mécaniques comparables (Figs. 4.5 et 5.6). Cependant, les paramètres rhéologiques des résidus épaissis sans liant et incorporant le même dosage de 0,121% de PC1, PC2 et PC3 ont présenté une grande disparité (voir Fig 4.14). Huynh, Beattie et al. (2006) ont montré que la performance des superplastifiants dans les résidus épaissis peut être influencée par le pH des résidus et l'affinité des minéraux. Ces résultats confirment que le pH élevé des mélanges de remblai a une influence positive sur la performance des PCs. Les résidus épaissis (pH de 4,5) incorporant 0,121% de PC1 et PC2 ont présenté des paramètres rhéologiques relativement élevés comparés à ceux des remblais incorporant le même dosage de PC1 et PC2. Le PC 3 semble être moins sensible au pH du mélange, car ses performances sont presque identiques aussi bien dans les résidus densifiés avec un pH faible de 4,5 que dans les remblais avec un pH supérieur à 11. Le pH initial des différents PCs pourraient expliquer ces différences de performance des PCs dans les résidus épaissis. En effet, il ressort que les PC1,

PC2 et PC3 présentent respectivement les pH de 5, 5,7 et 3 (tableau 4.5). On constate que plus le pH du PC est faible, plus ses performances dans les résidus épais (au pH de 4,5) sont bonnes.

Tableau 6.5 Valeurs de pH et de densité de quelques recettes de remblais étudiées

N°	Remblais	Densité	pH
1	T1-80%S@0%liant-0SP	2,3	4,56
2	T1-80%S@0%liant-0,121 PC 1	2,29	4,54
3	T1-80%S@0%liant-0,121 PC 2	2,28	4,55
4	T1-80%S@0%liant-0,121 PC 3	2,28	4,56
5	T1-70%S@4,5%S-GU	1,98	11,82
6	T1-75%S@4,5%S-GU	2,13	11,79
7	T1-80%S@4,5%S-GU-0 SP-Contrôle	2,30	11,65
8	T1-80%S@3,5%S-GU-0,121% PC 2	2,31	10,88
10	T1-80%S@3,5%S-GU-0,121% PC3	2,32	11,7
11	T1-80%S@4,5%S-GU-0,121% PC 1	2,31	11,79
12	T1-80%S@4,5%S-GU-0,121% PC 2	2,30	11,59
13	T1-80%S@4,5%S-GU-0,121% PC 3	2,32	11,76
14	T1-80%S@4,5%S-GU-0,121% PC 4	2,33	11,65
15	T1-80%S@4,5%S-GU-0,121% PNS	2,34	11,8
16	T1-80%S@4,5%S-GU-0,121% PMS	2,33	11,63
17	T1-80%S@6%S-GU-0,121% PC 2	2,30	11,96
18	T1-80%S@6%S-GU- 0 SP	2,30	11,86
19	T1-80%S@6%S-GU-0,121% PC 1	2,33	11,99
20	T1-80%S@6%S-GU-0,121% PC 2	2,31	12,06
21	T1-80%S@6%GS-0,45% PC3	2,31	11,92
22	T1-75%S@4,5%GU-0SP	2,20	12,02
23	T1-80%S@4,5%GU-0SP	2,32	12,04
24	T1-80%S@4,5%GU-0,121% PC 1	2,33	11,88
25	T1-80%S@4,5%GU-0,121% PC 2	2,31	12,04
26	T1-80%S@4,5%GU-0,121% PC 3	2,32	12,05



### 6.3 Implications économiques de l'utilisation des superplastifiants dans les recettes de remblais

Comme évoqué dans la section 2.3, les implications économiques et environnementales de l'utilisation des superplastifiants dans les remblais en pâte cimentés sont très déterminantes pour justifier leur utilisation ou non dans les recettes de RPCs. Cependant, on note qu'aucune méthode d'évaluation de ces aspects n'est proposée dans la littérature pour permettre une utilisation appropriée des superplastifiants dans les recettes de RPCs. À ce titre, il est proposé, à travers les sections suivantes, une procédure générale applicable à chaque projet d'optimisation de recettes de RPCs dans lequel l'utilisation de superplastifiant est envisagée. Cette procédure vise à dégager de manière globale les implications réelles de l'utilisation de SP et aider à la prise de décision quant à son usage. Cette méthodologie a été par la suite appliquée en considérant les résultats obtenus dans le cadre de cette étude.

#### 6.3.1 Méthodologie générale de l'analyse économique de l'utilisation des superplastifiants dans les recettes de remblais

Cette méthodologie est fondée sur une notion centrale appelée concept de remblai équivalent, qui sera tout d'abord décrit. Les résultats rhéologiques et mécaniques obtenus ont été utilisés selon cette théorie de remblai équivalent, pour calculer un ensemble de paramètres incluant la consommation en énergie de pompage, la masse et le coût de liant économisée, la quantité et le coût de l'eau économisée et la quantité de résidus supplémentaires pouvant être incorporés dans les recettes de RPCs à la suite de l'utilisation des superplastifiants dans les recettes de RPCs. Finalement, une étape d'analyse comparative des différents coûts engendrés permet de décider de l'utilisation ou non des SPs dans les recettes de RPCs.

### 6.3.1.1 Notion de remblais équivalents

L'effet réducteur d'eau d'un superplastifiant dans les matériaux cimentaires peut être exploité selon deux principales approches illustrées par la Figure 6.1 (Rixom 1998, Greisser 2002, Rixom et Mailvaganam 2002). La première approche consiste à ajouter du superplastifiant dans un matériau ayant un rapport E/C (voir Figure 6.1a) identique à celui d'un matériau de référence dans le but d'augmenter l'ouvrabilité du matériau incorporant le superplastifiant comparativement à celle du matériau témoin sans adjuvant. Cette approche est généralement utilisée pour améliorer la maniabilité d'un béton conventionnel qui présenterait un faible affaissement lors de sa mise en place. Dans la seconde approche, on peut procéder à une réduction du rapport E/C du béton avec adjuvant de telle sorte que l'ajout du superplastifiant ramène l'ouvrabilité du béton avec adjuvant vers celle du témoin sans adjuvant (voir Figure 6.1b).

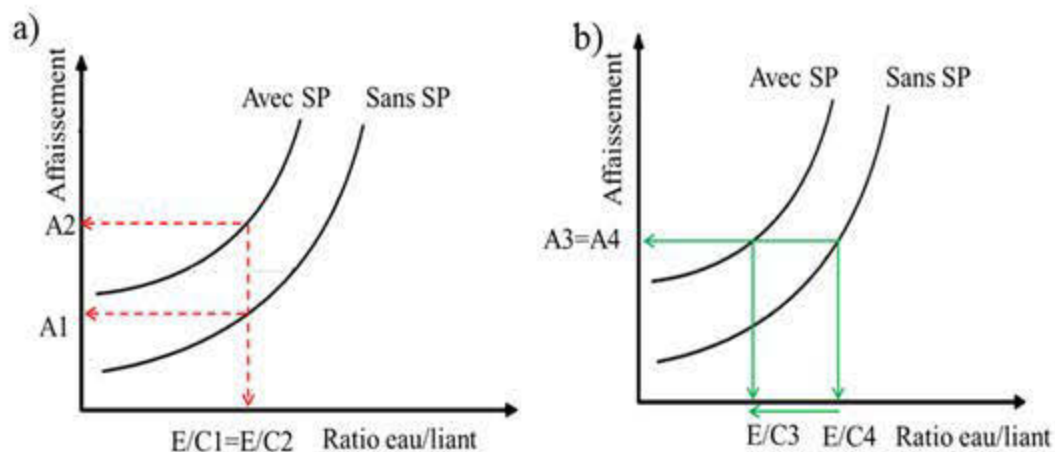


Figure 6.6 Principales approches d'utilisation des superplastifiants dans le béton : a) approche 1 avec  $E/C_1 = E/C_2$  mais  $A_2$  (avec SP)  $>$   $A_1$  (sans SP); b) approche 2 avec  $A_3$  (avec SP) =  $A_4$  (sans SP) pour  $E/C_3 < E/C_4$  (adapté de Greisser [2002]; Rixom, 1998).

Une réduction du ratio E/C peut être obtenue soit par une réduction de la quantité d'eau pour une quantité constante de liant ou une augmentation de la quantité de liant pour une même quantité d'eau. Comme illustré par la Figure 1.4 dans la section 1.3, toute réduction du ratio E/C se traduit par une augmentation de la résistance mécanique des bétons.

En s'inspirant de l'approche décrite par Rixom (1998), on peut définir des remblais équivalents sur le plan rhéologique (premier groupe) et sur le plan mécanique (deuxième groupe). Les mélanges des remblais équivalents sur le plan rhéologique comprennent tous les mélanges à des pourcentages de solides et de liant incorporant ou pas du superplastifiant à un dosage donné et présentant un affaissement identique. Les mélanges de remblais équivalents sur le plan mécanique, regroupent tous les remblais à des pourcentages de solides et de liant incorporant ou pas de superplastifiants dont les résistances à la compression (UCS) sont assez proches pour être considérées comme identiques. La Figure 6.7 donne une illustration de la notion théorique de mélanges équivalents.

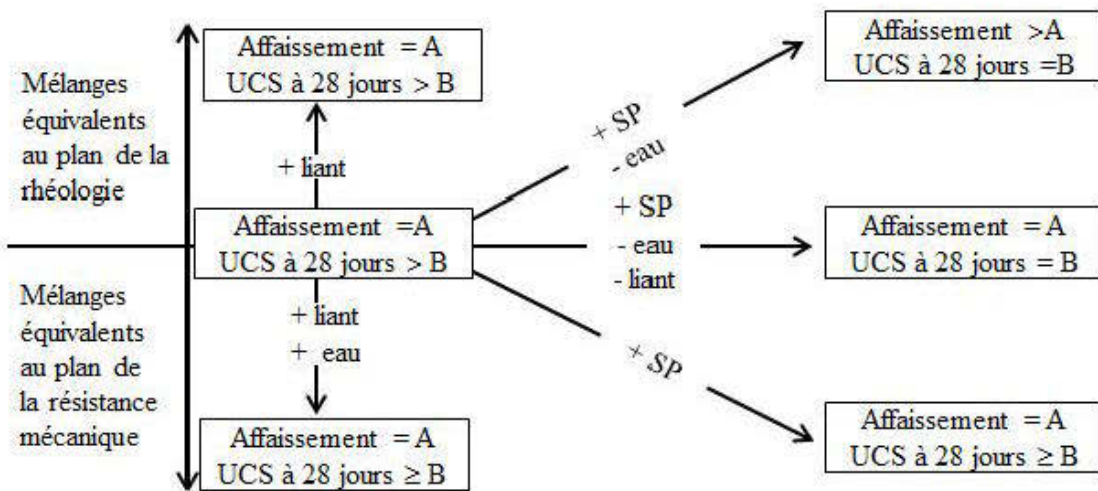


Figure 6.7 Illustration conceptuelle de la théorie de mélanges équivalents (adapté de Rixom [1998]).

Pour adapter cette théorie de mélanges équivalents dans le cas des remblais, on peut procéder tout d'abord à la définition d'un mélange de RPC de référence déterminé sur la base des critères de performances rhéologiques et mécaniques. Ce remblai de référence doit être adéquatement pompable à travers les pipelines et présenter une résistance à la compression suffisante pour jouer le rôle de support de terrain. En fait, ce remblai de référence doit respecter les critères de transport et de résistances mécaniques des remblais, couramment évoqués dans la littérature. Il s'agit respectivement d'un affaissement compris entre 152 et 254 mm (Landriault et al., 1997) ou un seuil de cisaillement entre 100 et 200 Pa (Addie, Whitlock et al. 2005) et d'un UCS de 1000 kPa à 28 jours de cure pour un pilier autoportant (Stone 1993, Li, Singh et al. 2002).

#### 6.3.1.2 Détermination et comparaison de l'énergie de pompage des remblais équivalents sur le plan rhéologique et son coût

L'énergie spécifique consommée (ESC) dans l'opération de pompage est donnée par l'équation 2.39 en fonction des pertes de charge linéaires  $j$  (voir équation 2.29). Le facteur de friction  $f$  est obtenu par l'équation 2.29, en utilisant les paramètres rhéologiques du RPC mesurés expérimentalement. Ces paramètres sont obtenus par ajustement des courbes d'écoulement des RPCs selon leur linéarité, soit avec le modèle rhéologique de Bingham, comme dans le chapitre 3, ou par le modèle de Herschel-Bulkley, tel qu'obtenu dans le chapitre 4. Dans l'équation 2.29, les nombres de Reynolds ( $Re$ ) et de Hedström ( $He$ ) sont calculés par les équations 2.31 et 2.32 respectivement, tandis que la vitesse d'écoulement est calculée en utilisant l'équation 2.30. Les équations 2.33 à 2.38 sont utilisées pour les calculs des différents paramètres nécessaires à la détermination des conditions d'écoulement.

À partir de l'énergie spécifique consommée ESC (en kWh/t/km) par le pompage des RPCs, il est possible d'évaluer le coût total de l'énergie de pompage ( $C_{EP}$ ) (\$US/m<sup>3</sup>) comme suit :

$$C_{EP} = ESC \times P_{u_E} \times \rho_{CPB} \times L \quad (6.1)$$

où ( $P_{u_E}$ ) est le coût unitaire d'énergie (\$US/m<sup>3</sup>),  $\rho_{CPB}$  est la masse volumique du remblai (en t/m<sup>3</sup>) et L (km) est la longueur totale de pompage.

Lorsque l'utilisation du superplastifiant est faite avec un dosage permettant le transport des RPCs par gravité, les coûts associés à l'énergie consommée pour l'opération de pompage  $C_{EP}$  deviennent nuls. Le coût d'acquisition des pompes et leur maintenance peuvent être alors comptabilisés comme des économies à prendre en compte dans l'analyse des coûts et bénéfices de la section 6.3.1.6.

### 6.3.1.3 Calcul de la quantité de liant économisée et son coût

Comme évoqué dans la section 2.5, le potentiel de réduction de la quantité de liant dans les RPCs avec superplastifiants constitue un aspect majeur qui motive leur utilisation dans le RPC. L'analyse des résultats rhéologiques et mécaniques des chapitres 4 et 5 à travers l'application de la théorie de RPC équivalent (section 6.1) indique une réduction effective du pourcentage de liant, sans compromettre les propriétés rhéologiques et mécaniques des RPCs avec superplastifiants comparées à celles du RPC de référence. Cette section a pour objectif d'établir des relations générales permettant de calculer la quantité de liant pouvant être effectivement économisée. Les relations développées pour les différents calculs sont établies à partir des paramètres de base des RPCs de référence et avec superplastifiants.

Les principaux paramètres de préparation des recettes de RPC sont la concentration massique de solide total  $C_w$  (équation 2.45), la concentration massique du liant  $B_w$

(équation 2.48), la teneur en eau massique finale du RPC ( $w$  = masse de l'eau/masse de solides secs) et les caractéristiques physiques, incluant la densité spécifique des grains solides des résidus ( $\rho_{s-T}$ ) et du liant ( $\rho_{s-B}$ ) et la masse volumique de l'eau  $\rho_w$  ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ).

Généralement, pour un volume de RPC connu, tel que celui requis pour remplir un chantier minier donné, les calculs se font sur une base massique. Pour un volume total de RPC  $V_{Tl}$ , la masse totale ( $M_{Tl}$ ) correspondante peut être obtenue par la relation 6.2.

$$M_{Tl} = \rho_{CPB} \times V_{Tl} \quad (6.2)$$

où  $\rho_{CPB}$  est la masse volumique du remblai.

Le remblai étant préparé en condition de saturation en eau, on peut calculer la masse volumique du remblai ( $\rho_{CPB}$ ) à partir des paramètres physiques de ses principaux constituants selon l'équation 6.3.

$$\rho_{CPB} = \frac{1}{\frac{C_w}{(1+B_w) \times \rho_{s-T}} + \frac{B_w \times C_w}{(1+B_w) \times \rho_{s-B}} + \frac{(1-C_w)}{\rho_w}} \quad (6.3)$$

La masse totale du RPC  $M_{Tl}$  est la somme des masses des différents constituants de la pâte, que sont les résidus miniers  $M_{dT}$ , le liant  $M_B$  et l'eau  $M_w$  (voir équation 6.4).

$$M_{Tl} = M_{dT} + M_B + M_w \quad (6.4)$$

Dans cette équation, la somme  $M_{dT} + M_B$  correspond à la masse de la phase solide  $M_s$  dans le remblai. En partant de l'équation 2.46 de la concentration en liant ( $B_w = M_B/M_{dT}$ ), on tire la masse des résidus secs en fonction du pourcentage de liant par la

relation  $M_{dT} = M_B/B_w$ . En utilisant les expressions de la teneur en eau massique du remblai  $w$  ( $w = M_w/M_S$ ) et de la concentration solide du remblai ( $C_w$ ) ( $C_w = M_S/M_{Tl}$ ) (éq. 2.43), il est possible d'obtenir la masse de liant ( $M_B$ ) en fonction de la masse totale du remblai ( $M_{Tl}$ ) (voir équation 6.8). En effet, on peut poser:

$$M_{Tl} = \left(\frac{M_B}{B_w}\right) + M_B + (1 - C_w) \times M_{Tl} = \left(\frac{1}{B_w} + 1\right) \times M_B + (1 - C_w) \times M_{Tl} \quad (6.5)$$

$$M_{Tl} - (1 - C_w) \times M_{Tl} = \left(\frac{1}{B_w} + 1\right) \times M_B \quad (6.6)$$

$$C_w \times M_{Tl} = \left(\frac{1}{B_w} + 1\right) \times M_B \quad (6.7)$$

La masse de liant  $M_B$  en fonction de la masse totale de remblai  $M_{Tl}$  peut être exprimée comme suit :

$$M_B = \frac{C_w \times M_{Tl}}{\left(\frac{1}{B_w} + 1\right)} = \left(\frac{B_w \times C_w}{1 + B_w}\right) \times M_{Tl} \quad (6.8)$$

En remplaçant  $M_{Tl}$  par son expression  $M_{Tl} = \rho_{CPB} \times V_{Tl}$  dans l'équation 6.8, la masse de liant  $M_B$  peut finalement être exprimée en fonction du volume totale du remblai ( $V_{Tl}$ ) et de la masse volumique du remblai ( $\rho_{CPB}$ ) à l'aide de la relation 6.9.

$$M_B = \left(\frac{B_w \times C_w}{1 + B_w}\right) \times \rho_{CPB} \times V_{Tl} \quad (6.9)$$

La masse de liant économisé ( $M_{B\_S}$ ) lorsque le SP est utilisé, peut être calculée selon l'équation 6.10.

$$M_{B\_S} = M_{B\_RE} - M_{B\_RA} \quad (6.10)$$

où  $M_{B\_RE}$  est la masse de liant dans le remblai de référence et  $M_{B\_RA}$  est la masse de liant dans le remblai avec adjuvant (SP).

En développant la relation 6.11, on obtient finalement la masse de liant économisée ( $M_{B\_S}$ ) en fonction de  $V_{TI}$ , telle que donnée par la relation 6.11.

$$M_{B\_S} = \left[ \left( \rho_{CPB\_RE} \times \frac{B_{w\_RE} \times C_{w\_RE}}{(1+B_{w\_RE})} \right) - \left( \rho_{CPB\_RA} \times \frac{B_{w\_RA} \times C_{w\_RA}}{(1+B_{w\_RA})} \right) \right] \times V_{TI} \quad (6.11)$$

où les indices RE et RA font respectivement référence au RPC de référence (RE) et au RPC avec adjuvant (RA).

On peut calculer le montant d'argent économisé ( $E_B$ ) sur la quantité de liant économisé en multipliant la masse de liant économisé  $M_{B\_S}$  par le prix unitaire massique du liant ( $P_{u\_B}$ ) (équation 6.12).

$$E_B = M_{B\_S} \times P_{u\_B} \quad (6.12)$$

#### 6.3.1.4 Calcul de la quantité d'eau économisée et son coût

La masse d'eau économisée ( $M_{w\_S}$ ) pour un volume total identique  $V_{TI}$  de remblai avec SP (RA) et du remblai de référence (RE) est donnée par l'équation 6.13.

$$M_{w\_S} = M_{w\_RE} - M_{w\_RA} \quad (6.13)$$

où  $M_{w\_RE}$  est la masse d'eau dans le remblai RE ( $M_{w\_RE} = (1 - C_{w\_RE}) \times \rho_{CPB\_RE} \times V_{TI}$ ) et  $M_{w\_RA}$  est la masse d'eau dans le remblai RA ( $M_{w\_RA} = (1 - C_{w\_RA}) \times \rho_{CPB\_RA} \times V_{TI}$ ). On obtient finalement la masse d'eau économisée à partir de l'équation 6.14.

$$M_{w\_S} = (\rho_{CPB\_RE} - \rho_{CPB\_RE} \times C_{w\_RE} - \rho_{CPB\_RA} + \rho_{CPC\_RA} \times C_{w\_RA}) \times V_{TI} \quad (6.14)$$



L'évaluation monétaire de l'économie ( $E_w$ ) réalisée sur la quantité d'eau  $M_{w\_s}$  peut être calculée en multipliant le volume d'eau épargnée par le prix unitaire ( $P_{u\_w}$ ) volumique de l'eau.

$$E_w = M_{w\_s} \times P_{u\_w} \quad (6.15)$$

### 6.3.1.5 Calcul de la quantité de résidus supplémentaires incorporés dans le remblai

Sur la base de l'équation 6.9, la masse de résidus secs dans le RPC peut être exprimée en fonction du volume total du remblai par la relation 6.16.

$$M_{dT} = \frac{M_B}{B_w} = \frac{C_w}{(1+B_w)} \times \rho_{CPB} \times V_{Tl} \quad (6.16)$$

La masse de résidus secs supplémentaires ( $M_{dT\_sup}$ ) pouvant être incorporés dans les remblais grâce à l'utilisation de superplastifiant est obtenue par la relation 6.17 :

$$M_{dT\_sup} = M_{dT\_RA} - M_{dT\_RE} \quad (6.17)$$

Finalement, l'on obtient :

$$M_{dT\_sup} = \left[ \left( \frac{\rho_{CPB\_RA} \times C_{w\_RA}}{(1+B_{w\_RA})} \right) - \left( \frac{\rho_{CPB\_RE} \times C_{w\_RE}}{(1+B_{w\_RE})} \right) \right] \times V_{Tl} \quad (6.18)$$

L'équation 6.18 utilisée pour le calcul de la masse sèche de résidus supplémentaires ne tient pas compte de l'effet de la consolidation gravitaire du remblai une fois en place. En réalité, cette masse sera influencée par l'indice des vides final après consolidation des remblais. Ainsi, plusieurs situations peuvent être envisagées selon l'évolution du drainage et de la consolidation des remblais après leur dépôt sous terre. En considérant le cas d'un drainage élevé au niveau du remblai de référence entraînant un indice des vides après consolidation identique à celui du remblai avec

superplastifiant, cette masse de résidus secs supplémentaires ( $M_{dT\_sup}$ ) peut être insignifiante voire nulle.

L'évaluation du montant d'argent  $E_{dT\_sup}$  pouvant être économisé grâce à l'incorporation d'une quantité supplémentaire de résidus secs dans les remblais est plus complexe, car elle dépend en grande partie de la méthode envisagée pour la restauration du site à la fermeture de la mine et des coûts de gestion des résidus à la surface. Plusieurs scénarios de restauration existent et les coûts de restauration sont variables d'une méthode à une autre selon les conditions du site, les caractéristiques des résidus, etc. Un effet direct de la possibilité d'incorporer une plus grande quantité de résidus secs dans la recette de remblai est la réduction de la taille du parc à résidus. Dans les situations où la quantité des résidus à entreposer en surface est une problématique majeure, le potentiel d'augmenter la quantité de résidus dans les remblais à l'aide des SPs peut constituer une option à analyser.

#### 6.3.1.6 Analyse des coûts et bénéfices

La dernière étape est consacrée à l'analyse des coûts et bénéfices potentiels associés à l'utilisation des superplastifiants dans la recette de RPC. Dans le cas où les coûts de pompage pour les remblais équivalents (RA) du point de vue réologique sont identiques à ceux du remblai de référence (RE), cette analyse consiste à calculer l'économie totale ( $E_{TI}$ ) réalisable en intégrant l'ensemble des montants d'argent économisés en lien avec l'utilisation des SP et à les comparer avec les coûts d'achat des superplastifiant pour le dosage en superplastifiant des remblais équivalents.

L'économie totale ( $E_{TI}$ ) réalisable en lien avec l'utilisation des SP dans le RPC est donné par:

$$E_{TI} = E_B + E_w + E_{dT\_sup} \quad (6.19)$$

Le volume de SP à l'état liquide incorporé dans un volume de remblai  $V_{T1}$  peut être donnée par :

$$V_{T\_SP} = \frac{\chi_T \times C_{w\_RA} \times \rho_{CPB\_RA} \times V_{T1}}{\rho_{SP} \times C_{w\_SP}} \quad (6.20)$$

où  $\chi_T$  est le dosage de l'adjuvant (SP) par rapport à la masse sèche des résidus (voir éq. 2.47) et  $\rho_{SP}$  est la masse volumique du SP.

Le coût total associé à l'achat des superplastifiants ( $C_{T\_SP}$ ) peut alors être calculé comme suit (équation 6.21).

$$C_{T\_SP} = \frac{\chi_T \times C_{w\_RA} \times \rho_{CPB\_RA} \times V_{T1}}{\rho_{SP} \times C_{w\_SP}} \times P_{u\_SP} \quad (6.21)$$

où  $P_{u\_SP}$  (\$/L) est le prix du superplastifiant sous forme liquide par unité de volume.

Le bilan des coûts ( $\Delta C$ ) peut être exprimé par la relation suivante:

$$\Delta C = E_{T1} - C_{T\_SP} \quad (6.22)$$

Si le bilan  $\Delta C$  est positif alors l'utilisation du superplastifiant est bénéfique. Dans le cas contraire, c'est à dire lorsque  $\Delta C$  est négatif cela signifie que l'utilisation des SPs n'est pas avantageuse.

### 6.3.2 Analyse économique appliquée aux RPCs étudiés

La méthodologie décrite à la section 6.3.1 a été appliquée aux résultats obtenus dans le cadre de cette étude avec les résidus T1 et est présentée dans les points ci-dessus.

