

Titre: Validation expérimentale d'un modèle de sélection optimale des liants dans la fabrication des remblais miniers cimentés
Title: Validation expérimentale d'un modèle de sélection optimale des liants dans la fabrication des remblais miniers cimentés

Auteur: Amal Sahi
Author:

Date: 2016

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Sahi, A. (2016). Validation expérimentale d'un modèle de sélection optimale des liants dans la fabrication des remblais miniers cimentés [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/2146/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/2146/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Tikou Belem, & Mostafa Benzaazoua
Advisors:

Programme: Génie minéral
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

VALIDATION EXPÉRIMENTALE D'UN MODÈLE DE SÉLECTION OPTIMALE DES
LIANTS DANS LA FABRICATION DES REMBLAIS MINIERS CIMENTÉS

AMAL SAHI

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

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

Avril 2016

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

Ce mémoire intitulé :

VALIDATION EXPÉRIMENTALE D'UN MODÈLE DE SÉLECTION OPTIMALE DES
LIANTS DANS LA FABRICATION DES REMBLAIS MINIERS CIMENTÉS

présenté par : SAHI Amal

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

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

M. PABST Thomas, Ph. D., président

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

M. BENZAAZOUA Mostafa, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. MAQSoud Abdelkabir, Ph. D., membre

DÉDICACE

À mes parents, mon mari, mon frère et ma petite sœur

À la mémoire de mon cousin Youness

REMERCIEMENTS

Mes remerciements vont d'abord à mon Directeur de recherche monsieur Tikou Belem, pour son apport scientifique et la motivation qu'il m'a donnée tout au long de cette maîtrise. Je lui suis reconnaissante de s'être toujours rendu disponible malgré ses occupations, et de m'avoir soutenu académiquement, moralement et financièrement pour atteindre les objectifs de ce projet. Je le remercie aussi de m'avoir appris beaucoup de choses non seulement dans le cadre scientifique, mais aussi de la vie. Qu'il trouve ici le témoignage de mon profond respect.

Je remercie également mon co-directeur de recherche, monsieur Mostafa Benzaazoua pour son soutien et son savoir lors de la réalisation de ce projet.

J'aimerais également exprimer mes remerciements aux techniciens du laboratoire de l'URSTM de l'UQAT, particulièrement Yvan Poirier et Patrick Bernèche, pour leurs soutiens pendant la réalisation des travaux de laboratoire de ce projet de recherche.

Mes remerciements et reconnaissances vont également à tous mes collègues étudiants, les professeurs et le personnel de l'IRME.

Je remercie tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ce projet.

Pour finir, je voudrais remercier mon père et ma mère que j'admire, parce que leur courage, leur bonté me donnent le plus bel exemple qui soit. Je souhaite également exprimer ma sincère gratitude à mon mari Yassine qui a su croire en moi et qui m'a apporté toute son aide quand j'en ai eu besoin. Je remercie aussi mon frère et ma sœur que j'aime de tout mon cœur.

RÉSUMÉ

L'industrie minière génère des revenus vitaux pour l'économie de plusieurs pays dans le monde et particulièrement au Canada. Cette industrie qui ne cesse de croître au cours de ces dernières années, génère également une grande quantité de rejets solides tels que les roches stériles et les rejets de concentrateur (résidus miniers) qui peuvent être parfois potentiellement polluants (drainage minier acide DMA ou drainage neutre contaminé DNC). Les résidus miniers nécessitent donc une gestion à long terme appropriée. Le retour des résidus sous terre sous forme de remblai en pâte cimenté (RPC) permet de réduire leur impact environnemental potentiel et fourni un matériel qui améliore à la fois la stabilité des terrains et les retombées économiques de l'exploitation minière. Le remblai en pâte cimenté est donc un mélange de résidus miniers avec de l'eau d'appoint et d'un agent liant lui permettant d'atteindre une résistance en compression uniaxiale (UCS) visée. Le liant peut être soit seulement du ciment portland GU ou composé d'un ciment GU avec des ajouts minéraux (ex. laitier de hauts fourneaux ou slag, cendres volantes ou fly ash, et d'autres réactifs pouzzolaniques).

En général, la résistance des remblais augmente avec l'augmentation de la proportion de liant. Toutefois, le coût du remblayage minier représente 10% à 20% du coût total de l'exploitation d'une mine souterraine et dont 80% de ce coût représente celui du liant. Une des options intéressantes pour réduire les coûts d'opération de remblayage est la substitution partielle du ciment portland par les ajouts minéraux ou des sous-produits industriels comme liants alternatifs. Récemment, des paramètres physico-chimiques des agents liants dans les RPCs ont été proposés, à savoir le module hydraulique (Hm_b), le facteur de réactivité relative (R_f) et l'indice d'hydratation relative (H_a). L'indice d'hydratation relative, qui combine le module hydraulique et le facteur de réactivité relative, permet de quantifier l'activité hydraulique du liant utilisé. Ces paramètres peuvent être utilisés pour aider à la formulation rationnelle des agents liants dans les remblais en se basant sur les concepts de « liant de référence » et de réactivité correspondant à ce liant de référence.

L'objectif général de ce projet de recherche est de vérifier et valider expérimentalement ces paramètres physico-chimiques ainsi qu'un modèle semi-empirique de prédiction de l'UCS, afin de fournir des outils d'aide à la sélection des agents liants optimaux. Pour atteindre l'objectif visé, différentes recettes de mélange de remblai en pâte cimenté ont été réalisées avec quatre

variantes d'agent liant : ciment portland ordinaire (GU), liants à base de slag (GU/Slag), liants à base de fly ash de classe F (GU/FAF) et de classe C (GU/FAC). Pour chaque type d'agent liant, différentes formulations de mélanges ont été testées. Ces mélanges de RPC ont été réalisés avec des résidus de la mine Casa Berardi en utilisant deux pourcentages de liant, soit 4,5% et 7%. L'eau de mélange était celle du robinet. D'autres formulations de recettes de RPC ont été réalisées avec deux eaux sulfatées (2500 et 5000 mg/l), dans le but de simuler l'effet des sulfates sur la performance mécanique du RPC. Des moules en plastique d'un diamètre de 5,08 cm (2 pouces) et d'une hauteur de 10,16 cm (4 pouces) ont été utilisés pour la fabrication des éprouvettes d'essais. Les résistances à la compression uniaxiale des échantillons ont été déterminées à quatre différents temps de cure: 14, 28, 56 et 90 jours.

Les résultats de cette étude montrent que les formulations de mélanges ayant un indice d'hydratation relative H_a équivalent à celui du « liant de référence » (20% de ciment portland GU et 80% de slag), ont développé les résistances (UCS) les plus élevées dans leur catégorie de recettes. Ainsi donc, ces recettes à H_a équivalent à celui du liant de référence fournissaient l'optimum de résistance mécanique dans leur catégorie. Les résultats obtenus avec les recettes de mélange de remblai contenant des sulfates ont montré également l'existence d'un optimum de l'UCS pour chaque catégorie de liant. Le modèle de prédiction de l'UCS basé sur le paramètre H_a prédisait de manière relativement satisfaisante les valeurs expérimentales pour toutes les recettes de mélange de RCP. En effet, pour chaque formulation des recettes le modèle semi-empirique sous-estimait les valeurs expérimentales. Cette situation est une bonne nouvelle car ce modèle pourrait être utilisé avec confiance pour l'estimation de l'UCS anticipé d'un RPC lors des phases d'études de préfaisabilité (estimation des coûts de remblayage) ou lors d'un changement de formulation d'une recette préalable vers une nouvelle recette inconnue.

ABSTRACT

Mining industry generates vital income to the economy of many countries around the world and particularly in Canada. This industry continues to grow in recent years but also generates a large amount of solid waste such as waste rock and mill tailings which are sometimes potentially polluting (acid mine drainage DMA or contaminated neutral drainage CND). Tailings therefore require appropriate long-term management. The return of mill tailings underground as cemented paste backfill (CPB) reduces their potential environmental impact and provides a material that improves both ground stability and the economic benefits of mining. Cemented paste backfill is therefore a mixture of tailings with mixing water and a binding agent that can develop a prescribed uniaxial compressive strength (UCS). The binder may be either general use Portland cement GU or a blend of GU cement with supplementary cementing materials (e.g. blast furnace slag, fly ash, natural pozzolan or other alternative binders).

In general, the backfill strength increases with the increase in the binder proportion. However, the cost of mine backfilling is 10% to 20% of the total operating cost of an underground mine and 80% of this cost is that of the binder. One of the interesting options to reduce backfilling operation costs is the partial replacement of Portland cement by supplementary cementing materials (SCM) or industrial by-products as alternative binders. Recently, some physicochemical parameters for binding agents to be used in RPCs have been proposed, namely the hydraulic modulus (H_m _b), the relative reactivity factor (R_f) and the relative hydration index (H_a). The relative hydration index is combining the hydraulic modulus and the relative reactivity factor and quantifies the hydraulic activity of the binder used. These parameters can be used to help a rational formulation of binders in backfill based on the concepts of "reference binder" and responsiveness corresponding to the reference binder.