### 6.3.2.1 Identification du remblai de référence et des remblais équivalents

Afin d'appliquer la théorie de remblais équivalents dans notre étude, la recette de remblai à 75% solide sans superplastifiant a été prise comme référence, car présentant des paramètres de transport proches des intervalles d'affaissement proposés par la littérature, comme indiqué sur la Figure 5.7. Une fois ce remblai de référence identifié, on peut procéder à l'identification des remblais ayant des pourcentages de solides plus élevés, mais rhéologiquement équivalents à ce remblai de référence. Pour ce faire, les affaissements des remblais à 80% solide et 4,5% de liant S-GU incorporant des dosages croissants de 0,09%, 0,121% et 0,153% de superplastifiants PC ont été comparés avec l'affaissement de ce remblai de référence (voir Figure 4.7). À travers la Figure 5.7, on constate que le dosage de  $\chi_T$  de 0,121% correspond au dosage de PC qui permet d'obtenir un remblai à 80% de solide, dont le comportement rhéologique est proche du remblai de référence au niveau de l'affaissement (168 mm) et du seuil de cisaillement (149 Pa). Les remblais à 80% solide avec 3,5% de liant S-GU et incorporant  $\chi_T$  de 0,121% présentent des UCS comparables à celui du remblai de référence (RE) (voir Figure 5.16). Ils sont alors équivalents au point de vue mécanique. Sur le plan rhéologique, les remblais équivalents avec  $C_w$  de 80% solide et  $B_w$  de 4,5% et 6% S-GU et incorporant  $\chi_T$  de 0,121% présentent des résistances à la compression nettement plus élevées que celles obtenues pour le remblai de référence (voir Figure 5.15). La Figure 6.8 résume l'application de la théorie de remblai équivalent aux mélanges de remblais étudiés.

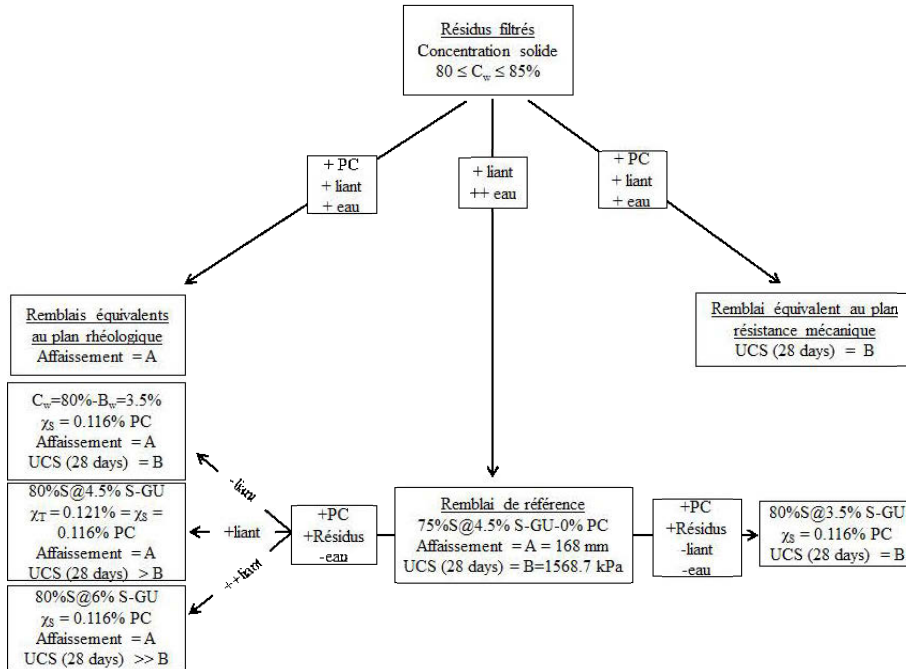


Figure 6.8 Remblais équivalents au point de vue de la rhéologie et de la résistance à la compression selon l'application de la théorie d'équivalence.

### 6.3.2.2 Évaluation comparative des pertes de charge de remblais équivalents avec celles du remblai de référence

Considérons une mine qui utiliserait un volume annuel de 500 000 m<sup>3</sup> de remblai faits avec les résidus T1 étudiés dans cette recherche. Cela nécessiterait un débit volumique de remblai moyen de 103 m<sup>3</sup>/h (soit 0,03 m<sup>3</sup>/s) pour environ 203 jours de remblayage. Pour un transport sur une distance horizontale L de 1 km, les pertes de charge ont été calculées en considérant deux diamètres de pipeline de 152,4 mm (6 pouces) et de 203,2 mm (8 pouces). En utilisant les paramètres rhéologiques donnés dans le Tableau 6.6, les pertes de charge obtenues sont présentées sur la Figure 6.4. L'Annexe D présente les tableaux des différents paramètres utilisés dans le calcul des pertes de charges et les résultats obtenus.

Tableau 6.6 Paramètres rhéologiques du remblai de référence et des RPCs équivalents utilisés par les calculs des pertes de charge

Recettes de remblais	$C_w$	$B_w$	$\chi\pi$	$\omega_{HB}$	$K$	$n$	SE
	(%)	(%)	(%)	(Pa)	(Pa.s <sup>n</sup> )	(-)	(%)
Référence	75	4,5	0	147,6	2,20	1,13	1,81
Remblai équivalent RA-PC1	80	3,5	0,121%	158,7	3,89	1,19	8,27
Remblai équivalent RA-PC2	80	3,5	0,121%	164,3	3,12	1,17	2,85
Remblai équivalent RA-PC3	80	3,5	0,121%	149,4	5,04	0,99	6,61

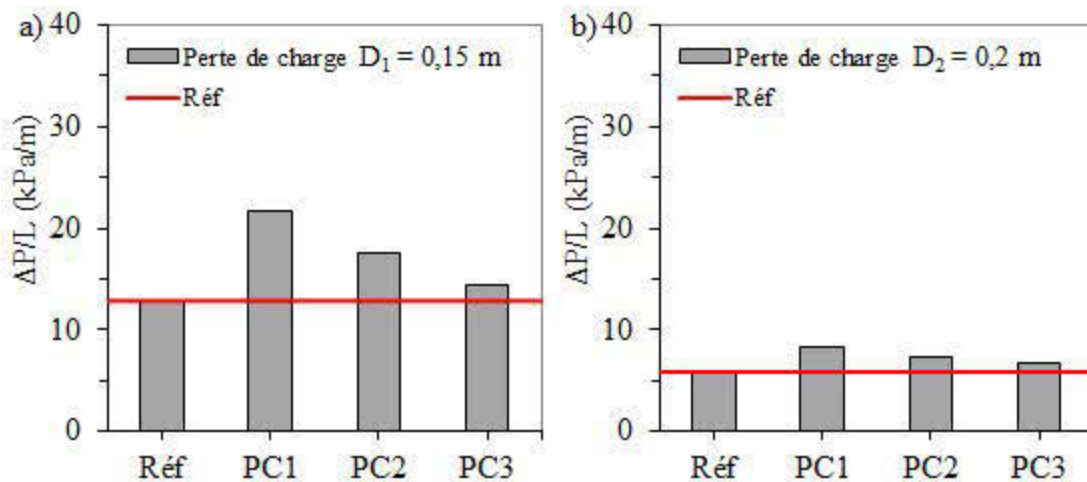


Figure 6.9 Comparaison des pertes de charges du remblai de référence et des remblais équivalents avec superplastifiant a) pour un diamètre  $D_1 = 0,152$  m (6 pouces) et b) pour un diamètre  $D_2 = 0,203$  m (8 pouces).

En considérant le tarif L de Hydro-Québec applicable à la clientèle industrielle utilisant de grande puissance (consommation  $\geq 5000$  KW/an) comme les mines, le prix unitaire d'énergie ( $P_{u,E}$ ) est de 0,036 CAD\$/KWh soit environ 0,028 \$US par kWh (Hydro-Québec 2016). L'énergie spécifique de pompage et les coûts correspondant pour un volume de 1 m<sup>3</sup> du RPC de référence et des remblais équivalents sont présentés dans le Tableau 6.7. Il ressort de la Figure 6.4 et du

Tableau 6.8 que le remblai équivalent avec le dosage de 0,121% de PC1 donne des valeurs des énergies spécifiques (SEC) de 1,42 et 0,55 Kwh/t/km pour D1 et D2 respectivement, Ces valeurs sont légèrement supérieures aux valeurs obtenues avec le remblai de référence, soit 1,05 et 0,48 pour D1 et D2. Le remblai équivalent avec le dosage de 0,121% de PC2 a donné une valeur de l'énergie spécifique (SEC) de 1,16 Kwh/t/km avec le diamètre D1, ce qui est légèrement supérieure à celle du remblai de référence. Mais avec le diamètre D2, le SECs, de 0,49 Kwh/t/km est assez comparable à celle du remblai de référence (0,48 Kwh/t/km). Par contre, le remblai équivalent avec le dosage de 0,121% de PC3 induit des valeurs de pertes de charge et d'énergie de pompage inférieures à celles du remblai de référence. Les coûts associés au pompage de ces RPCs suivent les mêmes tendances que les ESCs.

Tableau 6.8 Valeurs de ESC et les coûts d'énergie de pompage pour 1 m<sup>3</sup> des remblais de référence et équivalents

	Référence		PC1		PC2		PC3	
	D1	D2	D1	D2	D1	D2	D1	D2
ESC (Kwh/t/km)	1,05	0,48	1,42	0,55	1,16	0,49	0,95	0,44
C <sub>EP</sub> (\$US/m <sup>3</sup> )	0,030	0,014	0,040	0,015	0,032	0,014	0,027	0,012

### 6.3.2.3 Résultats de l'analyse des coûts

Le Tableau 6.8 présente l'ensemble des paramètres physiques des différents constituants des remblais, nécessaires aux différents calculs pour l'analyse économique-environnementale telle que décrite plus haut. Ces paramètres incluent les propriétés physiques des constituants du remblai à savoir les densités relatives des grains solides des résidus ( $G_{s-T}$ ), du liant GU ( $G_{s-GU}$ ), du liant laitier ( $G_{s-SI}$ ) du remblai

( $G_{s-CPB}$ ), de la masse volumique de l'eau ( $\rho_w$ ) et du remblai ( $\rho_{CPB}$ ). Il y a aussi les paramètres physiques des superplastifiants qui sont la concentration massique solide ( $C_{w-SP}$ ), la teneur en eau ( $w_{SP}$ ), la densité relative de la phase solide ( $G_{s-SP}$ ) et la masse volumique ( $\rho_{SP}$ ).

Tableau 6.8 Principaux paramètres physiques des remblais et superplastifiants nécessaires pour les calculs requis pour l'analyse des coûts associés à l'utilisation des SPs dans les recettes de RPC

	RPCs	Référence	RPCs équivalents		
		RE	RA-PC1	RA-PC2	RA-PC3
Paramètres physiques fixes des constituants des remblais	$G_{s-T}$ (-)	3,42	3,42	3,42	3,42
	$G_{s-GU}$ (-)	3,15	3,15	3,15	3,15
	$G_{s-SI}$ (-)	2,94	2,94	2,94	2,94
	$G_{s-B}$ (-)	2,98	2,98	2,98	2,98
	$G_{s-CPB}$ (-)	3,403	3,403	3,403	3,403
	$\rho_w$ (kg/m <sup>3</sup> )	1000	1000	1000	1000
	$\rho_{CPB}$ (kg/m <sup>3</sup> )	2124,5	2298,4	2298,4	2298,4
Paramètres physiques fixes des superplastifiants	$C_{w-SP}$	-	0,31	0,46	0,4
	$w_{SP}$ (-)	-	2,23	1,17	1,50
	$G_{s-SP}$ (-)	-	1,07	1,1	1,1
	$\rho_{SP}$ (kg/L)	-	1,02	1,04	1,04

Les paramètres du Tableau 6.8 permettent de calculer la quantité de liant et d'eau économisée, la quantité de résidus supplémentaires incorporés dans les remblais et la quantité de SPs utilisée ainsi que les coûts associés (voir section 6.3.1). Ces calculs sont faits dans les cas de l'utilisation des dosages de SPs permettant le transport du remblai facilement par pompage ( $\chi_T = 0,121\%$ ) et par gravité ( $\chi_T = 0,135\%$ ) et présentés dans le Tableau 6.9. Les prix unitaires actuels tels que donnés par les compagnies de production des PCs étudiés, pour l'achat d'un volume supérieur à 100



000 L/an, sont de 3,9 \$US/L pour PC1 et PC2 et de 3,7 \$US/L pour PC3. Comme on peut le voir dans le Tableau 6.10, les SPs à ces prix, induisent des coûts supplémentaires très élevés dans le remblayage en pâte cimenté. En effet, pour une utilisation au dosage optimal  $\chi_T$  de 0,121% de PC, pour un volume d'1 m<sup>3</sup> de remblai avec SP, les coûts d'achat de PC1, PC2 et PC3 sont de 26, 17 et 19 \$US respectivement. Par contre, l'utilisation de SP dans les conditions de mélange à 80% de solide n'a permis de réduire le pourcentage de liant que de 1%. En considérant un prix unitaire par tonne de liant de 200 \$US/tonne pour le ciment GU (Koohestani, Belem et al. 2016), cette réduction en liant de 1% représente un montant d'économie en argent sur le liant de 1,3 \$US. De ce fait, l'économie réalisée sur la réduction de liant ne peuvent compenser les coûts liés à l'usage des SPs. À titre d'indication, les superplastifiants ne deviendront compétitif avec le liant qu'au prix unitaire de 0,19, 0,29 et 0,25 \$US/L pour PC1, PC2 et PC3 respectivement. En évaluant le coût par kPa, comme réalisé par Weatherwax et al. (2010), on obtient 0,010 \$US/kPa pour le remblai de référence et 0,025, 0,021 et 0,022 \$US pour les remblais équivalent incorporant PC1, PC2 et PC3 respectivement. Par ailleurs, en termes d'avantage environnemental, le remblai à 80% de solide aurait permis d'économiser un volume d'eau de 71,5 L par m<sup>3</sup> et d'utiliser une quantité supplémentaire de résidus miniers secs de plus de 250 kg par m<sup>3</sup> de remblai, soit une augmentation de 16% par rapport à la masse de résidus secs du remblai de référence.

Tableau 6.9 Récapitulatif des calculs pour l'analyse des coûts associés à l'utilisation des SPs dans les recettes de RPC (pour un volume de 1 m<sup>3</sup> de RPC)

Paramètres		Référence	RPCs équivalents			RPCs-Gravité		
		RE	RA-PC1	RA-PC2	RA-PC3	RA-PC1	RA-PC2	RA-PC3
Paramètres variables du RPC	V <sub>Tl</sub> (m <sup>3</sup> )	1	1	1	1	1	1	1
	M <sub>Tl</sub> (kg)	2124	2298	2298	2298	2298	2298	2298
	C <sub>w</sub> (-)	0,75	0,80	0,80	0,80	0,80	0,80	0,80
	B <sub>w</sub> (-)	0,045	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035
	M <sub>T</sub> (kg)	1524,7	1776,5	1776,5	1776,5	1776,5	1776,5	1776,5
	M <sub>B</sub> (kg)	68,6	62,1	62,1	62,1	62,1	62,1	62,1
	M <sub>S</sub> (kg)	1593,3	1838,7	1838,7	1838,7	1838,7	1838,7	1838,7
	M <sub>w</sub> (kg)	531,1	459,6	459,6	459,6	459,6	459,6	459,6
Paramètres variables du SP	χ <sub>T</sub> (%)	0	0,121%	0,121	0,121	0,135	0,135	0,135
	M <sub>d-SP</sub> (kg)	0	2,13	2,13	2,13	2,48	2,48	2,48
	M <sub>w-SP</sub> (kg)	0	4,75	2,50	3,20	5,53	2,91	3,72
	M <sub>T-SP</sub> (kg)	0	6,88	4,64	5,33	8,01	5,40	6,21
	V <sub>T-SP</sub> (L)	0	6,74	4,44	5,14	7,84	5,17	5,98
Paramètres d'analyse des coûts	M <sub>B_s</sub> (kg)	0	6,4	6,4	6,4	6,4	6,4	6,4
	P <sub>u_B</sub> (\$US/kg)	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
	C <sub>B</sub> (\$US)	13,7	12,4	12,4	12,4	12,4	12,4	12,4
	E <sub>B</sub> (\$US)	0	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3
	P <sub>u-SP</sub> (\$US/L)		3,9	3,9	3,71	3,9	3,9	3,705
	C <sub>T-SP</sub> (\$US)	0	26,3	17,3	19,0	30,6	20,2	22,2
	P <sub>u_E</sub> (\$US/kWh)	0,028	0,028	0,028	0,028	0,028	0,028	0,028
	C <sub>EP</sub> (\$US/m <sup>3</sup> )	2,2	3,3	2,7	2,2	0	0	0
	M <sub>w_s</sub> (kg)	0	71,5	71,5	71,5	71,5	71,5	71,5
	M <sub>dT-sup</sub> (kg)	0	251,8	251,8	251,8	251,8	251,8	251,8
	C <sub>Tl</sub> (\$US)	16,0	42,0	32,4	33,6	43,0	32,6	34,6
	E <sub>Tl</sub> (\$US)	0	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3
	ΔC Bilan coût (\$US)	0	26,0	16,5	17,7	27,1	16,6	18,6
	Coûts/kPa (\$US)	0,010	0,025	0,021	0,022	0,026	0,021	0,022



## CHAPITRE VII

### CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

#### 7.1 Sommaire

Le remplissage des chantiers ouverts dans les exploitations minières souterraines par les diverses techniques de remblayage minier revêt plusieurs vocations, dont les principales sont la stabilisation des terrains et la réduction de la quantité de résidus miniers à stocker en surface. En effet, la mise en œuvre de la technique de remblayage répond le plus souvent à un besoin de sécuriser les opérations d'exploitation et d'augmenter ainsi la productivité de la mine par la récupération des piliers primaires. Par ailleurs, il ressort qu'un des principaux avantages au plan environnemental du remblayage minier en pâte cimenté est la possibilité qu'il offre de réduire les résidus entreposés en surface en retournant sous terre et de manière sécuritaire une partie appréciable (jusqu'à 50%) de résidus miniers problématiques. Dans le processus de l'opération de remblayage, l'étape d'épaississage et de filtration des résidus est indispensable pour obtenir les résidus filtrés très concentrés qui serviront à la fabrication des remblais. Par contre, dans la pratique, toute optimisation de recette de remblai se fait sous la contrainte des critères de transport le plus souvent évalués par la mesure de l'affaissement et quelquefois, si possible, par les mesures rhéologiques. En outre, il est admis que l'écoulement des remblais obéit à un comportement rhéologique viscoplastique caractérisé par l'existence d'un seuil de contrainte obtenu par ajustement des rhéogrammes de remblais avec des modèles

rhéologiques dont les plus couramment utilisés sont les modèles de Herschel-Bulkley, de Bingham et de Casson.

L'utilisation des superplastifiants (SPs) dans les remblais par leur action de dispersion des particules peut constituer une alternative intéressante pour concilier à la fois la nécessité d'avoir un remblai transportable et ayant un pourcentage solide élevé. Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse visaient à évaluer la capacité des SPs à améliorer les performances rhéologiques et mécaniques des remblais notamment les conditions de leur utilisation adéquate pour tirer le meilleur parti de leur effet de dispersant et d'évaluer les avantages potentiels de son utilisation. Les points ci dessous donnent les principales conclusions pour les principaux objectifs de de l'étude.

## 7.2 Chapitre 3

Le premier article scientifique faisant l'objet du chapitre 3 s'est intéressé spécifiquement à la méthodologie générale applicable à l'utilisation des SPs dans les remblais. En l'absence de méthodes standardisées sur l'utilisation des SPs dans le remblai, certains aspects particuliers, comme la méthode de calcul des dosages de SP et l'influence de la méthode d'ajout des SPs pour optimiser leur performance ont d'abord été évaluées et fixées. En combinant les outils empiriques, comme le test d'affaissement au cône d'Abrams, le mini V-funnel et les mesures rhéologiques, la compatibilité entre le SP et le remblai a pu être évaluée et analysée selon les pratiques suggérées par la littérature. Bien que l'évaluation de la compatibilité remblai-SP ait utilisé le pourcentage de 76% solide pour permettre un écoulement aisé à travers le V-funnel, ce qui peut être jugé faible dans une perspective d'utilisation des SPs, les pourcentages solides de 78% et 80% ont également été utilisés. Les résultats obtenus avec les différents pourcentages solides ont permis d'établir un diagramme indiquant les dosages de SPs compatibles avec un transport adéquat des remblais selon leur

concentration solide. Une relation linéaire entre le seuil de cisaillement et les affaissements des remblais incorporant du SP a également été présentée.

### 7.3 Chapitre 4

Dans le domaine du transport du remblai, le comportement rhéologique des remblais a souvent été modélisé par le modèle de Bingham comme utilisé dans le chapitre 3. Cependant, en raison d'un comportement rhéoépaississant prononcé obtenu avec les remblais à 80% solide sans SPs, le chapitre 4 a approfondi l'analyse des propriétés rhéologiques des remblais avec SPs. Pour cette étude, la variation des différents paramètres rhéologiques du modèle de Herschel-Bulkley, à savoir le seuil de cisaillement ( $\tau_0$ ), l'index ( $n$ ) et la consistance ( $K$ ), a été analysée sous l'influence des facteurs comme le dosage du SP, le type de SP, la méthode d'ajout du SP, le pourcentage et le type de liant utilisé, l'effet de l'âge et les caractéristiques de résidus. Les ajustements des courbes d'écoulement et de viscosité sont répertoriés dans l'Annexe B. Les remblais incorporaient plusieurs types de SPs, dont des polycarboxylates (PC1, PC2, PC3, PC4, PC5 et PC6) et des SPs de types PNS et PMS, pour des fins de comparaison des performances. De plus, l'analyse de la méthode d'addition des SPs a été poussée plus loin par l'évaluation de l'ajout différé de SP à 3, 10 et 30 minutes. De cette analyse, il ressort que le seuil de cisaillement et l'index ( $n$ ) diminuent avec l'augmentation des dosages de SP, tandis que la consistance ( $K$ ) a tendance à augmenter. En se basant sur l'évolution du paramètre index ( $n$ ), il a été constaté que l'augmentation des dosages de SP entraînait le passage d'un comportement rhéoépaississant ( $n > 1$ ) vers un comportement rhéofluidifiant ( $n < 1$ ) en passant par un comportement binghamien ( $n = 1$ ). Aussi, dans le cadre de l'utilisation de SP dans les remblais concentrés, cette étude suggère de considérer comme dosage optimal, le dosage permettant d'obtenir un comportement plus ou moins binghamien car le remblai sera moins influencé par le cisaillement durant le transport et demeurera stable et homogène. Par contre, lorsque le comportement est rhéoépaississant, des risques de bouchons de pipelines sont plus importants tandis que

le comportement rhéofluidifiant peut être source d'instabilités dans le matériau. En comparant les performances des SPs utilisés, les polycarboxylates (PC1, PC2, PC3, PC4, PC5 et PC6) ont donné les meilleures réductions du seuil de cisaillement et de l'indice d'écoulement, suivi du PNS et enfin du PMS. Ce dernier superplastifiant n'a pas permis d'obtenir une amélioration appréciable des paramètres rhéologiques même à des dosages assez élevés de l'ordre de  $\chi_T$  de 0,45%. Les performances rhéologiques des remblais, à différents pourcentages de liant incorporant le même dosage de SPs, sont assez comparables, avec une légère tendance à diminuer avec le pourcentage de liant. Quant aux résidus épaissis incorporant du superplastifiant, le PC1 et le PC3 ont donné de meilleurs résultats que le PC2, bien que leur performance soit comparable au niveau des remblais. Le PC2 est moins bien adsorbé sur les particules de résidus épaissis que dans le remblai. La consistance K a été corrélée avec l'index n par une relation linéaire semi-logarithmique, avec un coefficient de corrélation  $R^2$  de 0,92.

#### 7.4 Chapitre 5

Le chapitre 5 a porté sur l'évaluation des potentiels gains en résistance à la compression des remblais suite à l'utilisation des SPs dans leur recette. Il ressort des résultats que les remblais à 80% de solides et 4,5% de liant S-GU et incorporant des dosages  $\chi_T$  de 0,09, 0,121, 0,135 et 0,153% de PC1, PC2, et PC3 présentaient de meilleures performances mécaniques comparés au remblai témoin (même pourcentage de solide et de liant mais sans superplastifiant). Le gain en résistance semble se stabiliser autour d'un dosage optimal de 0,121% permettant d'obtenir un affaissement compatible avec le pompage adéquat des remblais. Pour les dosages supérieurs au dosage de 0,121%, l'ajout de quantité supplémentaire de SP entraîne peu ou pas de gain supplémentaire en résistance bien que l'affaissement augmentait. L'utilisation de ce dosage optimal dans les remblais faits avec du liant GU seul n'a entraîné que de faibles gains de résistance entre les remblais avec SP comparés au

remblai témoin. Les résistances mécaniques développées par les remblais à 80% solide et 4,5% de liant S-GU et incorporant 0,121% de SPs (PC1, PC2, PC3, PC4, PNS et PMS), à 28 jours, étaient comparables bien que les affaissements obtenus avec les SPs de types PNS et PMS étaient en dessous des critères de transport. Pour un dosage identique de PC, le gain en résistance augmente avec le pourcentage de liant. Ce chapitre a procédé à une analyse comparative des propriétés mécaniques d'un remblai à 75% solide sans superplastifiant, considéré comme remblai de référence et des remblais à 80% de solide et incorporant un dosage permettant d'obtenir des propriétés rhéologiques similaires à celles du remblai de référence. De cette comparaison, on retient que les résistances à la compression du remblai de référence étaient assez proche de celles des remblais à 80% solide avec 3,5% de liant S-GU soit une réduction possible de 1%. Ce chapitre a mis en exergue l'ordre de grandeur des gains de résistance à la compression pouvant être obtenus grâce à la fois à l'augmentation du pourcentage solide et à l'utilisation du SP dans les recettes de RPCs.