The main objective of this research project is to experimentally verify and validate the physico-chemical parameters and a semi-empirical model for predicting the UCS to provide assistance in the selection of optimal binders. To achieve this objective, different paste backfill mix recipes were performed with four variants of binding agent: general use Portland cement (GU), slag-based binders (GU/Slag), class F fly ash-based binders (GU/FAF) and class C fly ash-based binders (GU/FAC). For each type of binder, different formulations of blends were tested. These CPB mixtures were prepared with Casa Berardi mine tailings using two binder percentages, 4.5%

and 7%. The mixing water was tap water. Other CPB recipe formulations were made with two sulfated waters (2500 and 5000 mg/l), in order to simulate the effect of sulphates on the mechanical performance of the CPB. Plastic molds with a diameter of 5.08 cm (2 inches) and a height of 10.16 cm (4 inches) were used for the test specimen's preparation. The CPB strength (UCS) was determined at four different curing times: 14, 28, 56 and 90 days.

The results of this study show that mixtures having a relative hydration index equivalent to that of a specific binder called «reference binder» (20GU/80Slag) developed the highest UCS value (optimum) in their category of binder formulations. Accordingly, the optimum dosage set via the physicochemical parameters was identified/verified and then, experimentally validated. Specific physicochemical parameters can be used as a screening tool to assist the selection of optimal binding agent and also during the optimization process to obtain optimal dosage in the preparation of cemented paste backfill. The UCS prediction model based on the parameter H_a predicted reasonably well the experimental values for all the CPB mixtures. Indeed, for each binder formulation the semi-empirical model underestimated the experimental values. This is good news because it could be used with confidence to estimate the anticipated UCS of CPB during pre-feasibility studies (estimate of backfilling costs) or during a modification of binder formulation toward a new unknown formulation.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ	V
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIV
LISTE DES FIGURES.....	XVI
LISTE DES ANNEXES.....	XIX
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Mise en contexte.....	1
1.2 Les remblais miniers	3
1.2.1 Le remblai hydraulique	4
1.2.2 Le remblai rocheux.....	4
1.2.3 Le remblai en pâte cimenté	5
1.3 Problématique de l'étude.....	7
1.4 Objectifs	10
1.5 Structure du document	10
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	12
2.1 Description générale du remblai en pâte	12
2.1.1 Préparation du remblai en pâte.....	12
2.1.2 Transport et distribution sous terre.....	14
2.2 Principaux ingrédients du remblai en pâte	15
2.2.1 Résidus miniers	15

2.2.2 Eau.....	16
2.2.3 Liant hydraulique	16
2.3 Propriétés mécaniques des remblais en pâte	22
2.3.1 Résistance en compression uniaxiale (UCS).....	22
2.3.2 Compression triaxiale.....	24
2.3.3 Critères de rupture de Mohr-Coulomb	25
2.4 Propriétés chimiques et cinétiques réactionnelles des liants	26
2.4.1 Hydratation du ciment Portland	26
2.4.2 Hydratation du ciment composé de Slag et de ciment Portland GU	30
2.4.3 Hydratation du ciment composé de cendres volantes et de ciment Portland GU	33
2.5 Processus de durcissement des remblais en pâte cimentés	36
2.6 Paramètres affectant l'UCS des RPC	38
2.6.1 Effets des résidus miniers (minéralogie et granulométrie).....	38
2.6.2 Effets de l'eau de mélange (quantité et chimie).....	41
2.6.3 Effet du liant hydraulique.....	43
2.6.4 Effet de la température	45
2.7 Analyse de stabilité et résistance requise du remblai	46
2.7.1 Support vertical	46
2.7.2 Pilier autoportant	47
2.7.3 Plancher de travail.....	52
2.8 Modèles de prédiction de la résistance en compression uniaxiale	53
2.8.1 Modèle de Mitchell et Wong (1982).....	54
2.8.2 Modèle de Swan (1985)	54
2.8.3 Modèle de Lamos et Clark (1989).....	54

2.8.4 Modèle de Arioglu (1983).....	55
2.8.5 Modèle de Yu (1989)	55
2.8.6 Modèle de Belem (2009).....	56
CHAPITRE 3 MATÉRIELS ET MÉTHODES.....	58
3.1 Démarche méthodologique	58
3.2 Matériels.....	60
3.2.1 Résidus	60
3.2.2 Liant hydraulique	69
3.2.3 Eau de mélange	70
3.3 Méthodes	72
3.3.1 Calculs des mélanges	72
3.3.2 Préparation des éprouvettes de remblai.....	73
3.3.3 Test d'affaissement	75
3.3.4 Essais de compression uniaxiale (UCS).....	75
CHAPITRE 4 ARTICLE 1: EXPERIMENTAL VALIDATION OF PHYSICOCHEMICAL PARAMETERS FOR OPTIMAL SELECTION OF BINDING AGENTS FOR THE CEMENTED PASTE BACKFILLS PREPARATION.....	77
4.1 Abstract	77
4.2 Introduction	77
4.3 Background on cements and supplementary cementitious materials.....	80
4.3.1 Types of Portland cement.....	80
4.3.2 Supplementary cementitious materials.....	80
4.4 Background on the physicochemical parameters for the binding agents selection.....	82
4.4.1 Hydraulic moduli for the Portland clinker	82
4.4.2 Alkalinity indexes for granulated blast furnace slag.....	83

4.4.3	Hydraulic moduli for blended binders	84
4.4.4	Relative hydration index	87
4.4.5	Concept of reference binder	90
4.4.6	Optimum reactivity of binding agents.....	93
4.4.7	Empirical predictions of the physicochemical parameters.....	96
4.5	Experimental validation	97
4.5.1	Cemented paste backfill ingredients	97
4.5.2	Preparation of paste backfill mixtures.....	101
4.5.3	Unconfined compression tests.....	102
4.6	Experimental results and discussion	103
4.6.1	UCS from the GU/Slag mix recipes.....	103
4.6.2	UCS from the GU/FAF mix recipes.....	104
4.6.3	UCS from the GU/FAC mix recipes	105
4.6.4	Discussion	106
4.7	Concluding remarks	109
4.8	References	109
CHAPITRE 5	DISCUSSION	112
5.1	Évolution de l'UCS en fonction du type de liant	113
5.1.1	Effet de la Slag	113
5.1.2	Effet des cendres volantes (fly ash de classes F et C).....	115
5.2	Évolution de l'UCS en fonction de la chimie de l'eau.....	119
5.2.1	Effet des sulfates sur les remblais à base de GU/Slag.....	121
5.2.2	Effet des sulfates sur les remblais à base de GU/FAF	122
5.2.3	Effet des sulfates sur les remblais à base de GU/FAC	123

5.2.4	Effet du type de liant en présence des sulfates.....	125
5.3	Validité de l'indice d'hydratation relative H_a de sélection des agents liants en présence de sulfates.....	126
5.3.1	Résistance en compression uniaxiale (UCS) du liant GU/Slag.....	126
5.3.2	Résistance en compression uniaxiale (UCS) du liant GU/Fly ash F.....	128
5.3.3	Résistance en compression uniaxiale (UCS) du liant GU/Fly ash C	129
5.4	Vérification du modèle de prédiction de l'UCS avec les résultats obtenus avec les trois liants (GU/Slag, GU/FAC, GU/FAF).....	131
5.5	Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989)....	134
CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS		137
6.1	Conclusion.....	137
6.2	Recommandations	140
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES		141
ANNEXES		154

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1:Composition typique des phases minérales du ciment portland (Belem, 2013; Notes de cours)	18
Tableau 2-2:Produit de la réaction de la Slag en présence de différents activateurs (Lea, 1970)..	32
Tableau 2-3: Principales différences entre des mélanges de type mortiers/bétons et remblais en pâte cimentés (Benzaazoua et al., 2004a)	36
Tableau 2-4: Valeurs des constantes a_1 , b_1 et c_1 pour chaque type de liant pour le calcul de α_B ..	57
Tableau 2-5 : Valeurs des constantes a_2 , b_2 et c_2 pour chaque type de liant pour le calcul de k	57
Tableau 3-1 : Teneur en eau et pourcentage solide massiques des résidus de Casa Berardi	62
Tableau 3-2: Paramètres granulométriques des résidus de la mine Casa Berardi.....	63
Tableau 3-3 : Résultats de l'analyse minéralogique par DRX.....	65
Tableau 3-4 : Résultats d'analyse XRF du résidu de Casa Berardi	67
Tableau 3-5: Résultats de l'analyse ICP-AES du résidu de Casa Berardi	68
Tableau 3-6: Analyse du soufre et du carbone du résidu de Casa Berardi.....	69
Tableau 3-7: Composition chimique des agents liants utilisés (% en masse d'oxydes)	70
Tableau 3-8: Caractéristiques physiques des agents liants utilisés	70
Tableau 3-9 : Propriétés chimiques et géochimiques de l'eau de robinet.....	71
Tableau 3-10: Concentration de sulfate et de masse connexes de Na_2SO_4	72
Tableau 3-11: Les différentes formulations des agents liants pour chaque catégorie de liants	73
Table 4- 1: Chemical composition of Portland cement and SCM (mean values)	81
Table 4- 2: Physical properties of Portland cements and SCMs (different sources).....	89
Table 4- 3: Classification of binder regarding CPB hardening (after Belem et al., 2010).....	89
Table 4- 4: Calculation of the physicochemical parameter values based on data in Tables 4-1 &4-2	90
Table 4- 5: Calculation of the probability density function (<i>pdf</i>) for different Hm_b	94