## 7.5 Chapitre 6

Ce chapitre a discuté certains résultats des essais rhéologiques réalisés dans le cadre de cette étude. Au regard de la sensibilité des essais rhéologiques à un certain nombre de facteurs inhérents à la fois à la complexité du comportement des matériaux et aux spécificités des appareils et méthodes de mesure des paramètres rhéologiques, une confrontation de quelques résultats obtenus sur les deux rhéomètres utilisés dans cette étude (le Con tec et le AR2000) a été effectuée. Il ressort de la comparaison que les résultats obtenus sur les rhéomètres Con tec et AR 2000 sont dans une marge d'erreur acceptable de 2,5% pour le seuil de cisaillement. Par ailleurs, l'influence de la méthode de cisaillement, notamment le taux de cisaillement maximal appliqué durant la mesure, affecte davantage la viscosité plastique que le seuil de cisaillement.



Un des aspects importants en lien avec la performance des SPs est leur aptitude à être adsorbés sur les particules solides des suspensions et leur mécanisme de dispersion. Cet aspect a été analysé à travers la mesure du potentiel zêta des suspensions de remblais incorporant du SP. La méthodologie de mesure ainsi que les résultats obtenus ont été exposés dans le chapitre 6. Le potentiel Zêta des suspensions a montré des valeurs faibles pour les SPs de types PMS et PNS comparativement aux valeurs obtenues avec les SPs de type polycarboxylate. En prenant en compte les meilleures performances des SPs de type PC et leurs valeurs relativement élevées de potentiels zêta comparativement aux SPs de types PMS et PNS, on peut conclure que leur mécanisme d'action n'est pas de type repulsion électrostatique mais plutôt par effet stérique tel que évoqué dans la littérature. L'influence du pH des remblais sur la performance des SPs a également été partiellement observée à travers l'analyse comparative de l'efficacité des SPs dans les résidus épaissis à pH acide ( $\text{pH} = 4,56$ ) et dans les remblais dont le pH est nettement basique ( $\text{pH} > 11$ ) suite à l'ajout du liant. Selon les résultats, le PC2 semble plus sensible au pH des remblais tandis que l'efficacité du PC3 est peu affecté par le PH au regard de ses performance quasi identiques dans les résidus acide que dans le remblai basique. Quant au PC1, il présente un comportement intermédiaire.

Un des objectifs de cette recherche était d'établir une estimation des coûts et des retombées environnementales associées à l'utilisation des SPs dans les RPCs, afin de confirmer ou d'infirmer l'hypothèse selon laquelle les SPs induiraient des coûts supplémentaires aux opérations de remblayage. Ce chapitre de l'étude a approfondi l'analyse des coûts et bénéfices liés à l'utilisation des SPs, en proposant une procédure permettant de statuer de potentiels avantages ou non de l'usage de SPs dans un système de remblayage donné. En effet, la procédure consiste à définir, dans un premier temps, un remblai de référence sans SP et répondant à la fois aux critères de transport et de résistance mécanique. Dans un second temps, en appliquant la théorie de remblai équivalent, on détermine les remblais incorporant le dosage

optimal en SP permettant d'obtenir des performances rhéologiques et mécaniques similaires à celles du remblai de référence. À partir de cette comparaison, on peut calculer un ensemble de paramètres incluant, la quantité de liant et d'eau pouvant être économisée et leurs coûts de même que la quantité de résidus supplémentaires pouvant être ajoutée à la recette de référence lorsque le SP est utilisé. La procédure a été appliquée aux données expérimentales de cette étude. Les résultats montrent que dans notre cas, l'utilisation des SPs induisait des coûts assez élevés, de sorte que la quantité de liant économisée ne permettait pas de compenser le coût d'achat des SPs au dosage optimal et au prix unitaire actuel pratiqué sur le marché pour les différents SPs étudiés. Sur le plan de l'environnement, l'économie en eau et l'augmentation de la quantité de résidus pouvant être enfouis ont été évalués. Cependant, l'évaluation des coûts liés à la quantité de résidus supplémentaires n'a pas été prise en compte dans l'analyse des coûts et bénéfices car ces coûts sont fonction des scénarios de restauration de sites. Cet aspect peut constituer un élément essentiel et déterminant dans l'adoption de SP dans la pratique du remblayage. L'objectif d'évaluation des implications économiques et environnementales des SPs a été plus ou moins atteint et l'hypothèse d'ajout de coûts supplémentaires a été confirmée pour notre cas d'étude. Cette analyse des coûts est essentielle dans l'adoption de SP dans la pratique du remblayage et constitue une contribution majeure de la thèse.

#### 7.6 Dernières remarques, recommandations et perspectives

La fonction première des superplastifiants demeure l'amélioration des propriétés rhéologiques des matériaux cimentaires en dispersant leurs particules et libérant ainsi l'eau interstitielle afin qu'elle participe à la fluidification du mélange. Ce processus de dispersion permet une meilleure hydratation des liants, qui se traduit par une amélioration de la résistance mécanique desdits matériaux. Les SPs ne présentent donc pas de propriétés de liant proprement dites. De ce point de vue, plus la quantité

de liant est élevée, plus le taux d'hydratation de liant sera élevé à la suite de l'ajout de SP. Les recommandations suivantes peuvent être formulées pour tirer le meilleur bénéfice de l'utilisation des SPs dans les remblais.

- Le temps d'addition retardé de quelques minutes (entre 3 et 10 minutes) permet d'obtenir de meilleures performances rhéologiques sans affecter les performances mécaniques. Dans la mesure du possible, cette méthode d'addition doit être privilégiée.
- Opter pour un superplastifiant dont le pourcentage en extrait sec n'est pas très faible, ni très élevé. Un pourcentage en extrait sec autour de 40% est adéquat en ce sens qu'il diffuse plus rapidement dans les remblais ayant des concentrations solides élevées.
- Prolonger le temps de malaxage des remblais avec superplastifiant pour faciliter l'adsorption des SPs.
- Un affaissement légèrement plus faible que celui recommandé peut être adopté en raison, d'une part de l'effet de réduction des paramètres rhéologiques par le cisaillement dans les pipelines durant le transport et, d'autre part, à l'effet progressif de l'action des SPs à cause de la cinétique d'action de certains SPs dans les remblais à forts pourcentages de solides.
- Le recours aux SPs pourra être envisageable dans les cas de remblayage nécessitant un pourcentage très élevé en liant pour atteindre les exigences au point de vue résistance mécanique.
- Un des avantages des équations développées dans la section 6.3 est qu'elles sont basées sur les paramètres de base des constituants du remblai comme les densités relatives des grains solides des résidus et du liant, la masse volumique des remblais etc. Ainsi, on peut effectuer des calculs en fixant des niveaux de pourcentage solide et de dosages de SP pour lesquels l'utilisation de SP pourrait être avantageuse avant de réaliser les essais pour fin de confirmation ou d'infirmité de l'atteinte des critères préalablement fixés.

Cela permet de réduire le nombre d'essais nécessaires pour évaluer la performance des SPs. À ce titre, la méthodologie proposée à la section 6.3 peut constituer un système d'aide à la décision pour l'utilisation des SPs dans les remblais.

Toutefois, certains aspects de l'utilisation des superplastifiants dans les remblais doivent être investigués pour compléter cette recherche.

- Les producteurs de superplastifiants devraient s'orienter vers la recherche de produits destinés plus à la dispersion des résidus miniers que du liant et cela à des coûts suffisamment faibles, afin de favoriser l'usage des SPs dans le domaine du remblayage.
- Au regard de l'influence avérée dans la littérature des ions sulfates, à la fois sur la qualité des remblais (Li et Fall 2016) et sur la performance des SPs (Yamada, Ogawa et al. 2001), il serait tout à fait indiqué de pouvoir élucider l'impact de la teneur des sulfates sur l'efficacité des différents types de SPs commerciaux. Cela pourrait se faire à travers l'utilisation dans les remblais avec SP des eaux de mélange artificielles avec des teneurs en sulfate variées.
- Dans l'optique d'une utilisation de SP dans les résidus densifiés de surface, la lixiviation potentielle des SPs dans le milieu de déposition devrait être étudiée à travers des essais de lixiviation sur des échantillons de remblais incorporant du superplastifiant, afin de s'assurer que ceux-ci ne diffusent pas dans leur milieu de dépôt et entraînent une pollution du milieu.
- Étant donné que la consolidation des remblais après leur déposition, entraîne l'augmentation de leurs résistances mécaniques, (Yilmaz, Belem et al. 2015), il serait intéressant d'évaluer le développement de la résistance des remblais avec superplastifiant dans des conditions de consolidation sous poids propre. Cela pourrait se faire en utilisant le dispositif de CUAPS (curing under

applied pressure system) pour simuler les pressions dues aux poids du remblai pour évaluer le drainage et la contribution de la consolidation au gain de résistance.

- Tous les résultats présentés dans cette étude ont été réalisés à la température ambiante du laboratoire. Sachant que les températures trop élevées ( $>30^{\circ}\text{C}$ ) ou très basses ( $<20^{\circ}\text{C}$ ) influencent la performance des SPs (voir Tableau 2.6) et que le cisaillement dans les pipelines affecte la température des RPCs (Kalonji 2016), il serait opportun d'étudier l'influence de la température associée au cisaillement sur la performance de SPs surtout dans les conditions nordiques.
- Cette étude a porté sur l'impact des SPs sur le seuil de cisaillement dynamique mesuré à partir de la courbe d'écoulement descendante (voir section 3.2.2 et 4.2.3). Ce seuil de cisaillement est généralement utilisé pour le calcul des paramètres de transport des remblais dans un contexte de pompage sans interruption. En cas d'arrêt de pompage, ce seuil de cisaillement ne serait plus tout à fait représentatif de la réalité. Il faudra alors utiliser le seuil de cisaillement statique pour calculer les pressions de redémarrage de la pompe (Khatib 2013). Ce seuil de cisaillement statique peut être obtenu selon la procédure décrite à la section 2.1.3. L'impact des SPs sur ce paramètre devrait être évalué.
- Le zêta mètre compact utilisé dans cette étude a permis d'effectuer les mesures sur des suspensions très diluées de résidus et de liants mais pas sur des remblais concentrés plus représentatifs et cela en raison de la limitation de l'appareil. Il serait important de pouvoir réaliser les mesures avec un zêta mètre adapté pour les pâtes, pour une mesure adéquate de ce paramètre afin de mieux analyser son influence sur la performance des SPs.
- La mise en œuvre d'un essai d'écoulement en boucle (loop test) sur des remblais avec superplastifiant comparé au remblai de référence permettra de

mieux évaluer les pertes de charge et, ainsi, de préciser la consommation d'énergie spécifique de pompage.

- Les évaluations de certaines dépenses (transport des SPs, coûts relatifs à la restauration des résidus versus leur intégration dans les RPCs) et certains aspects environnementaux comme l'énergie de production des SPs, et des liants n'ont pas été prises en comptes dans nos calculs. Les résultats de l'analyse économico-environnementale de l'utilisation des SPs dans les remblais en pâte pourraient être affinés par une analyse du cycle de vie (ACV) plus poussée. En effet, l'ACV intègre plusieurs aspects depuis l'extraction des matières premières (consommation de matières, d'énergie et émission des substances résiduelles) nécessaires à la fabrication de chaque composante d'un produit jusqu'à son utilisation finale afin de saisir l'impact réel du produit ou du procédé sur l'environnement.



## BIBLIOGRAPHIE GÉNÉRALE

- Addie, G., et al. (2005). Technical-economical feasibility of using centrifugal pumps in high-density thickened tailings slurry systems. International Seminar on Paste and Thickened Tailings, 20 - 22 April, Santiago, Chile, Addendum to the seminar proceedings: Keynote and general reporter addresses. Perth, WA: Australian Centre for Geomechanics.
- Agarwal, S. K., et al. (2000). "Compatibility of superplasticizers with different cements." *Construction and Building Materials* 14(5): 253-259.
- Agullo, L., et al. (1999). "Fluidity of cement pastes with mineral admixtures and superplasticizer- A study based on the Marsh cone test." *Materials and Structures/Materiaux et Constructions* 32: 479-485.
- Aiad, I. (2003). "Influence of time addition of superplasticizers on the rheological properties of fresh cement pastes." *Cement and Concrete Research* 33(8): 1229-1234.
- Aïtcin, P.-C. (2000). "Cements of yesterday and today: Concrete of tomorrow." *Cement and Concrete Research* 30(9): 1349-1359.
- Akcil, A. and S. Koldas (2006). "Acid Mine Drainage." *Journal of Cleaner Production* 14: 1139-1145.
- Alejo, B. and A. Barrientos (2009). "Model for yield stress of quartz pulps and copper tailings." *International Journal of Mineral Processing* 93(3-4): 213-219.
- Alonso, M. M., et al. (2013). "Compatibility between polycarboxylate-based admixtures and blended-cement pastes." *Cem. Concr. Comp.* 35(1): 151-162.
- Amaratunga, L. M. and D. N. Yaschyshyn (1997). "Development of a high modulus paste fill using fine gold mill tailings." *Geotechnical and Geological Engineering* 15(3): 205-219.
- Anderson, P. J., et al. (1987). "The effect of adsorption of superplasticizers on the surface of cement." *Cement and Concrete Research* 17: 805-813.



- ASTM-standard C143 (2012). Standard test method for slump of hydraulic cement concrete. Standard C143/C143M. West Conshohocken, PA., ASTM International Annual Book of ASTM (American Society of Testing Material). 04.02.
- ASTM C128 ( 2015). Standard Test Method for Relative Density (Specific Gravity) and Absorption of Fine Aggregate.
- ASTM C143 /C143M - 15a (2015). Standard test method for slump of hydraulic-cement concrete.
- Aubertin, M., et al. (2002). Environnement et gestion des rejets miniers, Manual on CD-ROM, Presses Internationales Polytechnique, Montreal.
- Aubertin, M., et al. (2013). "Revue de divers aspects liés à la stabilité géotechnique des ouvrages de retenue de résidus miniers. Partie I – Mise en contexte et caractéristiques générales." *Déchets, Sciences et Techniques* 64 (28-37).
- Aubertin, M., et al. (2013). "Revue de divers aspects liés à la stabilité géotechnique des ouvrages de retenue de résidus miniers. Partie II - analyse et conception." *Déchets, Sciences et Techniques* 64 38-50.
- Aubertin, M., et al. (2002). Stabilité géotechnique des ouvrages de retenue pour les résidus miniers: problèmes persistants et méthodes de contrôle. *Défis & Perspectives. Symposium 2002 sur l'Environnement et les Mines. Rouyn-Noranda (Qc): 3-5 novembre 2002.*
- Azam, S. and Q. Li (2010). "Tailings Dam Failures: A review of the last one hundred years." *Geotechnical News* 28(4): 50-54.
- Aïtcin, P.-C., et al. (1994). "Superplasticizers: how they work and why they occasionally don't." *Concr. Int.* 16(5): 45-52.
- Barnes, H. A., et al. (1989). *An introduction to Rheology.* Amsterdam, Elsevier.
- Barnes, H. A. and Q. D. Nguyen (2001). "Rotating vane rheometry-a review." *Journal of Non Newtonian fluids mechanics* 98: 1-14.
- Belem, T. and M. Benzaazoua (2008). "Design and application of underground mine paste backfill technology." *Geotech. and Geol. Eng.* 26(2): 147-174.

- Belem, T., et al. (2000). Mechanical behaviour of cemented paste backfill. Proceedings of the Canadian Geotechnical Society Conference, Montreal, Canada.
- Belem, T., et al. (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. Proceedings of Tailings and Mine Waste'01. , Balkema, Rotterdam.
- Belem, T., et al. (2016). "Gravity-driven 1-D consolidation of cemented paste backfill in 3-m-high columns." *Innov. Infrastruct. Solut.* 1(37).
- Belem, T., et al. (2006). Characterization of self-weight consolidated paste backfill. International Seminar on Paste and Thickened Tailings, Limerick, Ireland, ACG.
- Benzaazoua, M., et al. (2002). "Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill." *Cement and Concrete Research* 32(7): 1133-1144.
- Benzaazoua, M., et al. (2008). "Integrated mine tailings management by combining environmental desulphurization and cemented paste backfill: Application to mine Doyon, Quebec, Canada." *Minerals Engineering* 21(4): 330-340.
- Benzaazoua, M., et al. (2004). "A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill." *Miner. Eng.* 17(2): 141-152.
- Benzaazoua, M., et al. (2004). "The use of pastefill as a solidification and stabilization process for the control of acid mine drainage." *Minerals Engineering* 17(2): 233-243.
- Benzaazoua, M., et al. (1999). "Cementitious backfill with high sulfur content physical, chemical, and mineralogical characterization." *Cement and Concrete Research* 29(5): 719-725.
- Bernier, R. L., et al. (1999). "Effects of tailings and binder geochemistry on the physical strength of paste backfill." Proceedings of Sudbury '99, Mining and the Environment II: 1113-1122.
- Bingham, C. E. (1922). Fluidity and plasticity. McGraw-Hill, New York,
- Boger, D. V. (2009). "Rheology and the resource industries." *Chemical Engineering Science* 64(22): 4525-4536.

- Boger, D. V. (2012). "Personal perspective on paste and thickened tailings: a decade on." *Mining Technology* 121(1): 9.
- Brackebusch, F. W. (1994). "Basics of paste backfill systems." *Mining Engineering* 46(10): 1175-1178.
- Bullard, J. W., et al. (2011). "Mechanisms of cement hydration." *Cement and Concrete Research* 41(12): 1208-1223.
- Burgos-Montes, O., et al. (2012). "Compatibility between superplasticizer admixtures and cements with mineral additions." *Construction and Building Materials* 31: 300-309.
- Bussière, B. (2007). "Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches." *Can. Geotech. J.* 44(9): 1019-1052.
- CAD Instruments (2014). Operating manual zetaphoremeter zeta compact model Z9000: 93.
- Casson, N. (1959). A flow equation for pigment-oil suspensions of the printing ink type. *Proceedings-Rheology of disperse systems*.
- Cayouette, J. (2003). "Optimization of the paste backfill plant at Louvicourt mine." *CIM Bulletin* 96(1075): 51-57.
- Chopin, D., et al. (2007). "Monitoring of concrete homogenisation with the power consumption curve." *Materials and Structures* 40(9): 897-907.
- Clark, C. C., et al. (1995). Transport of total tailings paste backfill: Results of full-scale pipe test loop pumping tests, United States department of the interior: 45.
- Clayton, S., et al. (2003). "Analysis of the slump test for on-site yield stress measurement of mineral suspensions." *International Journal of Mineral Processing* 70(1-4): 3-21.
- CMEM (Conférence des ministres de l'énergie et des Mines) (2013). Rapport sur la performance du secteur minier 1998-2012, Conférence des ministres de l'énergie et des Mines: pp 75.

- Cooke, R. (2007). Thickened and paste tailings pipeline systems: design procedure - Part 2. International seminar on paste and thickened tailings, Perth, Australia.
- Cooke, R. (2009). Pipeline design for paste and thickened tailings system. Tailings and mine waste 2008. T. a. m. w. 2008.
- Coussot, P. and S. Boyer (1995). "Determination of yield stress fluid behaviour from inclined plane test." *Rheologica Acta* 34(6): 534-543.
- Coussot, P. and J.-L. Grossiord (2001). *Comprendre la rhéologie : de la circulation du sang à la prise du béton*. 7, avenue du Hoggar, Parc d'Activité de Courtaboeuf, BP 112. 91944 Les Ulis Cedex A, France, EDP sciences.
- Coussy, S., et al. (2011). "Arsenic stability in arsenopyrite-rich cemented paste backfills: A leaching test-based assessment." *J Hazard Mater* 185(2-3): 1467-1476.
- Cyr, M., et al. (2000). "Study of shear thickening effect of superplasticizers on the rheological behavior of cement paste containing or not a mineral additives." *Cem. Concr. Res.* 30: 477-483.
- Dalas, F., et al. (2015). "Modification of the rate of formation and surface area of ettringite by polycarboxylate ether superplasticizers during early C3A-CaSO<sub>4</sub> hydration." *Cement and Concrete Research* 69: 105-113.
- Darby, R. (1984). Determination and utilization of rheological properties for prediction of flow behavior of pseudohomogeneous slurries. Inter. Tech.Conference on Slurry Transportation, Lake Tahoe.
- Davies, M. P. (2002). "Tailings impoundment failures: are geotechnical engineers listening?" *Geotechnical News* September 2002: 31-36.
- De Schutler, G. and J. Apers (2007). *Béton à hautes performances. Dossier ciment, Fédération de l'industrie cimentière Belge FEBELCEM.*
- De Souza, E., et al. (2004). *Underground backfill practices in canadian mines. The 6th North America Rock Mechanics Symposium (NARMS)*. Houston, Texas, American Rock Mechanics Association.
- De Souza, E. and A. P. Dirige (2003). An integrated approach for the design of stable mine backfill sillmats. *Struct. and Mat.* 12: 303-312.

- Derjaguin, B. and L. Landau (1993). "Theory of the stability of strongly charged lyophobic sols and of the adhesion of strongly charged particles in solutions of electrolytes." *Progress in Surface Science* 43(1-4): 30-59.
- Ercikdi, B., et al. (2010). "Utilization of water-reducing admixtures in cemented paste backfill of sulphide-rich mill tailings." *J Hazard Mater* 179(1-3): 940-946.
- Erdogdu, S. (2000). "Compatibility of superplasticizers with cement different in composition " *Cement and Concrete Research* 30: 767-773.
- Evangelou, V. P. (1995). *Pyrite Oxidation and Its Control*.
- Fall, M., et al. (2009). "Saturated hydraulic conductivity of cemented paste backfill." *Minerals Engineering* 22(15): 1307-1317.
- Fall, M. and M. Benzaazoua (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., et al. (2010). "A contribution to understanding the effects of curing temperature on the mechanical properties of mine cemented tailings backfill." *Engineering Geology* 114(3-4): 397-413.
- Fan, Z. P., et al. (2014). Effects of naphthalene-based super plasticizer on the performances of whole tailings backfill materials. *Applied Mechanics and Materials*. 608-609: 962-965.
- Farzam, H., et al. (1998). The use of unique admixture technologies in mining backfill -technology description and case histories. *MineFill '98 Brisbane, Australia*
- Ferraris, C. F. and F. De Larrard (1998). "Modified slump test to measure rheological parameters of fresh concrete." *Cement, Concrete and Aggregates* 20(2): 241-247.
- Feys, D., et al. (2007). "Evaluation of time independent rheological models applicable to fresh self-compacting concrete." *Applied Rheology* 17(5): 56244-56241-56244-56210.
- Feys, D., et al. (2008). "Fresh self compacting concrete, a shear thickening material." *Cement and Concrete Research* 38(7): 920-929.

- Feys, D., et al. (2013). "Extension of the Reiner-Riwlin equation to determine modified Bingham parameters measured in coaxial cylinders rheometers." *Materials and Structures/Materiaux et Constructions* 46(1-2): 289-311.
- Flatt, R. J. (1998). "Analysis of superplasticizers used in concrete." *Analisis* 26(2): 28-34.
- Flatt, R. J. (2004). "Towards a prediction of superplasticized concrete rheology." *Materials and Structures/Materiaux et Constructions* 37(269): 289-300.
- Flatt, R. J. and Y. F. Houst (2001). "A simplified view on chemical effects perturbing the action of superplasticizers." *Cem. Concr. Res.* 31(8): 1169-1176.
- Flatt, R. J., et al. (2004). "The Rheology of Cementitious Materials." *Ciments Bétons Platres Chaux* 867(Juin-Juillet 2004): 48-55.
- Fourie, A. (2009). "Preventing catastrophic failures and mitigating environmental impacts of tailings storage facilities." *Procedia Earth and planetary science* 1: 1067-1071.
- Gao, P., et al. (2008). "Microstructure and pore structure of concrete mixed with superfine phosphorous slag and superplasticizer." *Construction and Building Materials* 22(5): 837-840.
- Gawu, S. K. Y. and A. B. Fourie (2004). "Assessment of the modified slump test as a measure of the yield stress of high-density thickened tailings." *Can. Geotech. J.* 41(1): 39-47.
- Gay, F. T., et al. (2000). Backfill optimization through the use of admixtures: set control and retention of flow properties of paste backfill.
- Giraudeau, C., et al. (2009). "Surface and intercalation chemistry of polycarboxylate copolymers in cementitious systems." *J. Am. Ceram. Soc.* 92(11): 2471-2488.
- Godbout, J. (2005). Evolution des propriétés des remblais miniers cimentés en pâte durant le curage, Ecole Polytechnique de Montréal. Mémoire de Maîtrise: 212p.
- Godbout, J. (2012). Réactivité des remblais miniers cimentés contenant de la pyrrhotite et étude de paramètres d'influence d'importance telles la passivation des surfaces et les propriétés hydrogéologiques. Sciences appliquées. Rouyn-Noranda, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue. Ph.D: 348p.

- Godbout, J., et al. (2010). Influence of Pyrrhotite content on the mechanical behaviour of cemented paste backfill. International seminar on Paste and thickened tailings, Toronto, ON, Australian Centre for Geomechanics, Perth.
- Golaszewski, J. (2012). "Influence of cement properties on new generation superplasticizers performance." *Construction and Building Materials* 35: 586-596.
- Golaszewski, J. and J. Szwabowski (2004). "Influence of superplasticizers on rheological behaviour of fresh cement mortars." *Cem. Concr. Res.* 34(2): 235-248.
- Gowan, M. J. and D. A. Williams (2002). "Benefits of utilising an increased tailings slurry density." *Australasian Institute of Mining and Metallurgy*.
- Graham, L. J. W., et al. (2009). "Centrifugal pump performance calculation for homogeneous suspensions." *Canadian Journal of Chemical Engineering* 87(4): 526-533.
- Greisser, A. (2002). *Cement-Superplasticizer Interactions at Ambient Temperatures*. Ph.D thesis. Zurich, Swiss federal institute of technology. Ph.D thesis 162.
- Grice, A. G. (1998). *Underground mining with backfill. The 2nd Annual Summit-Mine Tailings Disposal Systems*. Brisbane, Australia: 14.
- Habbaba, A., et al. (2014). "Formation of organo-mineral phases at early addition of superplasticizers: the role of alkali sulfates and C3A content." *Cem. Concr. Res.* 59: 112-117.
- Haiqiang, J., et al. (2016). "Yield stress of cemented paste backfill in sub-zero environments: Experimental results." *Minerals Engineering* 92: 141-150.
- Hallal, A., et al. (2010). "Combined effect of mineral admixtures with superplasticizers on the fluidity of the blended cement paste." *Construction and Building Materials* 24(8): 1418-1423.
- Hallbom, D. J. (2008). *Pipe flow of homogeneous slurry*. Mining Engineering, University of British Columbia. Ph.D Thesis: 260.
- Hanehara, S. and K. Yamada (1999). "Interaction between cement and chemical admixture from the point of cement hydration, absorption behaviour of admixture, and paste rheology." *Cement and Concrete Research* 29(8): 1159-1165.