Table 4- 6: Values of the polynomial fitting constants for use with Eq. (72).....	96
Table 4- 7: Physical and mineralogical properties of Casa Bacardi's mine tailings.....	98
Table 4- 8: Categories of binder formulation.....	99
Table 4- 9: Calculation of the physicochemical parameters of the different binder formulations tested in this study	99
Table 4- 10: Chemical composition of cement and supplementary cementing materials.....	100
Table 4- 11: Physical properties of cement and supplementary cementing materials	100
Table 4- 12: Chemical composition and geochemistry of mixing water used (tap water).....	101
Table 4- 13: CPB mixture formulations and characteristics	102
Tableau A- 1 : Exemple de feuille Excel utilisée pour calculer les masses des ingrédients	154
Tableau B- 1 : Masses des ingrédients des mélanges de remblais à base de GU/Slag	167
Tableau B- 2 : Masses des ingrédients des mélanges de remblais à base de GU/FAF	167
Tableau B- 3 : Masses des ingrédients des mélanges de remblais à base de GU/FAC	168

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1: Différentes étapes de la formation du DMA (d'après Ferguson et al., 1988)	2
Figure 1-2: La composition des remblais en pâte cimentés ainsi que les principaux ingrédients (adapté de Benzaazoua et al., 2003)	7
Figure 1-3: Proportion relative des liants utilisés pour le remblayage au Canada (Gauthier, 2004).	8
Figure 5-1: Les facteurs qui influencent le remblai en pâte cimenté (d'après Ouellet, 2006).....	113
Figure 5-2: Variation de l'UCS en fonction de différentes formulations du liant GU/Slag	115
Figure 5-3: Variation de l'UCS en fonction de différentes formulations du liant GU/FAF	116
Figure 5-4: Variation de l'UCS en fonction de différentes formulations du liant GU/FAC.....	117
Figure 5-5: Variation d'UCS en fonction des différentes formulations des liants GU/FAF et GU/FAC	118
Figure 5-6: Variation de l'UCS en fonction du type d'eau et pour les quatre temps de cure et les trois formulations de liant sélectionnées comme optimales.....	120
Figure 5-7: Évolution de la résistance des remblais à base de GU/Slag en fonction du type d'eau	122
Figure 5-8: Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAF en fonction du type d'eau	123
Figure 5-9: Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAC en fonction du type d'eau	124
Figure 5-10: Évolution de la résistance UCS en fonction de type de liant en présence des sulfates.	125
Figure 5-11: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates.....	127
Figure 5-12: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates.....	127

Figure 5-13: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates	128
Figure 5-14: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates	129
Figure 5-15: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAC et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates	130
Figure 5-16 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates	130
Figure 5-17: Comparaison du modèle avec les résultats du remblai avec le liant GU/Slag	132
Figure 5-18: Comparaison du modèle avec les résultats du remblai avec le liant GU/FAC.....	132
Figure 5-19: Comparaison du modèle avec les résultats du remblai avec le liant GU/FAF	133
Figure 5-20 : Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989) pour le liant GU/Slag.....	135
Figure 5-21 : Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989) pour le liant GU/FAF	135
Figure 5-22 : Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989) pour le liant GU/FAC	136
Figure A- 1 : Variation de l'UCS en fonction des différentes formulations du liant GU/FAC ...	155
Figure A- 2 : Variation de l'UCS en fonction des différentes formulations du liant GU/FAF....	155
Figure A- 3 : Variation de l'UCS en fonction de la proportion du liant à 14 et 56 jours	156
Figure A- 4 : Variation de l'UCS en fonction du type d'eau et pour les quatre temps de cure et les trois formulations de liant sélectionnées comme optimales.....	157
Figure A- 5 : Évolution de la résistance des remblais à base de GU/Slag en fonction du type d'eau	158
Figure A- 6 : Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAF en fonction du type d'eau.....	159

Figure A- 7 : Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAC en fonction du type d'eau	160
Figure A- 8 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates.....	161
Figure A- 9 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates.....	161
Figure A- 10 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates..	162
Figure A- 11 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates..	162
Figure A- 12 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAC et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates .	163
Figure A- 13 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAC et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates .	163
Figure A- 14 : Comparaison de l'évolution de l'UCS prédit et expérimental du remblai avec le liant GU/Slag avec un pourcentage de 4,5%.....	164
Figure A- 15 : Comparaison de l'évolution de l'UCS prédict et expérimental du remblai avec le liant GU/FAF avec un pourcentage de 4,5%.....	165
Figure A- 16 : Comparaison de l'évolution de l'UCS prédict et expérimental du remblai avec le liant GU/FAC avec un pourcentage de 4,5%.....	166

LISTE DES ANNEXES

Annexe A – Résultats UCS obtenus avec le pourcentage liant DE 4,5%	154
Annexe B – CalculS DES masses des ingrédients POUR LES MÉLANGES.....	167
Annexe C – Article Mise en évidence expérimentale du dosage optimal des ciments composés (liants) utilisés dans la fabrication des remblais en pâte cimentés.....	169

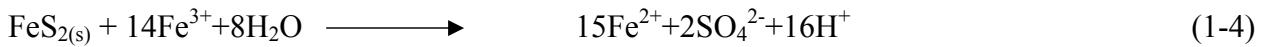
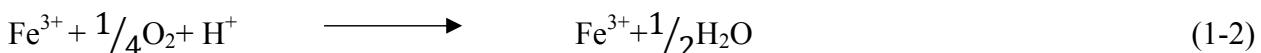
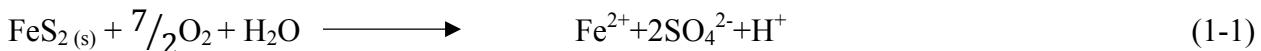
CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Mise en contexte

Au Canada et dans plusieurs autres pays industrialisés, les questions relatives à la conformité réglementaire environnementale ont donné une impulsion à la conception globale de l'ingénierie et la gestion efficace des rejets de l'exploitation minière et des sous-produits industriels. Cela a entraîné un regain d'intérêt au sein de l'industrie minière pour explorer et évaluer des stratégies novatrices pour la gestion des rejets miniers potentiellement acidogènes.

Les impacts environnementaux du drainage minier acide (DMA) ont été bien documentés dans la littérature, ils constituent le problème environnemental le plus critique pour l'industrie minière (Rotchie, 2003). Le drainage minier acide est un phénomène naturel, qui résulte de l'oxydation de minéraux ou de rejets miniers contenant notamment des sulfures de fer (pyrite et Pyrrhotite) exposés à l'air et à l'eau. Cette oxydation conduit à l'acidification des eaux et à la solubilisation des métaux présents (tels : Pb, Zn, Cu, Cd, As...) et constitue une source importante de pollution, constituant ainsi un problème environnemental qui est relié à l'activité anthropique minière. En d'autres termes, les eaux de drainage acides sont caractérisées par un faible pH, des concentrations en métaux lourds et en sulfates solubles élevée.

Les sulfures de fer, l'eau et l'oxygène constituent les éléments essentiels pour la formation du DMA. Une fois en contact, les réactions chimiques peuvent s'amorcer donnant ainsi la formation du DMA. Les réactions chimiques impliquées lors de la formation du DMA sont :



Les réactions (1) à (4) expliquent la formation du DMA en présence de la pyrite. En effet, l'oxydation de la pyrite est la réaction de départ (équation 1) du processus de formation du DMA en provoquant une baisse progressive du pH. Par la suite, on a une transformation du Fer ferreux (Fe^{2+}) produite par l'oxydation de la pyrite en Fer Ferrique (Fe^{3+}) (équation 2) qui reste dans la

solution sous un pH de 3,5. L'équation (4) est prédominante lorsque le pH est inférieur à environ 3. Il faut noter que l'activité bactérienne joue également un rôle important dans la formation du DMA (Neculita 2013, Notes de cours).

La Figure (1-1) montre les trois étapes de la formation du DMA proposées par Ferguson et al. (1988).

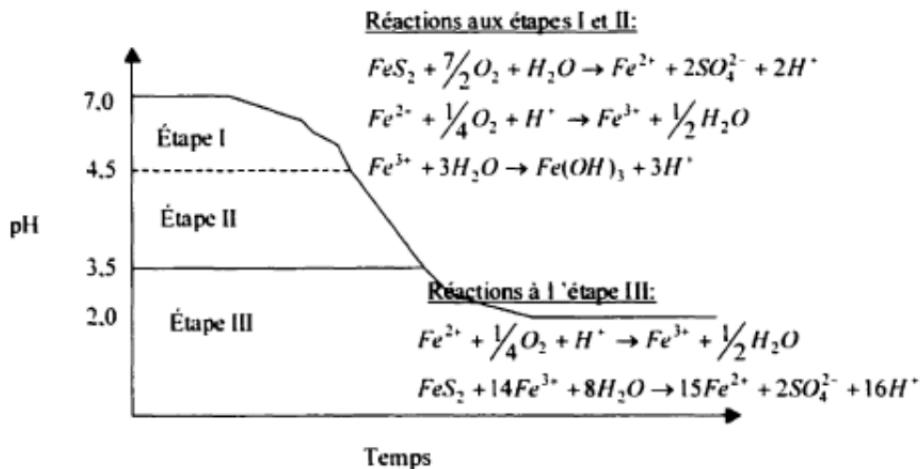


Figure 1-1: Différentes étapes de la formation du DMA (d'après Ferguson et al., 1988)

La solution pour la prévention et le contrôle du DMA vise à restreindre un des principaux éléments accessibles qui entre en jeu dans le processus de production d'acide (sulfures, oxygène et eau) (Neculita, 2012 ; notes de cours).