- Hanks, R. W. (1963). "The laminar-turbulent transition for fluids with a yield stress." *A. I. Ch. E. J* 9(1): 306-309.
- Hanks, R. W. (1978). Low Reynolds number turbulent pipeline flow of pseudohomogeneous slurries. Hydraulic transport of solids in pipes, Hanover Germany (1978), , BHRA Fluid Engineering.
- Hanks, R. W. and W. F. Bonner (1971). "Transitional flow phenomena in concentric annuli." *Ind. Eng. Chem. Fundam.* 10(1): 105-113.
- Hassani, F. and D. Bois (1992). Economic and technical feasibility for backfill design in Quebec underground mines. Final report 1/2, , Canada-Quebec Mineral Development Agreement, Research & Development in Quebec Mines.
- Hassani, F. P. and J. F. Archibald (1998). Mine backfill handbook. Montreal, Quebec, Canada, CIM (CD-ROM).
- Hébraud, P. and D. Lootens (2005). "Concentrated suspensions under flow: Shear-thickening and jamming." *Modern Physics Letters B* 19(13-14): 613-624.
- Hedström, B. O. A. (1952). "Flow of plastic materials." *Industrial and Engineering Chemistry* 44: 651-656.
- Herschel, W. H. and R. Bulkley (1926). "Konsistenzmessungen von Gummi-Benzollösungen." *Colloid Polym. Sci* 39(4): 291-300.
- Hoffman, R. L. (1998). "Explanations for the causes of shear thickening in concentrated colloidal suspensions." *J. Rheol.* 42(1): 111-123.
- Houst, Y. F., et al. (2008). "Design and function of novel superplasticizers for more durable high performance concrete (superplast project)." *Cement and Concrete Research* 38(10): 1197-1209.
- Huynh, L., et al. (2006). "Effect of polyphosphate and naphthalene sulfonate formaldehyde condensate on the rheological properties of dewatered tailings and cemented paste backfill." *Miner. Eng.* 19(1): 28-36.
- Hydro-Québec (2016). "<http://www.hydroquebec.com/grandesentreprises/tarification/tarifs-grande-puissance/tarif-1/>."



- ICOLD (2001). Tailings dams, risk of dangerous occurrences lessons learnt from practical experiences. Paris.
- Jambor, J. L. (1994). Mineralogy of sulfide-rich tailings and their oxidation products. Nepean, Mineralogical Association of Canada.
- Jiang, S., et al. (1999). "Importance of adequate soluble alkali content to ensure cement/superplasticizer compatibility." *Cement and Concrete Research* 29(1): 71-78.
- Jolicoeur, C., et al. (2002). "Chemical admixtures : Essential components of quality concrete." *Indian Concr. J.* 76: 537-549.
- Jolicoeur, C. and M.-A. Simard (1998). "Chemical admixture-cement interactions: Phenomenology and physico-chemical concepts." *Cement and Concrete Composites* 20: 87-101.
- Jung, S. J. and K. Biswas (2002). "Review of current high density paste fill and its technology." *Mineral Resources Engineering* 11(2): 165-182.
- Kalonji, K. (2016). Étude des propriétés rhéologiques et du transport du remblai cimenté en pâte en conditions nordiques. IRME, université du Québec en Abitibi Témiscamingue. M. sc: 292.
- Kantro, D. L. (1980). "Influence of water-reducing admixtures on properties of cement paste—a miniature slump test." *Cement, Concrete and Aggregates* 2(2): 95-102.
- Kesimal, A., et al. (2004). "Evaluation of paste backfill mixtures consisting of sulphide-rich mill tailings and varying cement contents." *Cem. Concr. Res.* 34(10): 1817-1822.
- Kesimal, A., et al. (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.
- Khatib, R. (2013). Analysis and prediction of pumping characteristics of high-strength self-consolidating concrete. Génie civil. Sherbrooke, Université de Sherbrooke. Ph.D: 300.
- Kim, B. G., et al. (2000). "Adsorption behavior of PNS superplasticizer and its relation to fluidity of cement paste." *Cement and Concrete Research* 30(6): 887-893.

- Klein, K. and D. Simon (2006). "Effect of specimen composition on the strength development in cemented paste backfill." *Can. Geotech. J.* 43(3): 310-324.
- Kleinmann, R. L. P., et al. (1981). "Biogeochemistry of acid mine drainage and a method to control acid formation." *Mining Engineering* 33(3): 300-312.
- Kong, F. R., et al. (2016). "Effects of polycarboxylate superplasticizers with different molecular structure on the hydration behavior of cement paste." *Construction and Building Materials* 105: 545-553.
- Koohestani, B., et al. (2016). "Experimental investigation into the compressive strength development of cemented paste backfill containing Nano-silica." *Cement and Concrete Composites* 72: 180-189.
- Kwak, M., et al. (2005). "Flow behaviour of tailings paste for surface disposal." *International Journal of Mineral Processing* 77(3): 139-153.
- Landriault, D., et al. (1997). "Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications." *Short Course Notes*.
- Landriault, D. A. (1995). "Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining." *Proc. CIM Underground Operators Conf. Timmins*.
- Landriault, D. A. (2001). *Backfill in underground mining: underground mining methods engineering fundamentals and international case studies*. Society for Mining, Metallurgy and Exploration - SME, Littleton, Colorado, Hustrulid, W., Bullock, R.L. (Eds.)
- Landriault, D. A., et al. (1997). *Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications*. Vancouver, British Columbia, Canada., Technical workshop: 120.
- Lang, L., et al. (2015). "Rheological properties of cemented tailing backfill and the construction of a prediction model." *Materials* 8(5): 2076-2092.
- Levens, R. L., et al. (1996). *Environmental impacts of cemented mine waste backfill*, United States Bureau of Mines: 23.
- Li, L., et al. (2005). "Formulation of a three dimensional analytical solution to evaluate stresses in backfilled vertical narrow openings." *Canadian Geotechnical Journal* 42(6): 1705-1717.

- Li, M. and A. Moerman (2002). Perspectives on the scientific and engineering principles underlying flow of mineral pastes. Symposium mines et environnement -Rouyn-Noranda. Rouyn-Noranda, Qc; Canada, CIM.
- Li, T., et al. (2002). Development and application of paste fill using dry tailings. First international seminar on deep and high stress mining engineering. Perth, AUS: 10.
- Li, W. and M. Fall (2016). "Sulphate effect on the early age strength and self-desiccation of cemented paste backfill." *Construction and Building Materials* 106: 296-304.
- Liu, X., et al. (2014). "Synthesis, characterization and performance of a polycarboxylate superplasticizer with amide structure." *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects* 448: 119-129.
- Malin, M. R. (1998). "Turbulent pipe flow of Herschel-Bulkley fluids." *Int. Comm. Heat Mass Transfer* 25: 321-330.
- Malusis, M. A., et al. (2008). "A miniature cone for measuring the slump of soil-bentonite cutoff wall backfill." *Geotech. Test. J.* 31(5): 373-380.
- Masood, I. and S. K. Agarwal (1994). "Effect of various superplasticizers on rheological properties of cement paste and mortars." *Cement and Concrete Research* 24(2): 291-302.
- Metzner, A. B. and J. C. Reed (1955). "Flow of non-Newtonian fluids-Correlation of laminar, transition and turbulent-flow regions." *A. I. Ch. E. Journal* 1(4): 433-435.
- Mijno, V., et al. (2007). "Stabilization–Solidification Process: Comparison of Synthetic Sludge and Volcanogenic Massive Sulphide Tailings." *Trans Chem Proc. Saf. Env. Prot.* 85(3): 260-264.
- Mishra, P. and G. Tripathi (1971). "Transition from laminar to trubulent flow of purely viscous non-Newtonian fluids in tubes." *Chem. Eng. Sc.* 26: 915-921.
- Mitchell, R. J., et al. (1982). "Model studies on cemented tailing used in mine backfill." *Can. Geotech. J.* 19: 14-28.
- Mizani, S. and P. Simms (2016). "Method-dependent variation of yield stress in a thickened gold tailings explained using a structure based viscosity model." *Minerals Engineering* 98: 40-48.

- Mohamed, A. M. O., et al. (2002). "Hydro-mechanical evaluation of stabilized mine tailings." *Environmental Geology* 41(7): 749-759.
- Mollah, M. Y. A., et al. (2000). "Review of cement-superplasticizer interactions and their models." *Advances in Cement Research* 12(4): 153-161.
- Moody, L. F. (1944). "Friction factors for pipe flow." *Transactions of the A.S.M.E.*: 671-684.
- Mukhopadhyay, A. K. and J. Sehoon (2009). Using cement paste rheology to predict concrete mix design problems, Texas Transportation Institute, The Texas A&M University System College Station, Texas 77843-3135: 154.
- Nawa, T. (2006). "Effect of chemical structure on steric stabilization of polycarboxylate-based superplasticizer." *Journal of Advanced Concrete Technology* 4(2): 225-232.
- Naylor, J., et al. (1997). "Paste backfill at the Macassa mine with flash paste production in a paste production and storage mechanism." *Proceedings of the 29th Annual Meeting of the Canadian Mineral Processors*: 408-420.
- Neubauer, C. M., et al. (1998). "Interparticle Potential and Sedimentation Behavior of Cement Suspensions: Effects of Admixtures." *Advanced Cement Based Materials* 8(1): 17-27.
- Newman, P. (2003). "Paste: the answer to dam problems." *Materials World* 11(1): 24-26.
- Nguyen, Q. D., et al. (2006). "Yield stress measurements in suspensions: An inter-laboratory study." *Korea Australia Rheology Journal* 18(1): 15-24.
- Nguyen, Q. D. and D. V. Boger (1983). "Yield stress measurement for concentrated suspensions." *J. Rheol.* 27 (4): 321-349.
- Nguyen, Q. D. and D. V. Boger (1985). "Direct yield stress measurement with the vane method." *J. Rheol.* 29(3): 335-347.
- Nguyen, Q. D. and D. V. Boger (1998). "Application of rheology to solving tailings disposal problems." *International Journal of Mineral Processing* 54(3-4): 217-233.

- Nicholson, R. V. (1994). Iron-sulfide oxidation mechanisms: Laboratory studies. Short Course Handbook The Environmental Geochemistry of Sulfide Mine-wastes. J. L. Jambor, Blowes, D.W. (Eds.). Canada, Mineralogical Association of Canada. 22: 163-183.
- Nkinamubanzi, P. C. and P. C. Aïtcin (2004). "Cement and superplasticizer combinations: Compatibility and robustness." *Cement, Concrete and Aggregates* 26(2): 102-109.
- Okamura, H. and K. Ozawa (1995). "Mix design for selfcompacting concrete." *Concrete Library of JSCE*: 107-120.
- Ouattara, D. (2011). Étude des propriétés rhéologiques de résidus miniers densifiés. Sciences appliquées, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue. Master: 330.
- Ouattara, D., et al. (2010). Rheological properties of thickened tailings and cemented paste tailings and the effects of mixture characteristics on shear behavior. Canadian geotechnical conference, Calgary, AB Canada.
- Ouattara, D., et al. (2016). "Investigations of the performance of superplasticizers on rheological properties of highly viscous cemented paste backfill mixtures." Submitted to *Applied Rheology* journal.
- Ouattara, D., et al. (2013). Rheology of cemented paste backfill incorporating superplasticizers. Can. geotech. Conference, Montreal (Qc) Canada.
- Ouattara, D., et al. (2016). "Effects of superplasticizer on rheological properties of cemented paste backfills." Submitted to *Int. J. Miner. Process.*
- Ouellet, S. (2015). Comparison of three paste backfill distribution systems. Symposium 2015 sur l'environnement et les mines. Rouyn Noranda.
- Ouellet, S. and F. Brunet (2010). Design of the paste backfill recipe for the Pinos Altos Mine, Mexico- influence of tailings clay mineral fraction on strength and rheology. International seminar on Paste and thickened tailings, Toronto, ON Canada, Australian centre for Geomechanics, Perth.
- Ouellet, S., et al. (2007). "Microstructural evolution of cemented paste backfill: Mercury intrusion porosimetry test results." *Cem. Concr. Res.* 37(12): 1654-1665.

- Palacios, M., et al. (2009). Compatibility of PC superplasticizers with slag-blended cements. American Concrete Institute, ACI Special Publication.
- Pashias, N., et al. (1996). "A fifty cent rheometer for yield stress measurement." *Journal of Rheology* 40(6): 1179-1189.
- Paterson, A. J. C. (2004). High density slurry and paste tailings, transport systems. International Platinum Conference 'Platinum Adding Value'. T. S. A. I. o. M. a. Metallurgy: 159-165.
- Paterson, A. J. C. (2012). "Pipeline transport of high density slurries: A historical review of past mistakes, lessons learned and current technologies." *Mining Technology* 121(1): 10.
- Paterson, A. J. C., et al. (2004). "Hydraulic transport considerations for high density thickened copper tailings at Southern Peru Copper Corporation." *Hydrotransport 16th International Conference* 1: 13-24.
- Peyronnard, O. and M. Benzaazoua (2012). "Alternative by-product based binders for cemented mine backfill: Recipes optimisation using Taguchi method." *Minerals Engineering* 29: 28-38.
- Pinho, F. T. and J. H. Whitelaw (1990). "Flow of non-Newtonian fluids in a pipe." *J. Non-Newtonien Fluid Mech.* 34: 129-144.
- Plank, J. and M. Gretz (2008). "Study on the interaction between anionic and cationic latex particles and Portland cement." *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects* 330(2-3): 227-233.
- Plank, J. and C. Hirsch (2007). "Impact of zeta potential of early cement hydration phases on superplasticizer adsorption." *Cement and Concrete Research* 37(4): 537-542.
- Plank, J., et al. (2010). "Fundamental mechanisms for polycarboxylate intercalation into C3A hydrate phases and the role of sulfate present in cement." *Cem. Concr. Res.* 40(1): 45-57.
- Plante, B. (2010). Évaluation des principaux facteurs d'influence sur la prédiction du drainage neutre contaminé. Sciences appliquées. Rouyn-Noranda, Université du québec en abitibi-témiscamingue. Ph.D: 271.

- Pokharel, M. and M. Fall (2013). "Combined influence of sulphate and temperature on the saturated hydraulic conductivity of hardened cemented paste backfill." *Cement and Concrete Composites* 38(0): 21-28.
- Prince, W., et al. (2003). "Ettringite formation: A crucial step in cement superplasticizer compatibility." *Cement and Concrete Research* 33(5): 635-641.
- Pullum, L., et al. (2006). "High concentration suspension pumping." *Minerals Engineering* 19(5): 471-477.
- Ramachandran, V. S. (1995). *Concrete admixtures handbook: Properties, Science, and Technology*. Park Ridge, New Jersey, U.S.A., Noyes publications.
- Ran, Q., et al. (2010). "Adsorption mechanism of comb polymer dispersants at the cement/water interface." *Journal of Dispersion Science and Technology* 31(6): 790-798.
- Reynolds, O. (1883). "An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water shall be direct or sinuous, and of the law of resistance in parallel channels." *Phil. Trans. Roy. Soc. Lond.* 175: 935-982.
- Ritcey, G. M. (2005). "Tailings management in gold plants." *Hydrometallurgy*(78): 3-20.
- Ritchie, A. I. M. (1994). *Sulfide oxidation mechanisms: controls and rates of oxygen transport*. Nepean, Mineralogical Association of Canada.
- Rixom, R. (1998). "The economic aspects of admixture use." *Cement and Concrete Composites* 20(2-3): 141-147.
- Rixom, R. and N. Mailvaganam (2002). *Chemical admixtures for concrete* London EC4P4EE, E & FN Spon II New Fetter Lane.
- Sahoo, P. K., et al. (2013). Current approaches for mitigating acid mine drainage. *Reviews of Environmental Contamination and Toxicology*. D. M. W. (ed.). New York, Springer Science+Business Media 226: 1-32.
- Sakai, E., et al. (2006). "Influence of superplasticizers on the hydration of cement and the pore structure of hardened cement." *Cement and Concrete Research* 36(11): 2049-2053.

- Sakai, E., et al. (2001). Dispersion mechanisms of comb -type superplast containing grafted poly (ethylene oxide) chains. *Macromolecular Symposia*, Wiley Online Library.
- Sakai, E., et al. (2003). "Influence of molecular structure of comb-type polymer on the fluidity of CaCO<sub>3</sub> suspension with inorganic salts." *Nippon Seramikkusu Kyokai Gakujutsu Ronbunshi/Journal of the Ceramic Society of Japan* 111(1290): 117-121.
- Sheshpari, M. (2015). "A review of underground mine backfilling methods with emphasis on cemented paste backfill." *Electronic Journal of Geotechnical Engineering* 20(13): 5183-5208.
- Sheshpari, M. (2015). "A review on types of binder and hydration in cemented paste backfill (CPB)." *Electronic Journal of Geotechnical Engineering* 20(13): 5949-5963.
- Shou, G. and M. Martínez (2003). Feasibility of using centrifugal pumps to transport thickened tailings. *International seminar on paste and thickened tailings*. Melbourne, Australia: 1-10.
- Shui, L., et al. (2016). "Experimental evidence for a possible dispersion mechanism of polycarboxylate-type superplasticisers." *Advances in Cement Research* 28(5): 287-297.
- Simon, D. and M. Grabinsky (2013). "Apparent yield stress measurement in cemented paste backfill." *International Journal of Mining, Reclamation and Environment* 27(4): 231-256.
- Simon, D., et al. (2011). Effect of polycarboxylated acrylic acid polymer-based superplasticizer on cemented paste backfill. *Canadian geotechnical conference*, Toronto (On).
- Singer, P. C. and W. Stumm (1970). "Acidic mine drainage: the rate-determining step." *Science China Technological Sciences* 167: 1121-1123.
- Slatter, P. T. and E. J. Wasp (2000). The laminar/turbulent transition in large pipes. *International Conference on Transport and Sedimentation of Solid Particles*, Wroclaw, Poland.
- Slottee, J. S. and J. Johnson (2005). Paste thickener technology for mine backfill. *SME Annual Meeting*, Salt Lake City, UT,: 5.



- Sofrá, F. and D. V. Boger (2002). "Environmental rheology for waste minimisation in the minerals industry." *Chem. Eng. J.* 86(3): 319-330.
- Stark, J. (2011). "Recent advances in the field of cement hydration and microstructure analysis." *Cement and Concrete Research* 41(7): 666-678.
- Stone, D. M. R. (1993). The optimization of mix designs for cemented rockfill. Proceedings of fifth international symposium on mining with backfill, MINEFILL'93. Johannesburg, SAIMM: 249-253.
- Swamee, P. K. and N. Aggarwal (2011). "Explicit equations for laminar flow of Bingham plastic fluids." *J. Petrol. Sc. and Eng.* 76(3-4): 178-184.
- Swamee, P. K. and N. Aggarwal (2011). "Explicit equations for laminar flow of Herschel–Bulkley fluids." *Can. J. Chem. Eng.*(89): 1426-1433.
- TA Instrument (2007). Rheometer AR 2000 rheometrics series: operator's manual.
- Tagnit-Hamou, A. and P.-C. Aitcin (1993). "Cement and superplasticizer compatibility." *World Cement* 24(8): 38-42.
- Tariq, A. and E. K. Yanful (2013). "A review of binders used in cemented paste tailings for underground and surface disposal practices." *Journal of Environmental Management* 131(0): 138-149.
- Tattersall, G. H. and P. F. G. Banfill (1983). *Rheology of fresh concrete*. New York, Pitman advanced publishing program.
- Teng, T. P., et al. (2011). "Pressure drop of  $\text{TiO}_2$  nanofluid in circular pipes." *Particuology* 9(5): 486-491.
- Thomas, E. G. (1979). *Fill technology in underground metalliferous mines*, International Academic Services.
- Tkaczewska, E. (2014). "Effect of the superplasticizer type on the properties of the fly ash blended cement." *Construction and Building Materials* 70(0): 388-393.
- Uchikawa, H., et al. (1997). "The role of steric repulsive force in the dispersion of cement particles in fresh paste prepared with organic admixture." *Cem. Concr. Res.* 27(1): 37-50.

- Uchikawa, H., et al. (1995). "Influence of kind and added timing of organic admixture on the composition, structure and property of fresh cement paste." *Cement and Concrete Research* 25(2): 353-364.
- Papadakis, V. G., Vayenas, C. and Fardis, M. (1991). "Physical and Chemical Characteristics Affecting the Durability of Concrete." *Materials Journal* 88(2).
- 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.
- Vatankhah, A. R. (2011). "Analytical solutions for Bingham plastic fluids in laminar regime." *Journal of Petroleum Science and Engineering* 78(3-4): 596-600.
- Vick, S. G. (1990). *Planning, design and analysis of tailings dams*. Vancouver, B.C. , BiTech Publishers Ltd.
- Weatherwax, T. W., et al. (2010). *Role of admixture in the optimization of paste backfill systems*. 13th International Seminar on Paste and Thickened Tailings. R. J. a. A. Fourie. Toronto, ON Ca, Australian centre for geomechanics.
- Wennberg, T. and A. Sellgren (2007). *Pumping evaluations with paste tailings thickened close to the surface disposal area*. International conference on the hydraulic transport of solids, The Southern African Institute of Mining and Metallurgy and the BHR Group.
- Wilson, K. C., et al. (2006). *Slurry transport using centrifugal pumps*. New York, USA, Springer.
- Wilson, K. C., et al. (2003). "Direct prediction of fall velocities in non-Newtonian materials." *International Journal of Mineral Processing* 71(1-4): 17-30.
- Wilson, K. C. and A. D. Thomas (2006). "Analytic model of laminar-turbulent transition for bingham plastics." *Canadian Journal of Chemical Engineering* 84(5): 520-526.
- Winnefeld, F., et al. (2007). "Effects of the molecular architecture of comb-shaped superplasticizers on their performance in cementitious systems." *Cement and Concrete Composites* 29(4): 251-262.
- Wu, A., et al. (2015). "Estimation model for yield stress of fresh uncemented thickened tailings: Coupled effects of true solid density, bulk density, and

- solid concentration." *International Journal of Mineral Processing* 143: 117-124.
- Wu, D., et al. (2013). "Coupling temperature, cement hydration and rheological behaviour of fresh cemented paste backfill." *Minerals Engineering* 42(0): 76-87.
- Xiao, L. z., et al. (2007). "Selection of superplasticizer in concrete mix design by measuring the early electrical resistivities of pastes." *Cement and Concrete Composites* 29(5): 350-356.
- Yahia, A. (2014). "Effect of solid concentration and shear rate on shear-thickening response of high-performance cement suspensions." *Constr. Buil. Mat.* 53(0): 517-521.
- Yahia, A., et al. (2005). "Rheological properties of highly flowable mortar containing limestone filler-effect of powder content and W/C ratio." *Cement and Concrete Research* 35(3): 532-539.
- Yamada, K. and S. Hanehara (2001). "Interaction mechanism of cement and superplasticizers - The roles of polymer adsorption and ionic conditions of aqueous phase." *Concrete Science and Engineering* 3: 135-145.
- Yamada, K., et al. (2001). "Controlling of the adsorption and dispersing force of polycarboxylate-type superplasticizer by sulfate ion concentration in aqueous phase." *Cement and Concrete Research* 31(3): 375-383.
- Yao, Y., et al. (2012). "Development and challenges on mining backfill technology." *Journal of Materials Science Research* 1(4): 73.
- Yilmaz, E., et al. (2014). "Effects of curing and stress conditions on hydromechanical, geotechnical and geochemical properties of cemented paste backfill." *Engineering Geology* 168: 23-37.
- Yilmaz, E., et al. (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., et al. (2015). "Curing time effect on consolidation behaviour of cemented paste backfill containing different cement types and contents." *Construction and Building Materials* 75: 99-111.

- Yilmaz, E., et al. (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., et al. (2009). "Effect of curing under pressure on compressive strength development of cemented paste backfill." *Miner. Eng.* 22(9-10): 772-785.
- Yin, S., et al. (2012). "The effect of solid components on the rheological and mechanical properties of cemented paste backfill." *Miner. Eng.* 35: 61-66.
- Yoshioka, K., et al. (1997). "Role of steric hindrance in the performance of superplasticizers for concrete." *J. Am. Ceram. Soc.* 80(10): 2667-2671.
- Yoshioka, K., et al. (2002). "Adsorption characteristics of superplasticizers on cement component minerals." *Cement and Concrete Research* 32(10): 1507-1513.
- Yue, Y., et al. (2016). "Rheological Properties of High Concentration Cemented Backfilling Slurry." *Electronic Journal of Geotechnical Engineering* 21(7): 1611-1620.
- Zhang, T., et al. (2001). "Adsorptive behavior of surfactants on surface of Portland cement." *Cement and Concrete Research* 31(7): 1009-1015.
- Zhang, Y. and X. Kong (2015). "Correlations of the dispersing capability of NSF and PCE types of superplasticizer and their impacts on cement hydration with the adsorption in fresh cement pastes." *Cement and Concrete Research* 69: 1-9.
- Zhang, Y. R., et al. (2015). "Effects of the charge characteristics of polycarboxylate superplasticizers on the adsorption and the retardation in cement pastes." *Cement and Concrete Research* 67: 184-196.
- Zingg, A., et al. (2009). "Interaction of polycarboxylate-based superplasticizers with cements containing different C3A amounts." *Cement and Concrete Composites* 31(3): 153-162.
- Zingg, A., et al. (2008). "Adsorption of polyelectrolytes and its influence on the rheology, zeta potential, and microstructure of various cement and hydrate phases." *J Colloid Interface Sci* 323(2): 301-312.





## ANNEXE A

### FICHES TECHNIQUES DES PRINCIPAUX SUPERPLASTIFIANTS UTILISÉS DANS LE CADRE DE CETTE ÉTUDE

Tableau A.1 Principaux superplastifiants étudiés et les compagnies de fabrication

	Identification dans le document	Nom commercial	Compagnies de production
1	PC1	Plastol 5000	Euclid
2	PC2	PS 1466	BASF chemical
3	PC3	ViscoCrete 6100	Sika
4	PC4	ViscoCrete 2100	Sika
5	PC5	ViscoCrete 2110	Sika
6	PC6=PC4 dans chapitre 5	Mégapôle	Rütgers/Handy chemical
7	PMS	Méladyne	Rütgers/Handy chemical
8	PNS	Disal	Rütgers/Handy chemical

## A.1 Fiche technique du PC1 (Plastol 5000)

<i>Material Safety Data Sheet</i>		 <b>EUCLID CHEMICAL</b>
<b>PLASTOL 5000 - BULK</b>		Print Date 07/09/2012
Version 4.0 REVISION DATE: 07/08/2012		
<b>SECTION 1 - PRODUCT IDENTIFICATION</b>		
Trade name	:	PLASTOL 5000 - BULK
Product code	:	866 99
COMPANY	:	Euclid Chemical Company 19218 Redwood Road Cleveland, OH 44110
Telephone	:	1-800-321-7628
Emergency Phone:	:	U.S. only: 1-800-424-9300 International Users Call Collect: 1-703-527-3887
Product use	:	Admixture
<b>SECTION 2 - HAZARDS IDENTIFICATION</b>		
<b>Emergency Overview</b>		
Brown. Liquid. No serious effects anticipated under normal conditions of use. Leave area to breathe fresh air. Avoid further overexposure. If symptoms persist, get medical attention.		
<b>Acute Potential Health Effects/ Routes of Entry</b>		
Inhalation	:	No serious effects anticipated under normal conditions of use.
Eyes	:	Direct contact may cause mild irritation.
Ingestion	:	May cause gastrointestinal irritation, nausea, and vomiting.
Skin	:	May cause mild irritation.
<b>Aggravated Medical Conditions</b>		
Pre-existing eye, skin and respiratory disorders may be aggravated by exposure.		
<b>Chronic Health Effects</b>		
Fillers are encapsulated and not expected to be released from product under normal conditions of use.		
<b>SECTION 3 - PRODUCT COMPOSITION</b>		
<b>Chemical Name</b>	<b>CAS-No.</b>	<b>Weight %</b>
Water	7732-18-5	> 60.0
Methacrylic acid copolymer	NJ TSRN# 51721300-6052P	15.0 - 40.0
Ethylenedinitol tetraethanol	140-07-8	7.0 - 13.0
<b>SECTION 4 - FIRST AID MEASURES</b>		
Get immediate medical attention for any significant overexposure.		
Inhalation	:	Leave area to breathe fresh air. Avoid further overexposure. If symptoms persist, get medical attention.
Eye contact	:	Flush with water for 15 minutes. If irritation persists, get medical attention.
Skin contact	:	Wash area of contact thoroughly with hand cleaner followed by soap and water. If
 RPM Company	1/5	866 99

## Material Safety Data Sheet

**PLASTOL 5000 - BULK**

Version 4.0

Print Date 07/09/2012

REVISION DATE: 07/08/2012

- irritation, rash or other disorders develop, get medical attention immediately.
- Ingestion : Get medical attention. Do not induce vomiting.
- Notes to physician : Not applicable.

**SECTION 5 - FIRE FIGHTING MEASURES**

- Flash point : Not available.
- Method : Not available.
- Lower explosion limit : Not available.
- Upper explosion limit : Not available.
- Autoignition temperature : Not available.
- Extinguishing media : This product is not expected to burn under normal conditions of use.
- Hazardous combustion products : Carbon monoxide and carbon dioxide can form. Smoke, fumes.
- Protective equipment for firefighters : Use accepted fire fighting techniques. Wear full firefighting protective clothing, including self-contained breathing apparatus (SCBA).
- Fire and explosion conditions : This product not expected to ignite under normal conditions of use.

**SECTION 6 - ACCIDENTAL RELEASE MEASURES**

Stop flow. Contain spill. Keep out of water courses. Absorb spill in sand, earth or other suitable material. Transfer to appropriate container for disposal. Use appropriate protective equipment. Avoid contact with material.

**SECTION 7 - HANDLING AND STORAGE**

Handle in compliance with common hygienic practices. Clean hands thoroughly after handling. Keep from freezing. Do not use in confined or poorly ventilated areas. Prevent inhalation of vapor, ingestion, and contact with skin eyes and clothing. Keep container closed when not in use. Precautions also apply to emptied containers. Store in sealed containers in a dry, ventilated warehouse location above freezing.

**SECTION 8 - EXPOSURE CONTROLS / PERSONAL PROTECTION****Personal protection equipment**

- Respiratory protection : Not required under normal conditions of use.
- Hand protection : Use suitable impervious rubber or vinyl gloves and protective apparel to reduce exposure.
- Eye protection : Wear appropriate eye protection. Wear chemical safety goggles and/or face shield to prevent eye contact. Do not wear contact lenses. Do not touch eyes with contaminated body parts or materials. Have eye washing facilities readily available.
- Skin and body protection : Prevent contact with shoes and clothing. Use rubber apron and overshoes.
- Protective measures : Other equipment not normally required. Use professional judgment in the selection, care, and use.



## Material Safety Data Sheet



EUCLID CHEMICAL

**PLASTOL 5000 - BULK**

Version 4.0

Print Date 07/09/2012

REVISION DATE: 07/08/2012

Engineering measures : Not required under normal conditions of use. Use local exhaust when the general ventilation is inadequate.

**Exposure Limits**

No known components with exposure limits.

**SECTION 9 - PHYSICAL AND CHEMICAL PROPERTIES**

Form	: Liquid
Color	: Brown
Odor	: Slight Ammonia
pH	: 5 - 7
Vapour pressure	: Not available.
Vapor density	: Heavier than air
Melting point/range	: Not available.
Freezing point	: Not available.
Boiling point/range	: Not available.
Water solubility	: Soluble
Specific Gravity	: 1.07
% Volatile Weight	: 62.6 %

**SECTION 10 - REACTIVITY / STABILITY**

Substances to avoid	: Strong acids. Strong bases.
Stability	: Stable
Hazardous polymerization	: Will not occur.

**SECTION 11 - TOXICOLOGICAL INFORMATION**

No Data Available

**SECTION 12 - ECOLOGICAL INFORMATION**

No Data Available

**SECTION 13 - DISPOSAL CONSIDERATIONS**

Disposal Method : Waste not regulated under RCRA. Dispose of in compliance with state and local regulations.

## Material Safety Data Sheet



EUCLID CHEMICAL

**PLASTOL 5000 - BULK**

Version 4.0

Print Date 07/09/2012

REVISION DATE: 07/08/2012

**SECTION 14 - TRANSPORTATION / SHIPPING DATA****CFR / DOT:**

Not Regulated

**TDG:**

Not Regulated

**IMDG:**

Not Regulated

**SECTION 15 - REGULATORY INFORMATION****North American Inventories:**

All components are listed or exempt from the TSCA inventory.

This product or its components are listed on, or exempt from the Canadian Domestic Substances List.

**U.S. Federal Regulations:**

SARA 313 Components : None present or none present in regulated quantities.

SARA 311/312 Hazards : Acute Health Hazard

OSHA Hazardous Components :

OSHA Status: Considered hazardous based on the following criteria : Irritant

OSHA Flammability : Not Regulated

Regulatory VOC (less water and exempt solvent) : 0 g/l

VOC Method 310 : 0 %

**U.S. State Regulations:**

Penn RTK Components	:	Water	7732-18-5
		Methacrylic acid copolymer	NJ TSRN# 51721300-6052P
		Ethylenedinitilotetraethanol	140-07-8

NJ RTK Components	:	Water	7732-18-5
		Methacrylic acid copolymer	NJ TSRN# 51721300-6052P
		Ethylenedinitilotetraethanol	140-07-8

Components under California Proposition 65:

## Material Safety Data Sheet



EUCLID CHEMICAL

**PLASTOL 5000 - BULK**

Version 4.0

Print Date 07/09/2012

REVISION DATE: 07/08/2012

None known.

**SECTION 16 - OTHER INFORMATION****HMIS Rating :**

Health	1
Flammability	0
Reactivity	0
PPE	

0 = Minimum  
 1 = Slight  
 2 = Moderate  
 3 = Serious  
 4 = Severe

**Further information:**

For Industrial Use Only. Keep out of Reach of Children. The hazard information herein is offered solely for the consideration of the user, subject to their own investigation of compliance with applicable regulations, including the safe use of the product under every foreseeable condition.

Prepared by: Rich Mikol

**Legend**

ACGIH - American Conference of Governmental Hygienists  
 CERCLA - Comprehensive Environmental Response, Compensation, and Liability Act  
 DOT - Department of Transportation  
 DSL - Domestic Substance List  
 EPA - Environmental Protection Agency  
 HMIS - Hazardous Materials Information System  
 IARC - International Agency for Research on Cancer  
 MSHA - Mine Safety Health Administration  
 NDSL - Non-Domestic Substance List  
 NIOSH - National Institute for Occupational Safety and Health  
 NTP - National Toxicology Program  
 OSHA - Occupational Safety and Health Administration

PEL - Permissible Exposure Limit  
 RCRA - Resource Conservation and Recovery Act  
 RTK - Right To Know  
 SARA - Superfund Amendments and Reauthorization Act  
 STEL - Short Term Exposure Limit  
 TLV - Threshold Limit Value  
 TSCA - Toxic Substances Control Act  
 TWA - Time Weighted Average  
 V - Volume  
 VOC - Volatile Organic Compound  
 WHMIS - Workplace Hazardous Materials Information System

## A.2 Fiche technique du PC2 (PS 1466)



3

03 30 00	Béton coulé sur place
03 40 00	Béton préfabriqué
03 70 00	Béton de masse

# MasterGlenium<sup>MD</sup> 1466

## Adjuvant réducteur d'eau à grande portée

Ancien nom : PS1466\*

### Description

L'adjuvant réducteur d'eau à grande portée MasterGlenium 1466 est un adjuvant de nouvelle génération en instance de brevet basé sur la technologie chimique du polycarboxylate. L'adjuvant MasterGlenium 1466 est vraiment efficace pour produire des bétons avec différents degrés de maniabilité.

L'adjuvant MasterGlenium 1466 est particulièrement efficace pour améliorer les mélanges de béton avec des teneurs réduites en ciment, sans compromettre les exigences de résistance à 28 jours. L'adjuvant MasterGlenium 1466 satisfait à la norme ASTM C 494/C 494M pour les adjuvants réducteurs d'eau de type A et les adjuvants réducteurs d'eau à grande portée de type F.

### Utilisations

Recommandé pour :

- Béton nécessitant des réductions d'eau variant entre 5 % et 40 %
- Béton utilisé dans des endroits où une aptitude élevée à l'écoulement, de même qu'une stabilité et une durabilité accrues sont nécessaires
- Produire des bétons autoplaçants
- Béton 4x4<sup>MC</sup>
- Bétons autodrainants

### Caractéristiques

- Efficacité maximale du dosage pour une réduction d'eau donnée
- Meilleures stabilité et robustesse des mélanges de béton
- Excellente compatibilité avec les agents entraîneurs d'air concentré
- Résistance à la compression accrue

### Avantages

- Peut être utilisé dans une grande variété de mélanges de béton en tant qu'adjuvant de type A ou F
- Qualité de finition et apparence de la surface améliorées
- Flexibilité d'élaboration du mélange pour les réductions du ciment ou l'utilisation accrue des matériaux cimentaires complémentaires

### Caractéristiques de rendement

**Résistance à la compression :** Le béton fabriqué avec l'adjuvant MasterGlenium 1466 atteint une résistance à la compression à 28 jours considérablement supérieure à celle du béton standard et des mélanges de béton contenant des naphthalènes, des mélamines ainsi que des polycarboxylates de première génération.

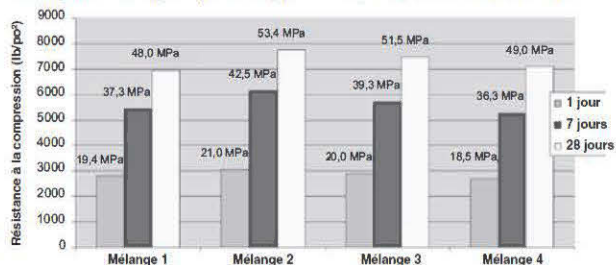
**Données du mélange :** Ciment de type GU (Type I), température ambiante de 21 °C (70 °F)

Mélange 1 : 367 kg/m<sup>3</sup> (620 lb/vg<sup>3</sup>); E/C = 0,43; adjuvant réducteur d'eau conventionnel à grande portée de polycarboxylates

Mélange 2 : 367 kg/m<sup>3</sup> (620 lb/vg<sup>3</sup>); E/C = 0,43; MasterGlenium 1466

Mélange 3 : 356 kg/m<sup>3</sup> (600 lb/vg<sup>3</sup>); E/C = 0,44; MasterGlenium 1466

Mélange 4 : 344 kg/m<sup>3</sup> (580 lb/vg<sup>3</sup>); E/C = 0,46; MasterGlenium 1466



**MASTER®**  
**» BUILDERS**  
 SOLUTIONS

### Principes d'utilisation

**Dosage :** Le dosage recommandé pour l'adjuvant MasterGlenium 1466 est de 130 à 650 ml/100 kg (2 à 10 oz liq/100 lb) de matériaux cimentaires. Dans la plupart des applications, des dosages entre 130 et 390 ml/100 kg (2 à 6 oz liq/100 lb) procureront un excellent rendement. En raison de variations dans les constituants du béton, les conditions sur les chantiers ou les utilisations, des dosages sortant des limites recommandées pourraient être nécessaires. Dans ce cas, communiquez avec votre représentant de BASF.

**Mélange :** L'adjuvant MasterGlenium 1466 peut être ajouté en même temps que l'eau de gâchée initiale ou on peut en retarder l'addition. Cependant, une réduction d'eau optimale est habituellement obtenue avec une addition retardée.

### Données sur le produit

**Corrosion – sans chlorure, non corrosif :** L'adjuvant MasterGlenium 1466 ne provoque ni ne favorise la corrosion des armatures noyées dans le béton, de l'acier dur pour précontrainte ou des systèmes de planchers ou de plafonds en acier galvanisé. Le chlorure de calcium et les autres ingrédients à base de chlorure ne sont pas utilisés dans la fabrication de l'adjuvant MasterGlenium 1466.

**Compatibilité :** L'adjuvant MasterGlenium 1466 est compatible avec la plupart des adjuvants utilisés dans la fabrication de béton de qualité, y compris les adjuvants réducteurs d'eau à portée normale, moyenne et grande, les accélérateurs, les retardateurs, les stabilisateurs d'affaissement, les entraîneurs d'air, les inhibiteurs de corrosion et les réducteurs de retrait.

**N'utilisez pas l'adjuvant MasterGlenium 1466 avec des adjuvants contenant du sulfonate de bêta-naphtalène. Des comportements imprévisibles pourraient alors être expérimentés dans l'affaissement du béton, la finition, le pompage ainsi que la durée de vie du béton à l'état frais.**

### Entreposage et manutention

**Température d'entreposage :** L'adjuvant MasterGlenium 1466 doit être entreposé à des températures au-dessus de 5 °C (40 °F). Si l'adjuvant MasterGlenium 1466 gèle, laissez dégeler et reconstituez par une légère agitation mécanique. **N'utilisez pas de dispositif à air comprimé pour l'agitation.**

**Durée de conservation :** L'adjuvant MasterGlenium 1466 a une durée de conservation minimale de six mois. Selon les conditions d'entreposage, il est possible que sa durée de vie soit supérieure à celle mentionnée. Si l'adjuvant MasterGlenium 1466 a dépassé sa durée de conservation, communiquez avec votre représentant de BASF du Canada pour savoir s'il convient d'utiliser le produit et quels sont les dosages recommandés.

### Emballage

L'adjuvant MasterGlenium 1466 est offert en barils de 208 L (55 gal), en bacs de 1041 L (275 gal) et en vrac.

### Documents connexes

Fiches signalétiques : adjuvant MasterGlenium 1466

### Renseignements supplémentaires

Pour plus de renseignements sur l'adjuvant MasterGlenium 1466 et son utilisation dans la mise au point de mélanges de béton aux caractéristiques spécifiques, communiquez avec votre représentant de BASF.

*La division Adjuvants de la division Construction Chemicals (produits chimiques de construction) de BASF est un fournisseur de premier plan de produits qui améliorent le placement, le pompage, la finition, l'apparence et le rendement des bétons spécialisés utilisés dans les bétons prêts à l'emploi, les bétons préfabriqués, les produits de béton manufacturés, les constructions souterraines et le marché du pavage. Depuis plus de 100 ans, nous proposons des produits fiables et des technologies innovantes, et grâce à la marque Master Builders Solutions, nous sommes en relation avec des experts du monde entier dans de nombreux domaines afin de fournir des solutions durables à l'industrie de la construction.*

### Avis de garantie limitée

BASF garantit que ce produit est exempt de tout défaut de fabrication et respecte les propriétés techniques du présent Guide de données techniques, s'il est utilisé comme indiqué pendant sa durée de vie. L'obtention de résultats satisfaisants dépend non seulement de la qualité des produits, mais aussi de nombreuses circonstances indépendantes de notre volonté. BASF N'OFFRE AUCUNE GARANTIE – EXPRESSE OU IMPLICITE – SUR SES PRODUITS, NOTAMMENT DES GARANTIES MARCHANDES OU D'ADAPTATION À UN USAGE PARTICULIER. Le seul et unique recours de l'acheteur pour toute réclamation concernant ce produit, y compris, mais sans s'y limiter, les réclamations faisant état d'une violation de garantie, de négligence, de responsabilité stricte ou autre, est l'expédition à l'acheteur d'une quantité de produit égale à celle qui n'est pas conforme à la garantie ou le remboursement du prix d'achat de ce produit, à la seule discrétion de BASF. Toute réclamation concernant ce produit doit être reçue par écrit dans un délai d'un (1) an à compter de la date d'expédition. L'acheteur renonce aux réclamations déposées après ce délai. BASF NE PEUT ÊTRE TENU RESPONSABLE DE TOUT DOMMAGE PARTICULIER, ACCESSOIRE, CONSÉCUTIF (Y COMPRIS LA PERTE DE PROFITS) OU PUNITIF DE QUELQUE NATURE QUE CE SOIT.

L'acheteur doit déterminer l'adéquation des produits à l'utilisation prévue et assume tous les risques et responsabilités à cet égard. Les renseignements contenus dans le présent guide, et tout autre conseil technique formulé ultérieurement, reposent sur l'expérience et les connaissances actuelles de BASF. Cependant, BASF n'assume aucune responsabilité quant à la communication de tels renseignements ou conseils, y compris dans la mesure où ces renseignements ou conseils peuvent être liés aux droits de propriété intellectuelle de tiers, en particulier les droits de brevet. De plus, aucune relation juridique ne peut être créée ou entraînée par la présentation de ces renseignements ou conseils techniques. BASF se réserve le droit d'apporter des changements selon les progrès technologiques et les développements ultérieurs. L'acheteur du ou des produits doit les tester pour déterminer leur adéquation à l'application et l'utilisation prévues avant de procéder à leur application complète. Seuls des experts qualifiés peuvent vérifier le rendement du produit décrit ici en procédant à des essais.

\*PS 1466 est devenu MasterGlenium 1466 sous la marque Master Builders Solutions en date du 11 mai 2016.

© BASF Corporation, 2016 ■ 06/16 PRE-DAT-0667

**BASF Corporation**  
Division Adjuvants  
[www.master-builders-solutions.basf.us](http://www.master-builders-solutions.basf.us)

**États-Unis**  
23700 Chagrin Boulevard  
Cleveland, Ohio 44122-5544  
Tél. : 1 800 628-9990 ■ Téléc. : 216 333 8821

**Canada**  
1800, boulevard Clark  
Brampton (Ontario) L6R 4M7  
Tél. : 1 800 367 5602 ■ Téléc. : 905 702 0651

## A.3 Fiche technique du PC3 (Viscocrète V 6100)



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 1 de 5

SECTION I: RENSEIGNEMENTS SUR LE PRODUIT					
PRODUIT: <b>SIKA® VISCOCRETE® 6100</b>		DATE DE RÉVISION: 15 janvier 2015			
UTILISATION: Adjuvant réducteur d'eau					
FABRIQUANT: SIKA CANADA INC. 601, avenue Delmar Pointe Claire, QC H9R 4A9					
NO. DE TÉLÉPHONE D'URGENCE: CANUTEC (frais virés) (613) 996-6666					
Numéro de l'ONU: Non établi		Classification du TMD: Non réglementée		Classification SIMDUT: D2B	
Groupe d'emballage: Non applicable		Classe: Non applicable			
SECTION II: INGRÉDIENTS DANGEREUX					
Ingrédients Dangereux	%	V.E.M.P.	# CAS	DL <sub>50</sub> (mg/kg) (voie, espèce)	LC <sub>50</sub> (voie, espèce)
Aucun sur la IDL					
SECTION III: CARACTÉRISTIQUES PHYSIQUES					
État physique: Liquide		Point d'ébullition: 100°C			
Apparence et odeur: Liquide ambre, sans odeur		Point de congélation: 0°C			
Seuil de l'odeur: Non établi		Densité: 1.1 g/ml			
Taux d'évaporation: < 1 (eau)		Solubilité dans l'eau: Oui			
Densité de la vapeur: < 1 (eau)		pH: 3 - 5			
Tension de vapeur: 17 mm (20 °C)		% volatile: < 65			
		Coefficient eau/huile: Non établi			



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 2 de 5

PRODUIT: <b>SIKA® VISCOCRETE® 6100</b>			
<b>SECTION IV: RISQUES D'INCENDIE &amp; D'EXPLOSION</b>			
Inflammabilité:	Non	Classe d'inflammabilité TMD:	Non réglementée
Si oui, dans quelles conditions:		Seuil maximal d'inflammabilité (% vol):	Non établi
Moyens d'extinction:	Mousse, produits chimiques secs, CO <sub>2</sub> , jet d'eau.	Seuil minimal d'inflammabilité (% vol):	Non établi
Méthodes spéciales:	Les pompiers doivent porter leur équipement de protection habituel et un appareil respiratoire autonome. Le jet d'eau peut être utilisé pour refroidir les contenants et pour dissiper les vapeurs au-dessus d'un écoulement.	Point d'éclair (méthode utilisée):	Non établi
		Température d'auto ignition:	Non établie
		Produit de combustion dangereux:	Oxydes de carbone.
		Protéger des chocs:	Non
		Protéger des décharges électrostatiques:	Non
<b>SECTION V: CONDITIONS D'INSTABILITÉ</b>			
Stabilité chimique:	Oui	Produits de décomposition dangereux:	Oxydes de carbone.
Si non, dans quelles conditions:			
Incompatibilité avec d'autres matières:	Donnée non spécifiée	Risque de polymérisation:	Non
Si oui, lesquelles:			





PRODUIT: **SIKA® VISCOCRETE® 6100**

**SECTION VI: PROPRIÉTÉS TOXICOLOGIQUES**

VOIE D'ENTRÉE / CONTACT

Yeux:	Peut causer l'irritation des yeux.	Cancérogénicité:	Non établie
Peau:	Peut causer l'irritation de la peau.	Effets toxiques sur la reproduction:	Non établis
Inhalation:	Peut causer l'irritation des poumons.	Tératogénicité:	Non établie
Ingestion:	Peut causer une irritation du système G.I.	Mutagénicité:	Non établie
		Produit ayant un effet synergique:	Inconnu

Une exposition aiguë ou chronique va augmenter la possibilité des problèmes toxicologiques mentionnés à cette section et peut aggraver des problèmes respiratoires.



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 4 de 5

PRODUIT: SIKA® VISCOCRETE® 6100

## SECTION VII: MESURES DE PRÉVENTION

ÉQUIPEMENT DE PROTECTION INDIVIDUELLE		AUTRES	
Gants:	Utiliser des gants résistants aux produits chimiques.	Ventilation:	Bonne ventilation mécanique.
Appareil respiratoire:	Non nécessaire.	Méthode relative aux déversements et aux fuites:	Absorber avec du sable ou un autre absorbant.
Appareil oculaire:	Lunettes de sécurité	Méthode et équipement de manutention:	Éviter contact avec la peau, les yeux et les vêtements.
Chaussures:	Ordinaires	Exigences en matière d'entreposage:	Entreposer dans un endroit frais et sec à l'abri des sources de chaleur, des étincelles et des flammes nues. Protéger du gel.
Vêtements	Tablier de caoutchouc	Renseignements spéciaux en matière d'expédition:	Protéger du gel.
Autres:	Non	Élimination des résidus:	Disposer des résidus selon la Loi sur les déchets chimiques en suivant les législations municipales, provinciales et fédérales.



PRODUIT: **SIKA® VISCOCRETE® 6100**

#### SECTION VIII: PREMIERS SOINS

Peau	:	Enlever et nettoyer les vêtements contaminés. Nettoyer avec de l'eau et du savon toutes les parties exposées. Consulter un médecin si nécessaire.
Yeux	:	Nettoyer avec de l'eau pour au moins 15 minutes Consulter un médecin si nécessaire.
Inhalation	:	En cas de surexposition, amener la personne à l'air frais. Consulter un médecin si nécessaire.
Ingestion	:	Ne pas faire vomir. Faire boire beaucoup d'eau. Ne rien donner par la bouche à une personne inconsciente. Voir un médecin au besoin.