Le recouvrement en eau des résidus pendant la phase d'opération de la mine est une technique utilisée pour la prévention du DMA (Samad et Yanful, 2005). Afin d'empêcher la pénétration de l'oxygène dans les résidus miniers, les chercheurs ont recommandé l'application des couvertures avec effets de barrière capillaire (CEBC). Ces couvertures utilisent les propriétés non saturées des sols pour maintenir une des couches du recouvrement à un degré de saturation élevé et ainsi limiter la diffusion de l'oxygène (élément essentiel à la génération de DMA) (Bussière et al., 2001).

Une autre méthode qui permet aussi de réduire les impacts environnementaux reliés aux rejets miniers, est le stockage souterrain de ces derniers sous forme de remblai minier. Cette approche est de plus en plus utilisée dans les mines à travers le monde. Hormis son rôle d'empêcher la formation du drainage minier acide, le remblai minier permet de remplir les excavations

souterraines créées lors de l'extraction du minerai, offrant ainsi un support secondaire et une bonne stabilité de terrain (Hassani et Bois, 1992 ; Benzaazoua et al., 2008).

1.2 Les remblais miniers

L'industrie minière est confrontée à plusieurs défis pour maintenir ses activités rentables à travers le monde. L'engagement public et les récentes législations environnementales sont de plus en plus strictes et contraignent les compagnies minières à développer de nouvelles techniques pour gérer leurs rejets miniers écologiquement (pollution accrue, normes sévères, coûts de restauration), économiquement (coûts des métaux, recyclage, concurrence, etc.) et techniquement (la profondeur des mines, la dilution du minerai, le support de terrain, etc.). Le remblayage minier est une des approches utilisées dans les mines canadiennes et qui donne de bons résultats.

Le remblai minier peut être défini comme un mélange de matériaux de remblayage, destiné à l'excavation des chantiers miniers. Ce mélange est constitué principalement de trois ingrédients, à savoir le solide qui peut être soit du rejet de concentrateur (résidus miniers), soit le stérile rocheux, auquel on ajoute fréquemment un liant hydraulique et l'eau de mélange qui peut être une eau de procédé recyclée ou une eau propre (e.g. Benzaazoua et al., 2003).

Les premiers usages déclarés de remblai minier pour la stabilisation des structures remonte en 1864 (Piciacchia, 1987), où le remplissage par un remblai en pulpe a été utilisé pour protéger les fondations d'une église dans la région de Pennsylvanie.

La mine Horne de Noranda au Canada a utilisé le premier remblai consolidé en 1933, qui était un mélange de résidus de pyrrhotite et de laitier. Au début des années quatre-vingts, l'utilisation du remblai au Canada a augmenté de manière significative en raison de l'introduction des méthodes de minage à grande échelle et l'augmentation des profondeurs des mines (Landriault, 2001). L'industrie minière a commencé à développer de nouvelles variétés de remblai cimenté ayant des propriétés mécaniques plus élevées (remblai rocheux cimenté) contenant des rejets plus gros avec différents types de liants hydrauliques (Landriault, 2001).

La fonction principale des remblais miniers est de renforcer la stabilité des terrains liés à l'exploitation minière, et de réduire la quantité des rejets à stocker à la surface de la mine (e.g. Benzaazoua et al., 2004).

Le remblai minier est une des mesures adoptées par l'industrie minière pour assurer la sécurité des travailleurs, limiter les ruptures et les coups de terrain (Mitchell, 1989; Bernier et al., 1999 ; Belem et al., 2003 ; Brady et al., 2004), et aussi permet l'amélioration de la production.

Le remblai minier peut jouer plusieurs rôles, et cela dépend de la fonction qui lui a été assignée sous terre. En effet, quand le remblai est utilisé pour le contrôle du terrain, on en distingue deux grandes catégories:

- Plancher de travail ou de circulation d'engins : doit acquérir une résistance mécanique pour soutenir les équipements roulant.
- Pilier : doit posséder une capacité autoportante pour ne pas s'effondrer lorsqu'une face est ouverte ou par confiner un pilier de minerai fragilisé (e.g. Belem et Benzaazoua, 2008).

Il existe principalement trois types de remblai minier utilisé dans l'industrie minière et qui sont le remblai rocheux, le remblai hydraulique et le remblai en pâte cimenté. Ces trois types de remblai se distinguent par le type de rejet utilisé et la présence ou non du liant (Belem, 2013 ; notes de cours).