#### SECTION IX: RENSEIGNEMENTS SUR LA PRÉPARATION

Préparé par	:	R & D de Sika Canada Inc.
No. téléphone	:	(514) 697-2610
No. télécopieur	:	(514) 694-2792

#### Avis au lecteur

*Les renseignements contenus dans la fiche signalétique s'appliquent seulement au produit particulier de Sika Canada, identifié et décrit aux présentes. Ces renseignements ne sont pas destinés à traiter, ni ne traitent l'utilisation ou l'application du produit identifié de Sika, en combinaison avec aucun autre matériel, produit ou processus. Tous les renseignements énoncés aux présentes sont fondés sur les données techniques relatives au produit identifié, que Sika croit fiables à la date des présentes. Avant d'utiliser un produit quelconque de Sika, l'utilisateur doit toujours lire et suivre les avertissements et instructions de la plus récente fiche technique du produit, l'étiquette du produit et la fiche signalétique du produit particulier de Sika, disponibles sur notre site Internet et/ou au numéro de téléphone inscrit à la section IX de cette FS.*

**SIKA N'OFFRE AUCUNE GARANTIE EXPRESSE OU IMPLICITE, NI N'ASSUME AUCUNE RESPONSABILITÉ DÉCOULANT DESDITS RENSEIGNEMENTS OU DE LEUR UTILISATION. SIKA NE PEUT ÊTRE TENUE RESPONSABLE DES DOMMAGES PARTICULIERS OU CONSÉCUTIFS EN VERTU DE QUELQUE THÉORIE JURIDIQUE QUE CE SOIT. SIKA DÉCLINE ÉGALEMENT TOUTE RESPONSABILITÉ QUANT À L'UTILISATION DE CE PRODUIT D'UNE MANIÈRE QUI VIOLE UN QUELCONQUE BREVET OU QUI CONTREVIENT AUX DROITS DE PROPRIÉTÉ INTELLECTUELLE DES TIERS.**

*Toutes les ventes de produits Sika sont sous réserve de ses modalités de vente courantes disponibles sur le site Internet [www.sika.ca](http://www.sika.ca) au en téléphonant au 514-697-2610.*

## A.4 Fiche technique du PC4 (Viscocrète V 2100)



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 1 de 5

SECTION I: RENSEIGNEMENTS SUR LE PRODUIT					
PRODUIT: <b>SIKA® VISCOCRETE® 2100</b>		DATE DE RÉVISION: 15 janvier 2015			
UTILISATION: Adjuvant réducteur d'eau					
FABRICANT/FOURNISSEUR: SIKA CANADA INC. 601, avenue Delmar Pointe Claire, QC H9R 4A9					
<b>NO. DE TÉLÉPHONE D'URGENCE: CANUTEC (frais virés) (613) 996-6666</b>					
Numéro de l'ONU: Non établi		Classification du TMD: Non réglementée		Classification SIMDUT: D2B	
Groupe d'emballage: Non applicable				Classe: Non applicable	
SECTION II: INGRÉDIENTS DANGEREUX					
Ingrédients Dangereux	%	V.E.M.P.	# CAS	DL <sub>50</sub> (mg/kg) (voie, espèce)	LC <sub>50</sub> (voie, espèce)
Aucun sur la IDL					
SECTION III: CARACTÉRISTIQUES PHYSIQUES					
État physique: Liquide		Point d'ébullition: > 100°C			
Apparence et odeur: Liquide bleuâtre, odeur caractéristique		Point de congélation: < 0°C			
Seuil de l'odeur: Non établi		Densité: 1.08 g/ml			
Taux d'évaporation: < 1 (eau)		Solubilité dans l'eau: Oui			
Densité de la vapeur: < 1 (eau)		pH: Non établi			
Tension de vapeur: 17 mm (20 °C)		% volatile: < 60			
		Coefficient eau/huile: Non établi			



PRODUIT: <b>SIKA® VISCOCRETE® 2100</b>			
<b>SECTION IV: RISQUES D'INCENDIE &amp; D'EXPLOSION</b>			
Inflammabilité:	Non	Classe d'inflammabilité TMD:	Non réglementée
Si oui, dans quelles conditions:		Seuil maximal d'inflammabilité (% vol):	Non établi
Moyens d'extinction:	Mousse, produits chimiques secs, CO <sub>2</sub> , jet d'eau.	Seuil minimal d'inflammabilité (% vol):	Non établi
Méthodes spéciales:	Les pompiers doivent porter leur équipement de protection habituel et un appareil respiratoire autonome. Le jet d'eau peut être utilisé pour refroidir les contenants et pour dissiper les vapeurs au-dessus d'un écoulement.	Point d'éclair (méthode utilisée):	Non établi
		Température d'auto ignition:	Non établie
		Produit de combustion dangereux:	Oxydes de carbone.
		Protéger des chocs:	Non
		Protéger des décharges électrostatiques:	Non
<b>SECTION V: CONDITIONS D'INSTABILITÉ</b>			
Stabilité chimique:	Oui	Produits de décomposition dangereux:	Oxydes de carbone.
Si non, dans quelles conditions:			
Incompatibilité avec d'autres matières:	Donnée non spécifiée	Risque de polymérisation:	Non
Si oui, lesquelles:			



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 3 de 5

PRODUIT: SIKA® VISCOCRETE® 2100

## SECTION VI: PROPRIÉTÉS TOXICOLOGIQUES

## VOIE D'ENTRÉE / CONTACT

Yeux:	Peut causer l'irritation des yeux.	Cancérogénicité:	Non établie
Peau:	Peut causer l'irritation de la peau.	Effets toxiques sur la reproduction:	Non établis
Inhalation:	Peut causer l'irritation des poumons.	Tératogénicité:	Non établie
Ingestion:	Peut causer une irritation du système G.I.	Mutagénicité:	Non établie
		Produit ayant un effet synergique:	Inconnu

Une exposition aiguë ou chronique va augmenter la possibilité des problèmes toxicologiques mentionnés à cette section et peut aggraver des problèmes respiratoires.



PRODUIT: <b>SIKA® VISCOCRETE® 2100</b>	
<b>SECTION VII: MESURES DE PRÉVENTION</b>	
<p><b>ÉQUIPEMENT DE PROTECTION INDIVIDUELLE</b></p> <p>Gants: Utiliser des gants résistants aux produits chimiques.</p> <p>Appareil respiratoire: Non nécessaire.</p> <p>Appareil oculaire: Lunettes de sécurité</p> <p>Chaussures: Ordinaires</p> <p>Vêtements: Tablier de caoutchouc</p> <p>Autres: Non</p>	<p><b>AUTRES</b></p> <p>Ventilation: Bonne ventilation mécanique.</p> <p>Méthode relative aux déversements et aux fuites: Absorber avec du sable ou un autre absorbant.</p> <p>Méthode et équipement de manutention: Éviter contact avec la peau, les yeux et les vêtements.</p> <p>Exigences en matière d'entreposage: Entreposer dans un endroit frais et sec à l'abri des sources de chaleur, des étincelles et des flammes nues. Protéger du gel.</p> <p>Renseignements spéciaux en matière d'expédition: Protéger du gel.</p> <p>Élimination des résidus: Disposer des résidus selon la Loi sur les déchets chimiques en suivant les législations municipales, provinciales et fédérales.</p>



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 5 de 5

PRODUIT: SIKA® VISCOCRETE® 2100

## SECTION VIII: PREMIERS SOINS

Peau	:	Enlever et nettoyer les vêtements contaminés. Nettoyer avec de l'eau et du savon toutes les parties exposées. Consulter un médecin si nécessaire.
Yeux	:	Nettoyer avec de l'eau pour au moins 15 minutes Consulter un médecin si nécessaire.
Inhalation	:	En cas de surexposition, amener la personne à l'air frais. Consulter un médecin si nécessaire.
Ingestion	:	Ne pas faire vomir. Faire boire beaucoup d'eau. Ne rien donner par la bouche à une personne inconsciente. Voir un médecin au besoin.

## SECTION IX: RENSEIGNEMENTS SUR LA PRÉPARATION

Préparé par	:	R & D de Sika Canada Inc.
No. téléphone	:	(514) 697-2610
No. télécopieur	:	(514) 694-2792

**Avis au lecteur**

*Les renseignements contenus dans la fiche signalétique s'appliquent seulement au produit particulier de Sika Canada, identifié et décrit aux présentes. Ces renseignements ne sont pas destinés à traiter, ni ne traitent l'utilisation ou l'application du produit identifié de Sika, en combinaison avec aucun autre matériel, produit ou processus. Tous les renseignements énoncés aux présentes sont fondés sur les données techniques relatives au produit identifié, que Sika croit fiables à la date des présentes. Avant d'utiliser un produit quelconque de Sika, l'utilisateur doit toujours lire et suivre les avertissements et instructions de la plus récente fiche technique du produit, l'étiquette du produit et la fiche signalétique du produit particulier de Sika, disponibles sur notre site Internet et/ou au numéro de téléphone inscrit à la section IX de cette FS.*

**SIKA N'OFFRE AUCUNE GARANTIE EXPRESSE OU IMPLICITE, NI N'ASSUME AUCUNE RESPONSABILITÉ DÉCOULANT DESDITS RENSEIGNEMENTS OU DE LEUR UTILISATION. SIKA NE PEUT ÊTRE TENUE RESPONSABLE DES DOMMAGES PARTICULIERS OU CONSÉCUTIFS EN VERTU DE QUELQUE THÉORIE JURIDIQUE QUE CE SOIT. SIKA DÉCLINE ÉGALEMENT TOUTE RESPONSABILITÉ QUANT À L'UTILISATION DE CE PRODUIT D'UNE MANIÈRE QUI VIOLE UN QUELCONQUE BREVET OU QUI CONTREVIENT AUX DROITS DE PROPRIÉTÉ INTELLECTUELLE DES TIERS.**

*Toutes les ventes de produits Sika sont sous réserve de ses modalités de vente courantes disponibles sur le site Internet [www.sika.ca](http://www.sika.ca) ou en téléphonant au 514-697-2610.*

AQ 191 F  
Date : 01/02/2012  
Appr : S.G.



## A.5 Fiche technique du PC5 (Viscocrête V 2110)



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 1 de 5

SECTION I: RENSEIGNEMENTS SUR LE PRODUIT					
PRODUIT: <b>Sika® ViscoCrete® 2110</b>		DATE DE RÉVISION: 21 octobre 2014			
UTILISATION: ADDITIF REDUCTEUR D'EAU					
FABRICANT/FOURNISSEUR: SIKA CANADA INC. 601, avenue Delmar Pointe Claire, QC H9R 4A9					
NO. DE TÉLÉPHONE D'URGENCE: CANUTEC (frais virés) (613) 996-6666					
Numéro de l'ONU: Non établi		Classification du TMD: Non réglementée		Classification SIMDUT: D2B	
Groupe d'emballage: Non applicable		Classe: Non applicable			
SECTION II: INGRÉDIENTS DANGEREUX					
Ingrédients Dangereux	%	V.E.M.P.	# CAS	DL <sub>50</sub> (mg/kg) (voie, espèce)	LC <sub>50</sub> (voie, espèce)
Aucun					
SECTION III: CARACTÉRISTIQUES PHYSIQUES					
État physique: Liquide		Point d'ébullition: Non établi			
Apparence et odeur: Liquide orange claire à odeur caractéristique		Point de congélation: Non établi			
Seuil de l'odeur: Non établi		Densité: 1.09 g/ml			
Taux d'évaporation: Non établi		Solubilité dans l'eau: Oui			
Densité de la vapeur: Non établie		pH: 5.5			
Tension de vapeur: Non établie		% volatile: Non établi			
		Coefficient eau/huile: Non établi			



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 2 de 5

PRODUIT: Sika® ViscoCrete® 2110	
<b>SECTION IV: RISQUES D'INCENDIE &amp; D'EXPLOSION</b>	
Inflammabilité: Non	Classe d'inflammabilité TMD: Non réglementée
Si oui, dans quelles conditions:	Seuil maximal d'inflammabilité (% vol): Non applicable
Moyens d'extinction: Mousse, produits chimiques secs, CO <sub>2</sub> , jet d'eau.	Seuil minimal d'inflammabilité (% vol): Non applicable
Méthodes spéciales: Les pompiers doivent porter leur équipement de protection habituel et un appareil respiratoire autonome. Le jet d'eau peut être utilisé pour refroidir les contenants et pour dissiper les vapeurs au-dessus d'un écoulement.	Point d'éclair (méthode utilisée): > 93,3°C
	Température d'auto ignition: Non établie
	Produit de combustion dangereux: Oxydes de carbone.
	Protéger des chocs: Non
	Protéger des décharges électrostatiques: Non
<b>SECTION V: CONDITIONS D'INSTABILITÉ</b>	
Stabilité chimique: Oui	Produits de décomposition dangereux: Inconnu.
Si non, dans quelles conditions:	
Incompatibilité avec d'autres matières: Inconnue	Risque de polymérisation: Non
Si oui, lesquelles:	



PRODUIT: Sika® ViscoCrete® 2110

**SECTION VI: PROPRIÉTÉS TOXICOLOGIQUES**

VOIE D'ENTRÉE / CONTACT

Yeux:	Peut causer l'irritation des yeux.	Cancérogénicité:	Non établie
Peau:	Peut causer l'irritation de la peau.	Effets toxiques sur la reproduction:	Non établis
Inhalation:	Aucun effet significatif connu, ni risque critique.	Tératogénicité:	Non établie
Ingestion:	Peut être nocif si avalé.	Mutagénicité:	Non établie
		Produit ayant un effet synergique:	Inconnu

Une exposition aiguë ou chronique va augmenter la possibilité des problèmes toxicologiques mentionnés à cette section et peut aggraver des problèmes respiratoires.



Sika Canada Inc.

## FICHE SIGNALÉTIQUE

Page 4 de 5

PRODUIT: Sika® ViscoCrete® 2110

## SECTION VII: MESURES DE PRÉVENTION

## ÉQUIPEMENT DE PROTECTION INDIVIDUELLE

Gants: Utiliser des gants résistants aux produits chimiques.

Appareil respiratoire: Non nécessaire.

Appareil oculaire: Lunettes de sécurité

Chaussures: Ordinaires

Vêtements: Tablier de caoutchouc

Autres: Non

## AUTRES

Ventilation: Bonne ventilation mécanique.

Méthode relative aux déversements et aux fuites: Absorber avec du sable ou un autre absorbant.

Méthode et équipement de manutention: Éviter contact avec la peau, les yeux et les vêtements.

Exigences en matière d'entreposage: Entreposer les contenants bien fermés dans un endroit frais et sec. Protéger du gel.

Renseignements spéciaux en matière d'expédition: Protéger du gel.

Élimination des résidus: Disposer du sable et des eaux de rinçage selon les règlements municipaux, provinciaux ou fédéraux sur les déchets chimiques.



PRODUIT: Sika® ViscoCrete® 2110

#### SECTION VIII: PREMIERS SOINS

Peau	:	Enlever et nettoyer les vêtements contaminés. Nettoyer avec de l'eau et du savon toutes les parties exposées. Consulter un médecin si nécessaire.
Yeux	:	Nettoyer avec de l'eau pour au moins 15 minutes Consulter un médecin si nécessaire.
Inhalation	:	En cas de surexposition, amener la personne à l'air frais. Consulter un médecin si nécessaire.
Ingestion	:	Ne pas faire vomir. Faire boire beaucoup d'eau. Ne rien donner par la bouche à une personne inconsciente. Voir un médecin au besoin.

#### SECTION IX: RENSEIGNEMENTS SUR LA PRÉPARATION

Préparé par : R & D de Sika Canada Inc.  
No. téléphone : (514) 697-2610  
No. télécopieur : (514) 694-2792

#### Avis au lecteur

*Les renseignements contenus dans la fiche signalétique s'appliquent seulement au produit particulier de Sika Canada, identifié et décrit aux présentes. Ces renseignements ne sont pas destinés à traiter, ni ne traitent l'utilisation ou l'application du produit identifié de Sika, en combinaison avec aucun autre matériel, produit ou processus. Tous les renseignements énoncés aux présentes sont fondés sur les données techniques relatives au produit identifié, que Sika croit fiables à la date des présentes. Avant d'utiliser un produit quelconque de Sika, l'utilisateur doit toujours lire et suivre les avertissements et instructions de la plus récente fiche technique du produit, l'étiquette du produit et la fiche signalétique du produit particulier de Sika, disponibles sur notre site Internet et/ou au numéro de téléphone inscrit à la section IX de cette FS.*

**SIKA N'OFFRE AUCUNE GARANTIE EXPRESSE OU IMPLICITE, NI N'ASSUME AUCUNE RESPONSABILITÉ DÉCOULANT DESDITS RENSEIGNEMENTS OU DE LEUR UTILISATION. SIKA NE PEUT ÊTRE TENUE RESPONSABLE DES DOMMAGES PARTICULIERS OU CONSÉCUTIFS EN VERTU DE QUELQUE THÉORIE JURIDIQUE QUE CE SOIT. SIKA DÉCLINE ÉGALEMENT TOUTE RESPONSABILITÉ QUANT À L'UTILISATION DE CE PRODUIT D'UNE MANIÈRE QUI VIOLÉ UN QUELCONQUE BREVET OU QUI CONTREVIENT AUX DROITS DE PROPRIÉTÉ INTELLECTUELLE DES TIERS.**

*Toutes les ventes de produits Sika sont sous réserve de ses modalités de vente courantes disponibles sur le site Internet [www.sika.ca](http://www.sika.ca) ou en téléphonant au 514-697-2610.*

## A.6 Fiche technique du PC6 (Mégapol)



### MEGAPOL<sup>®</sup> GUSR-AC – polycarboxylated superplasticizer

**Product:** Polycarboxylate sodium salt (PCE)

**Benefits:**

- Improves the flow properties of the mix by dispersing the cement particles and breaking up agglomerates by steric repulsion
- Provides extended slump retention for ready-mix applications
- Engineers for hot weather concrete, long haul or to minimize the need for slump adjustment at the jobsite
- Promotes homogeneity of the concrete properties
- Lowers number of rejected concrete loads
- Reduces complexity at the jobsite: time consumption, QC time and risk of over dosage of superplasticizer or of adding water

Properties	Unit	Specification
Solids content	% w/w	38 - 40
pH		5,5 – 7,0
Specific gravity at 25°C		1,06 – 1,12

Properties	Unit	Typical
General appearance		amber liquid (turbid / milky)
Ionic nature		anionic
Chlorides	ppm	<25
Viscosity at 25°C	cps	100 - 250
Solubility		dilutes rapidly in hard or soft water

**Application:**

- Ready-mix concrete
- High and ultra-high performance concrete
- Self-compacting concrete
- Pumped concrete
- Pervious
- Gunité concrete
- Architectural concrete
- Blended cement concrete
- Lightweight concrete
- Marine concrete

**Performances:**

- Very high strength
- High early strength
- Good workability
- Low water-to-cement ratio, down to 0,30 and less
- Reduced cement and reduced carbon footprint
- Good durability and sustainability

**Usage:**

- Designed to be used as is in conjunction with any water reducer (**except poly-naphthalene sulfonate**) or blended with any polycarboxylate from the Megapol family
- Contains an antifoaming agent

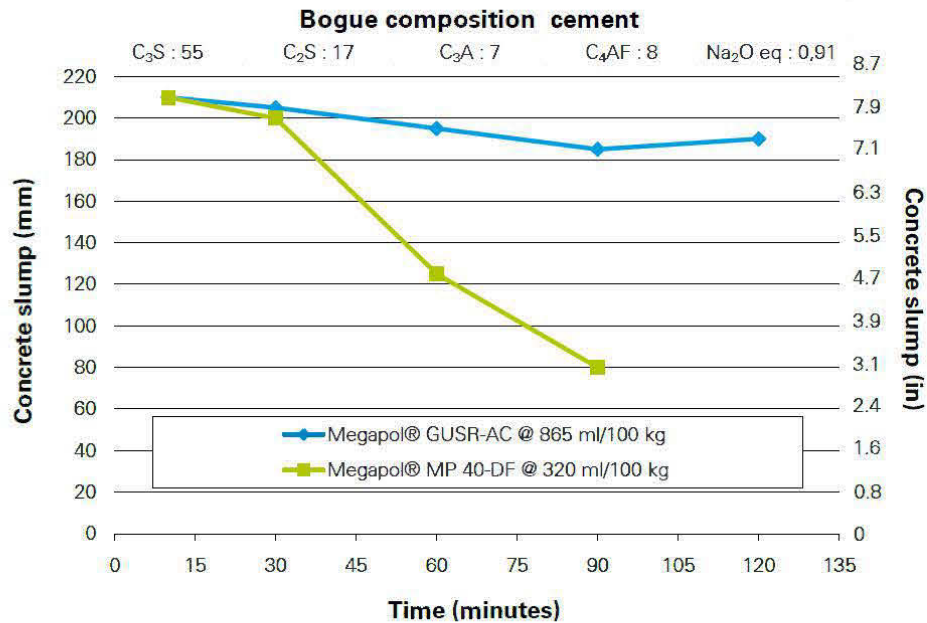




## MEGAPOL® GUSR-AC – polycarboxylated superplasticizer

### Performance characteristics:

Concrete with 335 kg/m<sup>3</sup> (565 lb/yd<sup>3</sup>) of cement type GU (~type I)  
 Water / Cement = 0,50  
 Concrete without air entrained  
 Concrete temperature: 21°C (69,8°F)



- Performance characteristics:**
- MEGAPOL® GUSR-AC provides workability retention for approximately 90 minutes to over 120 min at 20°C (68°F)
  - Duration of workability also depends on:
    - Dosage rate when used as is or with a blend of admixtures
    - Type and brand of cement
    - Nature of the aggregates
    - Method of mixing
    - Method of transportation
    - Ambient temperature
  - When added at normal dosages, it will not significantly affect the concrete's hydration heat





## MEGAPOL<sup>®</sup> GUSR-AC – polycarboxylated superplasticizer

- Dosage:**
- Normal dosage rate (as supplied): 200 – 1000 ml per 100 kg (3-15,4 fluid oz per 100 lbs) of cement
  - Other dosages may be required depending on specific conditions
- Packaging, Storage and Handling:**
- MEGAPOL<sup>®</sup> GUSR-AC
- Supplied in 225 kg drums, in 1000 kg totes, or in bulk
  - Storage at room temperature is recommended
  - Recommended storage period: not exceeding 6 months
  - Mildly acidic material
  - Manipulate safely
  - DO NOT TAKE INTERNALLY
  - For more details, see our MSDS
- Warranty Statement:**
- The information given here is based on our best knowledge, and we believe it to be true and accurate. We assume no responsibility for the use of these statements, recommendations or suggestions, nor do we intend them as a recommendation for any use which would infringe any patent or copyright.

MANUFACTURED BY HANDY CHEMICALS LTD



Contact: RUTGERS Polymers Ltd, 120, de l'Industrie Blvd, Candiac, Quebec, Canada, J5R 1J2  
Tel. (450) 659-8893, Fax (450) 659-6850 [www.rutgers-polymers.com](http://www.rutgers-polymers.com)

2012-02-17



## A.7 Fiche technique du PMS (Méladyne)



## MELADYNE® 40 liquid – superplasticizer

**Product:** Poly-melamine sulfonate sodium salt (PMS)

- Benefits:**
- Effective dispersant, fluidifier and high range water reducing agent
  - Produces excellent rheological properties for concrete
  - Improves the flow properties of the mix by breaking up cement agglomerates by electrostatic repulsion
  - Improve cohesion of the mix

Properties	Unit	Specification
Solids content	% w/w	38 – 41
Sodium sulfate content	% w/w	2,0 max.
pH of 10% solution		8,0 – 11,4
Specific gravity	at 25°C	1,12 – 1,32
Chlorides (as Cl)	ppm	<250

Properties	Unit	Typical
General appearance		clear liquid / colorless to amber
Ionic nature		anionic
Solubility		clear in hard and soft water

- Application:**
- High and ultra-high performance concrete
  - Self-compacting concrete
  - Pumped concrete
  - Pervious concrete
  - Marine concrete
  - Gunité concrete
  - Precast concrete
  - Architectural concrete
  - Blended cement concrete
  - Lightweight concrete

- Performances:**
- Very high strength
  - High early strength
  - Good workability
  - Low water-to-cement ratio, down to 0,30 and less
  - Reduced cement and reduced carbon footprint
  - Good durability and sustainability

- Usage:**
- MELADYNE® 40 is a high performance superplasticizer specifically developed to achieve improved concrete properties
  - May be used to increase the mechanical properties of concrete; i.e. compressive and flexural strengths

- Dosage:**
- Normal dosage rate: 500 – 3400 ml per 100 kg (8 – 52 fluid oz per 100 lbs) of cement
  - Other dosages may be required depending on specific conditions





## MELADYNE<sup>®</sup> 40 liquid – superplasticizer

- Dosage (cont'd)**
- MELADYNE<sup>®</sup> 40 fluidified concrete remains workable for approximately 90 minutes at 20°C (68°F)
  - Duration of workability also depends on:
    - Type of cement
    - Nature of aggregates
    - Method of mixing
    - Method of transportation
    - Ambient temperature
  - When added at normal dosages, it will not significantly affect the concrete's hydration heat
- Packaging:**
- Supplied in 250 kg (550 lbs) drums, in 1200 kg totes or in bulk.
- Storage and Handling:**
- **To achieve a six-month shelf life AS IS:** it is ABSOLUTELY NECESSARY to store the product at room temperature (below 30°C (86°F))
  - **Product should be diluted with water to 30-32% solids UPON RECEPTION IF:**
    - the product is stored outdoors in metal storage tanks where temperature conditions may peak due to repeated exposure to sunlight
    - storage temperatures EXCEED 30°C (86°F)
- CAUTION:**
- If stored at temperatures exceeding 30°C (86°F), MELADYNE<sup>®</sup> 40 liquid may polymerize within weeks, yielding increased viscosity and eventually solidify into a solid gel
  - Stainless steel tanks or tanks with adequate inside protection are recommended
  - Iron ions can reduce shelf life of this product
- Safety and Handling Precautions:**
- Mildly alkaline material
  - **Eyes:** Direct contact may cause irritation
  - **Skin:** Prolonged contact may cause irritation
  - **Ingestion:** May be harmful – DO NOT TAKE INTERNALLY
  - Wash thoroughly after handling
  - For more details, see our MSDS
- Warranty Statement:**
- The information given here is based on our best knowledge, and we believe it to be true and accurate. We assume no responsibility for the use of these statements, recommendations or suggestions, nor do we intend them as a recommendation for any use which would infringe any patent or copyright.

MANUFACTURED BY RUTGERS POLYMERS LTD



Contact : RUTGERS Polymers Ltd, 120, de l'Industrie Blvd, Candiac, Quebec, Canada, J5R 1J2  
Tel. (450) 659-8663, Fax (450) 659-8850 www.rutgers-polymers.com

2012-02-17

## A.8 Fiche technique du PNS (Disal)



## DISAL<sup>®</sup> GPS liquid – dispersing agent

**Product:** Poly-naphthalene sulfonate sodium salt (PNS)

**Benefits:**

- Is designed to impart a strong anionic charge on gypsum particles to produce optimum dispersion of solids
- Permits the use of low water/stucco ratios thus requiring lower energy usage per MSF

Properties	Unit	Specification
Solids content	% w/w	40,0 – 42,0
pH		7,0 – 9,0
Sodium sulfate content	% w/w	2,0 max.
Specific gravity at 25°C		1,19 -1,24

Properties	Unit	Typical
General appearance		dark brown liquid
Ionic nature		anionic
Dilution in water		dilutes rapidly in hard or soft water

**Application:**

- Is a concentrated poly-naphthalene sulfonate, specially formulated for the gypsum industry

**Performances:**

- Provides excellent fluidity to the gypsum slurry at very low concentration
- Lowers energy usage levels by decreasing excess water at the mixer
- Responds to the demand for high speed, low cost manufacturing
- Yields excellent results with natural and synthetic gypsum
- Does not retard
- Permits to reduce kiln temperature

- Performances will depend on:
  - Type of gypsum (natural, synthetic)
  - Particle shape
  - Mixing conditions
  - Particle size distribution
  - Calcination process

**Dosage:**

- Normal dosage rate: 1 to 22 g/m<sup>2</sup> (0,2 to 4,5 lb/msf)
- Other dosages may be required depending on specific conditions





## DISAL<sup>®</sup> GPS liquid – dispersing agent

### Packaging, Storage and Handling:

- Supplied in totes or in bulk
- Maintain storage temperature above 0°C (32°F)
- Protect from freezing 0°C (32°F)
- May congeal when cold – working properties will not be affected
- If frozen: warm to 30°C (85°F) and mix well
- Shelf life: 1 year in unopened container

### Safety and Handling Precautions:

- Mildly alkaline material
- **Eyes:** Direct contact may cause irritation
- **Skin:** Prolonged contact may cause irritation
- **Ingestion:** May be harmful – DO NOT TAKE INTERNALLY
- Wash thoroughly after handling
- For more details, see our MSDS

### Warranty Statement:

The information given here is based on our best knowledge, and we believe it to be true and accurate. We assume no responsibility for the use of these statements, recommendations or suggestions, nor do we intend them as a recommendation for any use which would infringe any patent or copyright.

MANUFACTURED BY RUETGERS POLYMERS LTD



Contact : RUETGERS Polymers Ltd, 120, de l'Industrie Blvd, Candiac, Quebec, Canada, J5R 1J2  
Tel. (450) 659-9693, Fax (450) 659-6850 www.ruetgers-polymers.com

2012-02-17



## ANNEXE B

### AJUSTEMENT DES COURBES D'ÉCOULEMENT DES REMBLAIS ÉTUDIÉS AUX CHAPITRES 3 ET 4

B.1 Courbes d'écoulement et leur ajustement avec le modèle linéaire de Bingham du chapitre 3

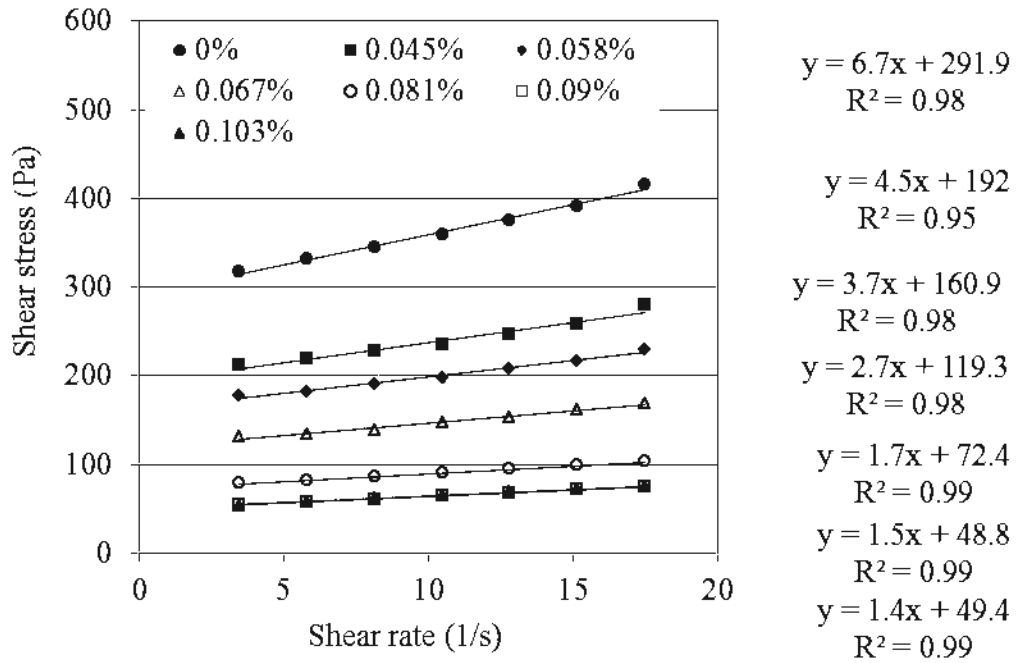


Figure B.1 Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% GU binder with 0, 0.045%, 0.058%, 0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC1.

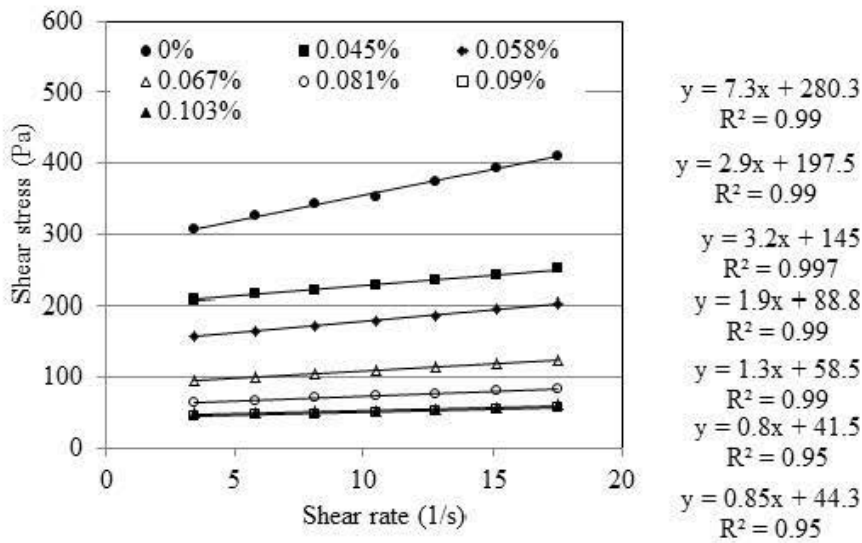


Figure B.2 Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% S-GU binder with 0, 0.045, 0.058%,0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC1.

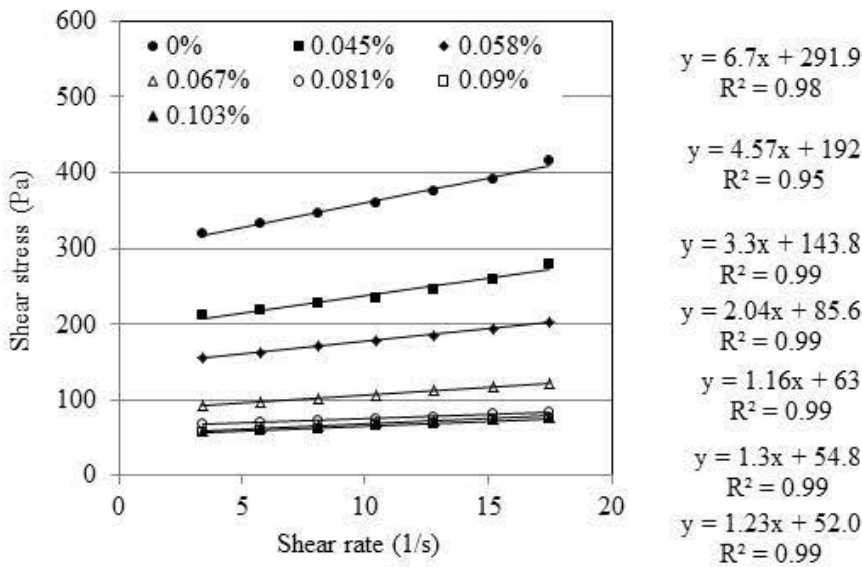


Figure B.3 Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% GU binder with 0, 0.045, 0.058%,0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC2.

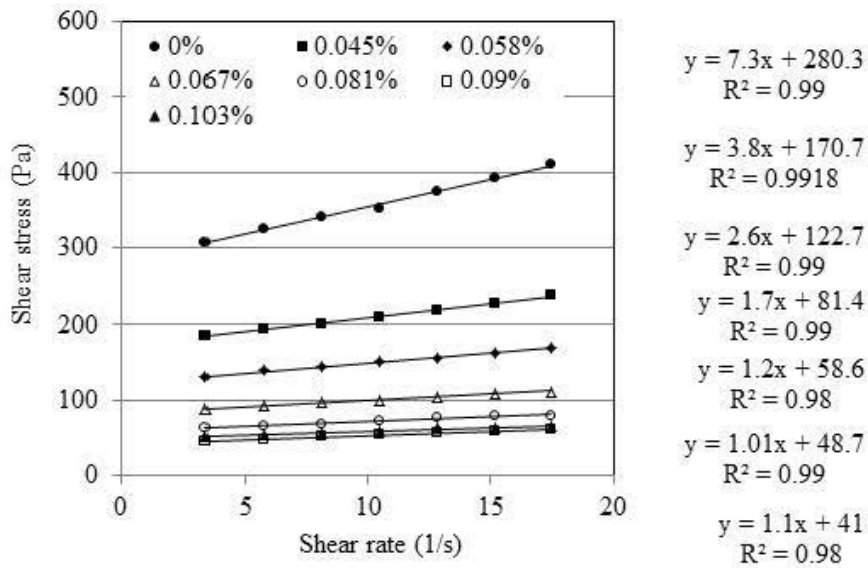


Figure B.4 Flow curves of CPB at 76% solid content and 4.5% S-GU binder with 0, 0.045, 0.058%, 0.067%, 0.081%, 0.09% and 0.103% of PC2.

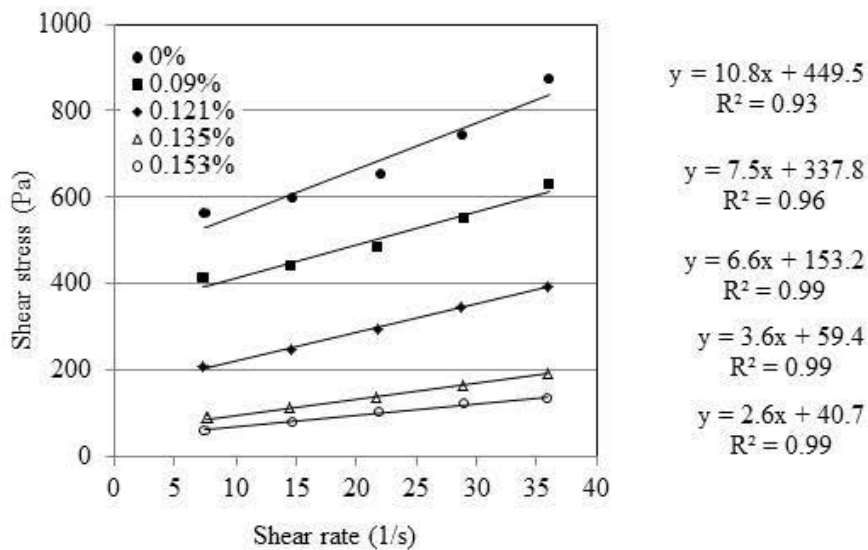


Figure B.5 Flow curves of CPB at 80% solid content and 4.5% S-GU binder with 0, 0.09, 0.121%, 0.135%, 0.153% of PC2.



B.2 Ajustement des courbes d'écoulement et de viscosité avec les modèles de Herschel-Bulkley et de Cross du chapitre 4.

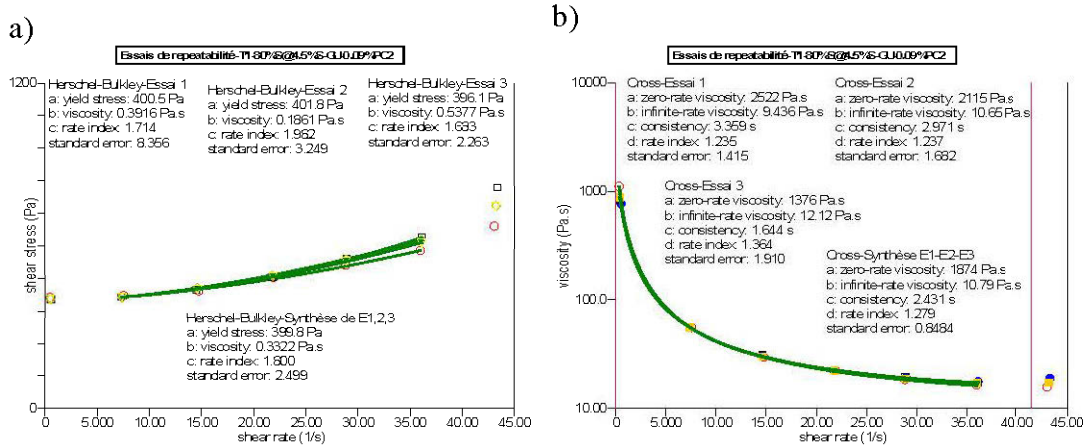


Figure B.6 Répétabilité des essais de RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% S-GU liant incorporant 0,09% de PC2; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

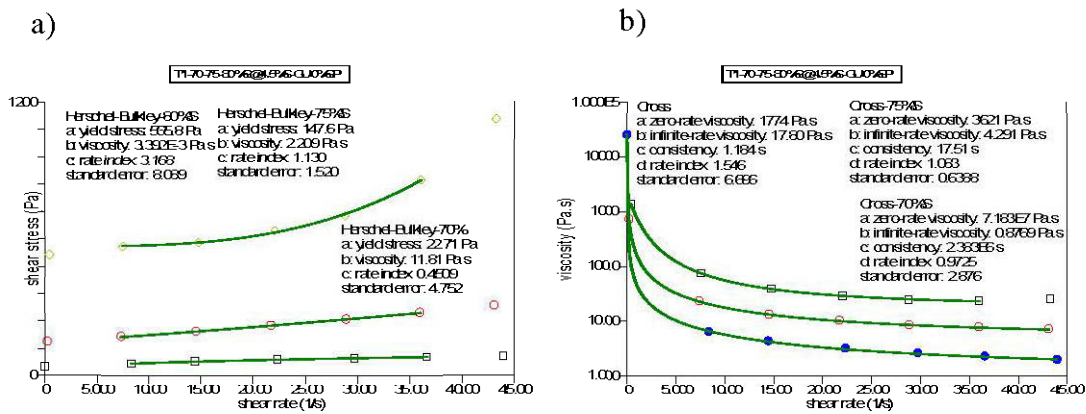


Figure B.7 RPC avec T1 à  $C_w$  de 70, 75 et 80% et  $B_w$  de 4,5% S-GU liant sans superplastifiant; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

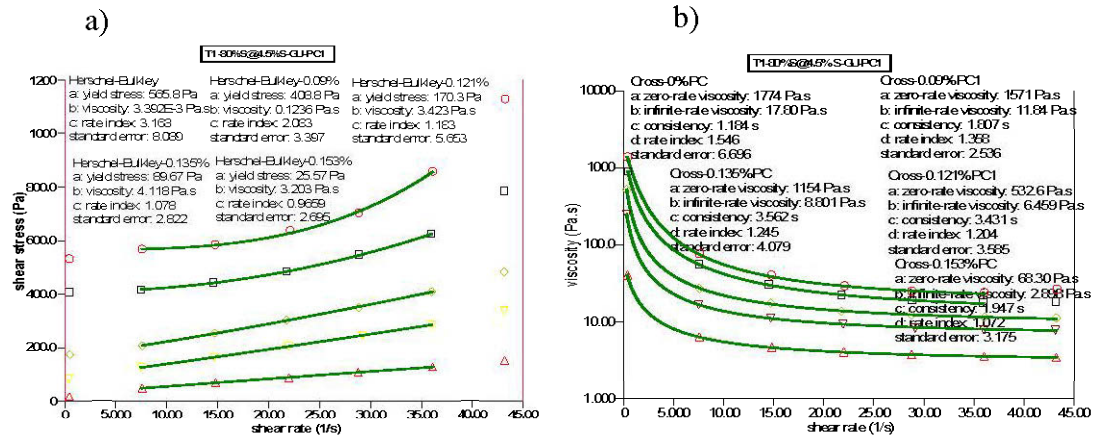


Figure B.8 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0, 0,09, 0,121%, 0,135%, 0,153% de PC1 a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

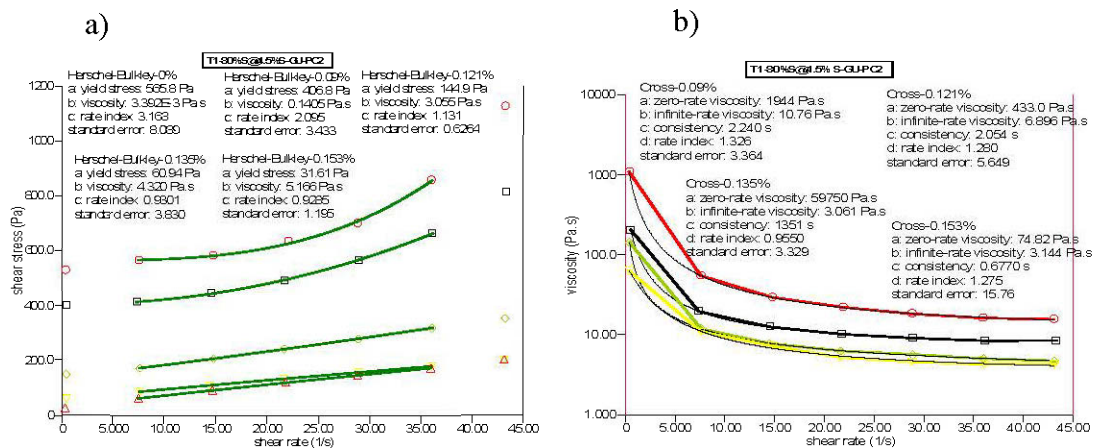


Figure B.9 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0, 0,09, 0,121%, 0,135%, 0,153% de PC2; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

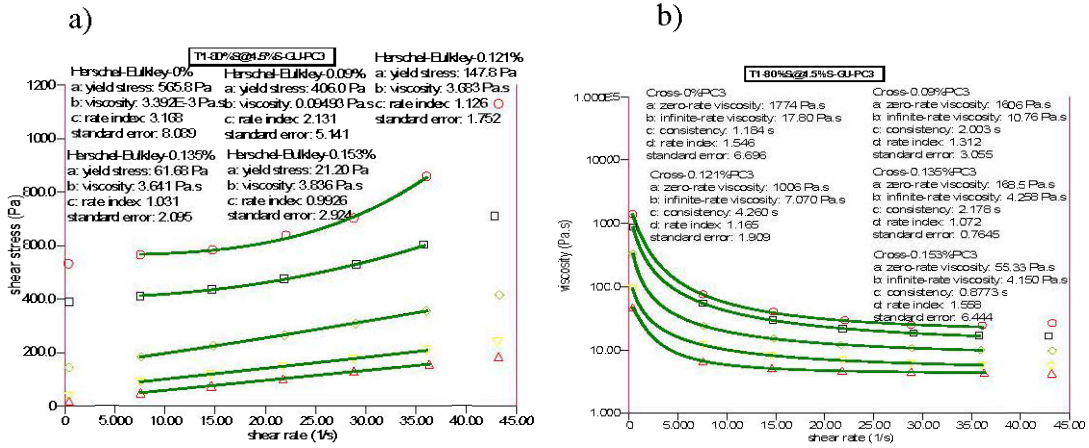


Figure B.10 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0, 0,09, 0,121%, 0,135%, 0,153% de PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

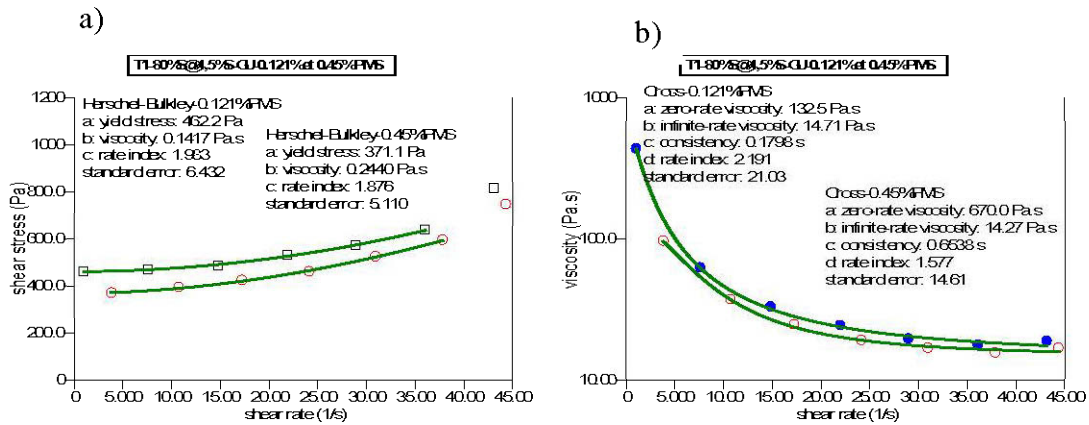


Figure B.11 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121% de PMS; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

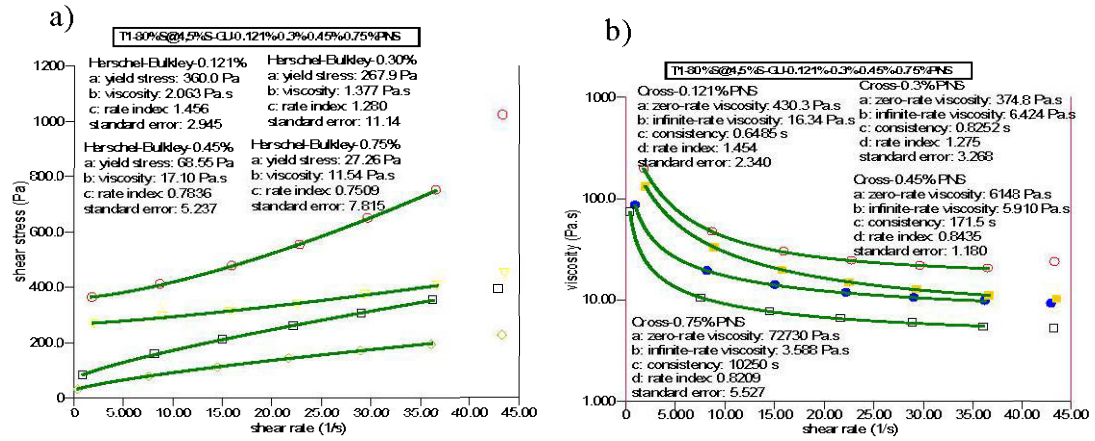


Figure B.12 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121, 0.3, 0.45 et 0,75% de PNS; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

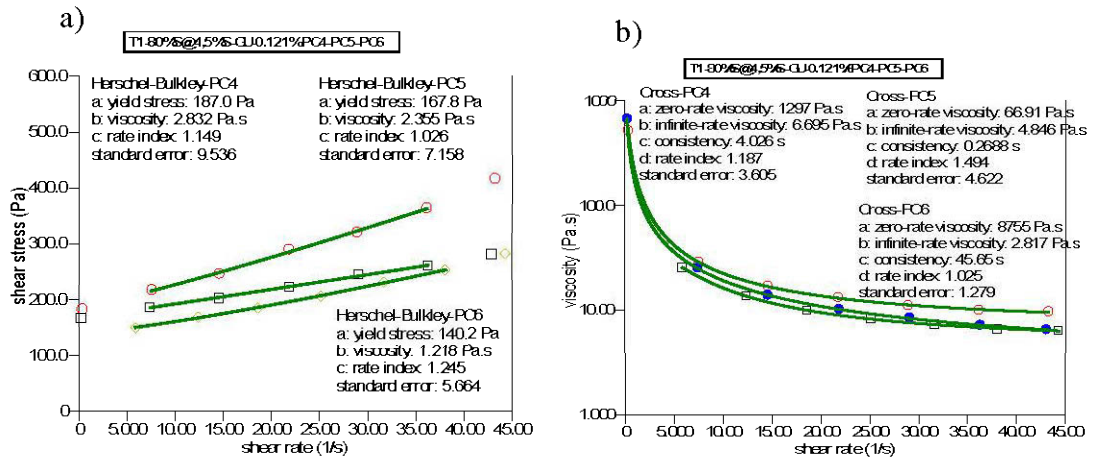


Figure B.13 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de PC4, PC5 et PC6; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

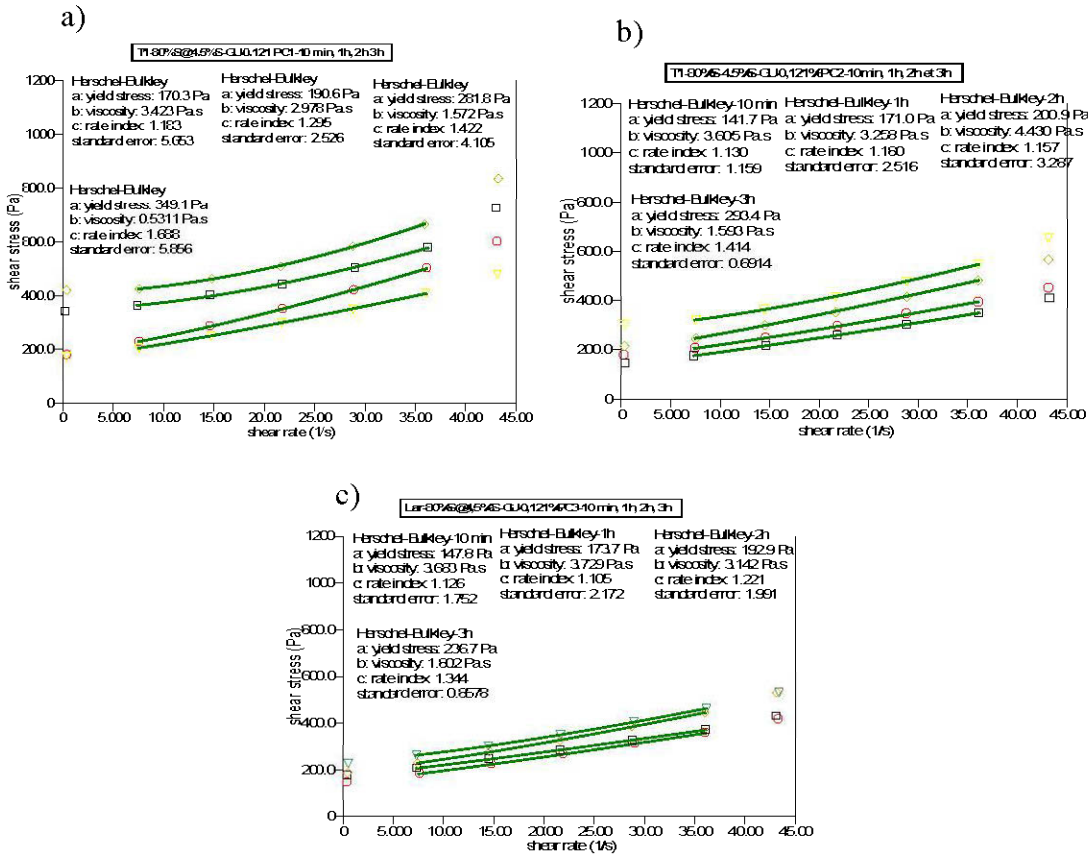


Figure B.14 Courbes d'écoulement des RPCs avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de a) PC1, b) PC2 et c) PC3 à 10, 1h, 2h et 3h.

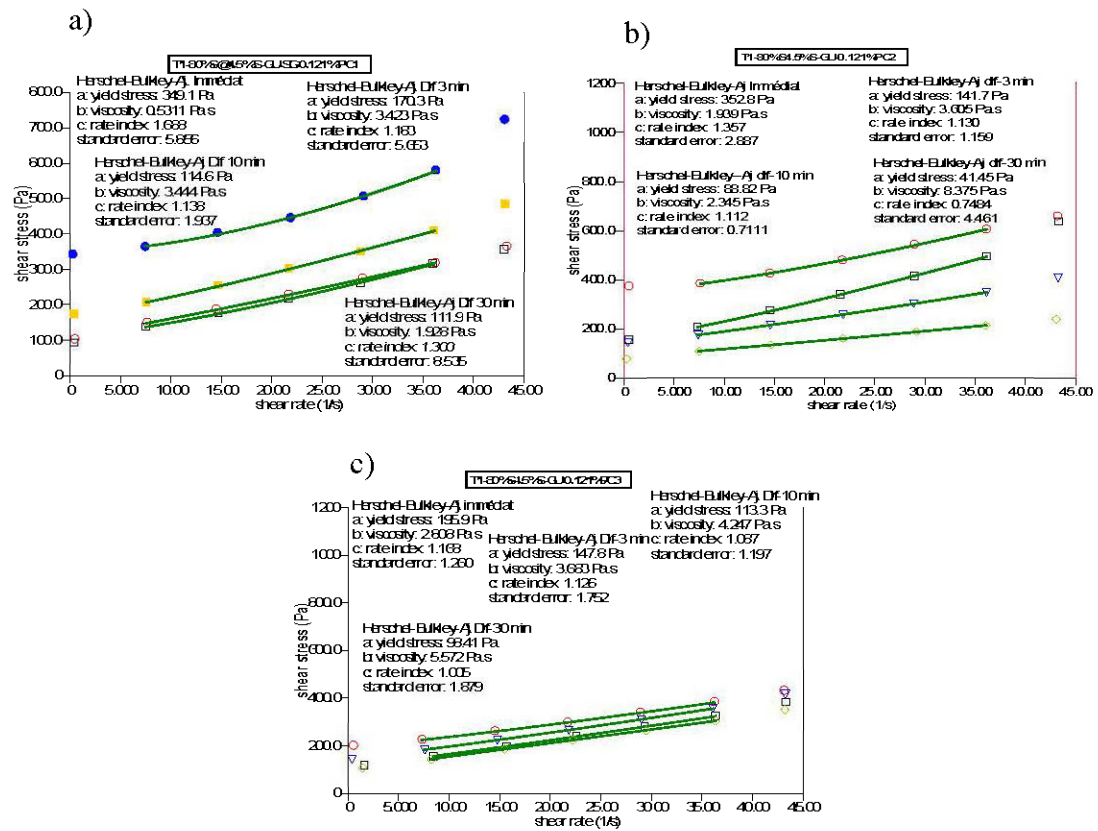


Figure B.15 Courbes d'écoulement des RPCs des RPCs avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de a) PC1, b) PC2 et c) PC3 en modes d'ajout immédiat et différé de 3, 10 et 30 minutes.

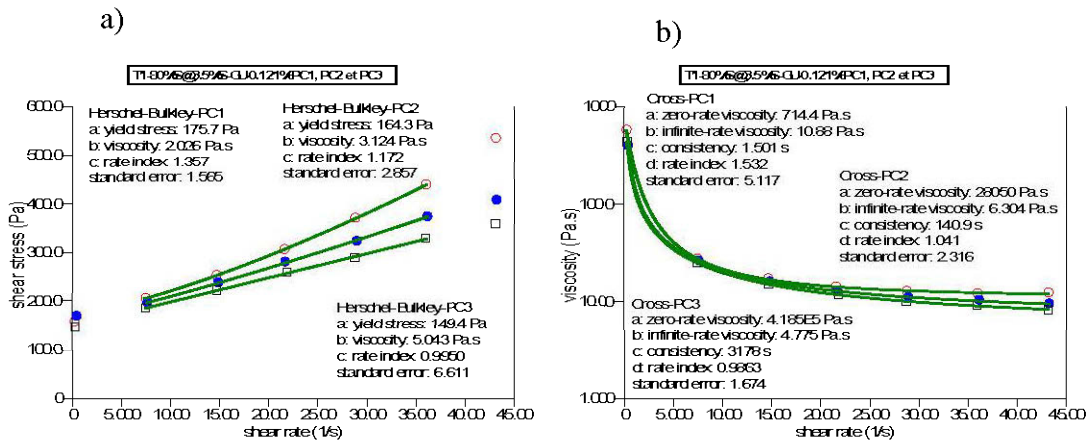


Figure B.16 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 3,5% de liant S-GU incorporant 0,121% de PC1, PC2 et PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

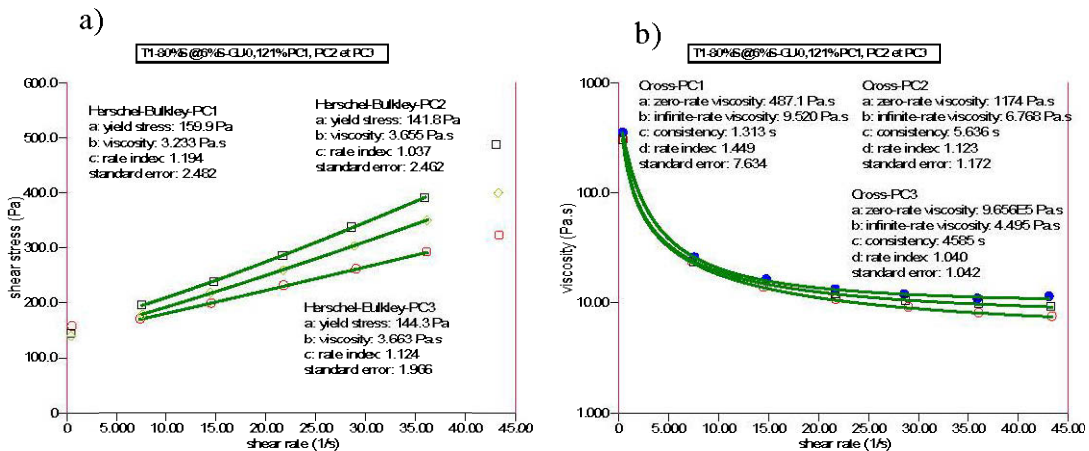


Figure B.17 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 6% de liant S-GU incorporant 0,121% de PC1, PC2 et PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

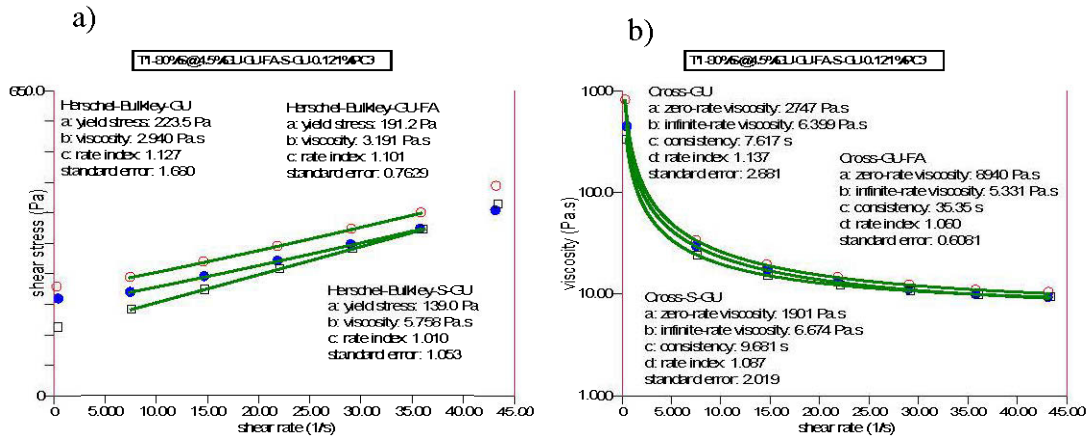


Figure B.18 RPC avec T1 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant GU, S-GU et GU-FA et incorporant 0,121% de PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.

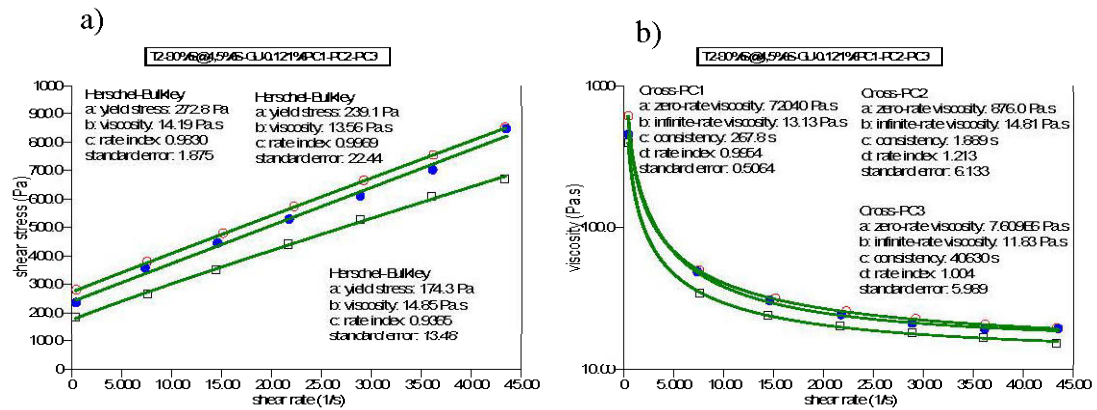


Figure B.19 RPC avec T2 à  $C_w$  de 80% et  $B_w$  de 4,5% de liant S-GU incorporant 0,121%, de PC1, PC2 et PC3; a) courbes d'écoulement et b) courbes de viscosité.





## ANNEXE C

### MÉTHODE D'ANALYSE DU POTENTIEL ZÊTA DES SUSPENSIONS DE REMBLAIS

#### C.1 Description du Zêta mètre Compact

Le zêta mètre compact utilisé dans le cadre de cette étude et présenté à la Figure C.1 est fabriqué par la compagnie française CAD instrumentation. Le système de mesure comprend une chambre électrophorétique constituée d'une cellule de verre en forme rectangulaire de 75 mm de longueur sur 5 mm de largeur avec une hauteur de 2 mm et deux électrodes formées de plaques de palladium placées de part et d'autre de la cellule. Ces électrodes sont capables de générer une différence de potentiel compris entre 0 et 250 volts. Une caméra de précision est montée au-dessus de la cellule de mesure afin de permettre la visualisation des mouvements de particules durant la mesure. Une électrode de pH permet de mesurer le pH de la suspension tandis que sa conductivité est directement mesurée dans la cellule de mesure. Le zêta mètre compact est capable de mesurer les valeurs de potentiel zêta des suspensions comprises dans l'intervalle de  $-150$  mV à  $+150$  mV, avec une conductivité allant de  $100$   $\mu$ S/cm à  $100$  mS/cm. La température maximale tolérée par l'appareil est de  $40^{\circ}$ C. L'appareil supporte des suspensions dont la taille minimale des particules est de  $0.1$   $\mu$ m et la taille maximale de  $30$   $\mu$ m. Par ce faire les échantillons de suspensions faites avec des résidus miniers seront passés aux tamis de  $25$   $\mu$ m avant d'être placées dans la cellule de mesure de l'appareil.

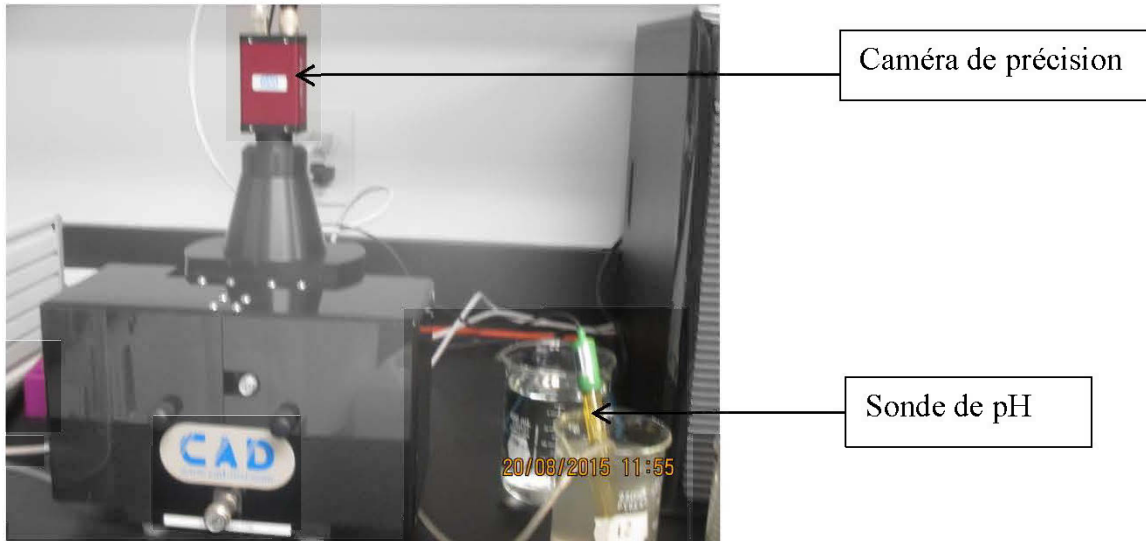


Figure C.1 Photographie de l'appareil de Zêta mètre compact CAD.

## C.2 Protocole expérimental

### C.2.1 Calibrage de l'électrode du pH, conductivité et de la position stationnaire

Avant de procéder à la mesure du potentiel zêta d'une suspension, un certain nombre de réglages préalables doit être effectués sur la machine. Il y'a le calibrage de la sonde de pH, de la conductivité, de la détermination du point stationnaire. Deux solutions tampon de pH 7 et 4 sont utilisées pour l'étalonnage de la sonde de pH tandis qu'une solution de KCl sert à calibrer la cellule de conductivité de l'appareil. Pour le réglage du point stationnaire, on procède dans un premier temps à la détection du «mur supérieur» c'est à dire la bordure supérieure de la cellule où les particules sont collées sur la paroi de la cellule et presque immobiles. Ensuite on descend le microscope jusqu'à la position de mesure encore appelée position stationnaire qui sera indiquée par l'appareil.

### C.2.2 Vérification de l'appareil

La solution de référence utilisée pour la vérification de bon fonctionnement de l'appareil a été préparée conformément aux instructions du manuel d'utilisation du zêta mètre compact. Cette solution de référence est obtenue à partir de trois solutions mères préalablement préparées. Il s'agit de:

- une solution de KCl de 1g/L soit 1000 ppm (un gramme de KCl pure à l'état solide est placé dans un bécher de 1L puis de l'eau déionisée y est ajoutée jusqu'à atteindre 1L de solution).
- Une solution de pyrophosphate de sodium ( $\text{Na}_4\text{P}_2\text{O}_7$ ) de 1g/L soit 1000ppm; La poudre de pyrophosphate de sodium utilisé est déca hydraté.

Une solution de  $\text{TiO}_2$  de 1g/L.

La solution de référence résulte du mélange de:

- 100mL de la solution mère de KCl, avec
- 10 mL de la solution mère du pyrophosphate de sodium et de
- 3mL de la suspension mère de  $\text{TiO}_2$
- 887 mL d'eau déionisée.

Un volume d'environ 50 mL de cette solution de référence est prélevé et placé dans un bain d'ultrason en 2 minutes avant de procéder aux mesures du potentiel zêta.

### C.2.3 Préparation des suspensions de mesure

Les matériaux soumis à la mesure du potentiel zêta sont préparés selon les étapes suivantes:

- 0,955 gramme de résidus miniers mesuré sur une balance de précision
- 0.045g de liant est mesuré sur une balance de précision
- Les deux échantillons sont mélangés et introduits dans un bécher de 1000 ml.
- Un volume d'eau déionisée de 999.9 ml est ajouté au matériau (résidus miniers + liant) le tout mélangé avec une spatule environ 1 min.
- Le volume de superplastifiant correspondant au dosage  $\chi_{SP}$  de 0.121% (pour 1 g de matériau) de chaque SP étudié est ajouté à l'aide d'une micropipette. 1 ml de chaque type de superplastifiant a été dilué dans 10 ml d'eau déionisée. Cela correspondait à un volume de 41 $\mu$ l, 24 $\mu$ l, 27 $\mu$ l, 27 $\mu$ l et 27 $\mu$ l pour les PC1, PC2, PC3, PMS, et PNS respectivement.
- Puis le volume de 1000 ml de suspension ainsi obtenu est passé sur un tamis de 25  $\mu$ m afin de retirer les particules de taille supérieure à 30  $\mu$ m limite supérieure de la taille maximale des particules solides tolérée par l'appareil.
- Un échantillon d'environ 50 ml est prélevé et placé dans un bain d'ultra son pendant 2 minutes avant d'être soumis à la mesure dans la cellule du Zêta mètre.

### C.3 Exécution de la mesure

Une fois les différents réglages effectués, un volume d'environ 6 ml de suspension à analyser, est placé dans la cellule de mesure à l'aide d'une seringue d'aspiration. La mesure consiste à soumettre l'échantillon de suspension à un champ électrique généré par les électrodes placées de part et d'autre de la chambre électrophorétique. Ce champ électrique provoque une séparation des particules de la suspension selon leurs charges de surface. La vitesse de séparation des charges encore appelée mobilité des charges est proportionnelle au potentiel zêta de la suspension. Les mouvements des

particules sont filmés par la caméra de visualisation qui produit des images dont l'analyse permet de déterminer les valeurs de mobilité et de potentiel zêta de la suspension.

#### C.4 Résultats des essais de vérification de l'appareil

Les résultats obtenus sur la solution de référence sont indiqués dans la Figure B.2. Selon les instructions de l'appareil, une valeur de potentiel zêta comprise entre -30 et -40 mV devait être obtenue avec la solution de référence (CAD Instruments 2014). Il ressort de ces tableaux que les valeurs du potentiel zêta de la solution de référence sont de -35mV pour les quatre essais réalisés. Cette valeur étant comprise dans les intervalles de -30 mV et -40 mV telle que spécifié dans le manuel d'utilisateur du zêta mètre, indique la validité, la répétabilité des essais.

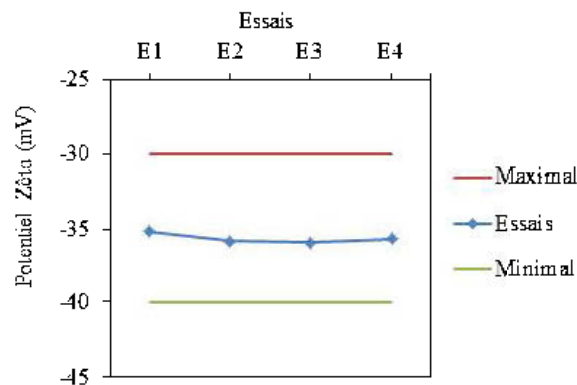


Figure C.2 Valeurs du potentiel zêta de la solution de référence mesurées par quatre essais différents.



## ANNEXE D

### CALCUL DES PERTES DE CHARGE POUR LES REMBLAIS DE RÉFÉRENCE ET ÉQUIVALENTS





Tableau D.1 Résultats des calculs de pertes de charge et d'énergie spécifique consommée par le pompage des remblais de référence et équivalents avec 3,5% de liant S-GU.

$\chi_T = 0.121\%$	D (m)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	Cv	$\tau_0$ (Pa)	K (Pa.sn)	n (-)	V (m/s)	Re (-)	He (-)	Rec (-)	f (-)	J (m)	j (m/m)	J (kPa/m)	ESC (Kwh/tkm)	Coût \$/US/tkm
RE	0.15	2124.5	0.47	147.6	2.20	1.13	1.49	128.8	571.7	1834.7	0.83	616.5	0.62	12.84	1.05	0.030
RA-PC1	0.15	2298.4	0.54	158.7	3.89	1.19	1.38	57.8	171.3	1678.8	1.50	957.8	0.96	21.59	1.42	0.040
RA-PC2	0.15	2298.4	0.54	164.3	3.12	1.17	1.38	78.1	284.7	1724.1	1.22	780.9	0.78	17.57	1.16	0.032
RA-PC3	0.15	2298.4	0.54	149.4	5.04	0.99	1.38	99.8	336.2	2191.7	1.00	637.4	0.64	14.37	0.95	0.027
RE	0.20	2124.5	0.47	147.6	2.20	1.13	0.84	108.1	1016.3	1875.8	1.59	281.9	0.28	5.87	0.48	0.014
RA-PC1	0.20	2298.4	0.54	158.7	3.89	1.19	0.78	51.0	304.5	1685.1	2.45	370.8	0.37	8.36	0.55	0.015
RA-PC2	0.20	2298.4	0.54	164.3	3.12	1.17	0.78	67.8	506.2	1739.0	2.17	327.6	0.33	7.38	0.49	0.014
RA-PC3	0.20	2298.4	0.54	149.4	5.04	0.99	0.78	74.2	597.7	2236.7	1.96	296.1	0.30	6.67	0.44	0.012

Tableau D.2 Résultats des calculs de pertes de charge et d'énergie spécifique consommée par le pompage des remblais de référence et équivalents avec 4,5% de liant S-GU.

$\chi_T = 0.121\%$	D (m)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	Cv	$\tau_0$ (Pa)	K (Pa.sn)	n (-)	V (m/s)	Re (-)	He (-)	Rec (-)	f (-)	J (m)	j (m/m)	J (kPa/m)	ESC (Kwh/tkm)	Coût \$/US/tkm
RE	0.15	2124.5	0.47	147.6	2.20	1.13	1.49	128.8	571.7	1834.8	0.83	616.5	0.62	12.85	1.05	0.030
RA-PC1	0.15	2298.4	0.54	170.6	3.42	1.18	1.38	68.5	236.2	1701.3	1.36	864.1	0.86	19.48	1.28	0.036
RA-PC2	0.15	2298.4	0.54	144.9	3.06	1.13	1.38	93.6	340.0	1814.4	1.04	662.8	0.66	14.92	0.98	0.028
RA-PC3	0.15	2298.4	0.54	147.8	3.60	1.12	1.38	82.8	274.6	1831.5	1.14	723.5	0.72	16.31	1.07	0.030
RE	0.20	2124.5	0.47	147.6	2.20	1.13	0.84	108.1	1016.4	1875.8	1.59	281.9	0.28	5.88	0.48	0.014
RA-PC1	0.20	2298.4	0.54	170.6	3.42	1.18	0.78	60.0	419.9	1712.1	2.34	354.3	0.35	7.99	0.53	0.015
RA-PC2	0.20	2298.4	0.54	144.9	3.06	1.13	0.78	78.5	604.5	1837.8	1.89	285.7	0.29	6.44	0.42	0.012
RA-PC3	0.20	2298.4	0.54	147.8	3.60	1.12	0.78	68.9	488.2	1851.0	2.03	306.8	0.31	6.92	0.46	0.013

Tableau D.3 Résultats des calculs de pertes de charge et d'énergie spécifique consommée par le pompage des remblais de référence et équivalents avec 6% de liant S-GU.

$\chi_T = 0.121\%$	D (m)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	Cv	$\tau_0$ (Pa)	K (Pa.sn)	n (-)	V (m/s)	Re (-)	He (-)	Rec (-)	f (-)	J (m)	i (m/m)	J (kPa/m)	ESC (Kwh/t/km)	Coût \$/US/t/km
RE	0.15	2124.5	0.47	147.6	2.20	1.13	1.49	128.8	571.7	1834.8	0.8	616.5	0.62	12.8	1.05	0.030
RA-PC1	0.15	2298.4	0.54	159.9	3.23	1.19	1.38	69.6	235.3	1681.6	1.3	838.1	0.84	18.9	1.24	0.035
RA-PC2	0.15	2298.4	0.54	141.8	3.65	1.03	1.38	117.4	459.1	2088.1	0.9	565.8	0.56	12.7	0.84	0.024
RA-PC3	0.15	2298.4	0.54	139.5	4.23	1.09	1.38	79.5	233.7	1898.2	1.1	731.2	0.73	16.5	1.08	0.030
RE	0.20	2124.5	0.47	147.6	2.20	1.13	0.84	108.1	1016.4	1875.8	1.6	281.9	0.28	5.9	0.48	0.014
RA-PC1	0.20	2298.4	0.54	159.9	3.23	1.19	0.78	61.5	418.4	1691.6	2.2	338.6	0.34	7.6	0.50	0.014
RA-PC2	0.20	2298.4	0.54	141.8	3.65	1.03	0.78	90.3	816.2	2137.8	1.7	264.1	0.26	6.0	0.39	0.011
RA-PC3	0.20	2298.4	0.54	139.5	4.23	1.09	0.78	64.5	415.4	1917.7	2.0	307.6	0.31	6.9	0.46	0.013