1.2.1 Le remblai hydraulique

Le remblai hydraulique est un mélange très fluide, composé soit de sable grossier et/ou de rejets de concentrateur hydrocyclonés, de l'eau et de liants hydrauliques (s'il est cimenté). Ce type de remblai peut être soit cimenté ou non avec un pourcentage solide de moins de 70% (Belem, 2013 ; notes de cours). Selon la classification de Thomas et Holtham (1989), le remblai hydraulique doit contenir au moins 10% de particules ultrafines dont le diamètre ne dépasse pas 10 µm. Il est généralement transporté par conduites jusqu'au chantier (e.g. Benzaazoua et al., 2005). Le remblai hydraulique peut atteindre une résistance de 0,4 MPa à 28 jours (Potvin, 2005).

1.2.2 Le remblai rocheux

Le remblai rocheux est un matériau utilisé dans le remblayage des excavations minières souterraines. Notamment, les mines souterraines qui génèrent une quantité importante de stériles, qui peuvent être utilisés comme un matériel de remblayage. Le remblai rocheux est un matériau sec formé de gros blocs de roche (la fraction rocheuse sans valeur économique). Pour ce type de remblai, l'ajout d'un coulis cimentaire reste facultatif, selon la résistance, il peut être effectué

avant, durant ou après son versement dans le chantier (l'ajout du ciment à ce type de remblai permet d'avoir des résistances très élevées). Hassani et Archibald (1998) ont classifié le remblai rocheux en deux catégories, à savoir le *Rock Fill* (RF) et le *Cemented Rock Fill* (CRF), dont chacun est utilisé dans un but spécifique. Le transport de ce type de remblai jusqu'au chantier se fait par des convoyeurs ou des camions et il est distribué sous terre par un réseau de cheminées (Belem, 2013 ; notes de cours).

Le remblai rocheux reste le remblai le plus résistant par rapport aux autres types de remblai (remblai hydraulique et le remblai en pâte). D'ailleurs, le remblai rocheux est utilisé lorsqu'on cherche des résistances mécaniques très élevées ou pour diminuer la quantité de stérile à stocker en surface.

1.2.3 Le remblai en pâte cimenté

Le remblai en pâte cimenté est actuellement le remblai le plus utilisé dans de nombreuses mines à travers le monde pour la gestion des rejets miniers (Benzaazoua et al., 1999, 2002; Belem et al., 2000; Hassani et al., 2001). Les compagnies minières canadiennes et australiennes sont les leaders dans l'utilisation de cette technologie (Tariq, 2012). Plusieurs chercheurs ont mis en évidence les avantages potentiels associés au remblai en pâte cimenté dans les opérations minières souterraines et l'ont jugé indispensable pour la plupart des mines souterraines (Benzaazoua et al., 1999, 2002; Hassani et al., 2001; Kesimal et al., 2004; Fall et Benzaazoua, 2005; Ouellet et al., 2006, 2007; Ercikdi et al., 2010).

Le remblai en pâte cimenté a un certain nombre d'avantages par rapport aux autres méthodes de gestion de rejets miniers, y compris:

- Le remplissage des excavations créées dans les chantiers, offrant ainsi un meilleur niveau de stabilité des chantiers, et par conséquent le renforcement de la sécurité des travailleurs miniers (Mitchell, 1989a et b; Benzaazoua et al., 1999, 2001 et 2002; Bernier et al., 1999; Benzaazoua et Belem, 2000; Belem et al., 2000, 2001 et 2002).
- Une diminution d'environ 50% de la quantité de résidus sulfureux qui doit être disposée en surface, réduisant ainsi la pollution et les impacts négatifs sur l'environnement (drainage minier acide).

- Augmentation des réserves de minerai exploitées en agissant en tant que piliers de support secondaire favorisant la stabilité du chantier (Belem et Benzaazoua, 2003; Benzaazoua 2004a, 2004b).
- Réduction des coûts des opérations minières (Hassani et Bois, 1992 ; Belem et Benzaazoua, 2003).

Le remblai en pâte cimenté est un mélange des rejets de concentrateur filtrés, d'un agent liant (avec une proportion variant entre 2% et 8%) et d'eau de mélange (Figure 1-2.). Il est généralement préparé avec un pourcentage solide variant entre 75et 85% selon la densité relative des résidus (Hassani et Archibald, 1998). Cette gamme de pourcentage solide correspond à l'affaissement au cône d' Abrams compris entre 6 pouces (15,24 cm) et 10 pouces (25,4 cm) permettant le transport adéquat en pipeline du remblai en pâte cimenté (Landriault et al., 1997). L'agent liant peut être soit du ciment Portland à usage général ou type GU (General use) utilisé seul ou composé avec un ajout minéral (scories ou Slag, cendres volantes ou fly ash, autres réactifs pouzzolaniques).

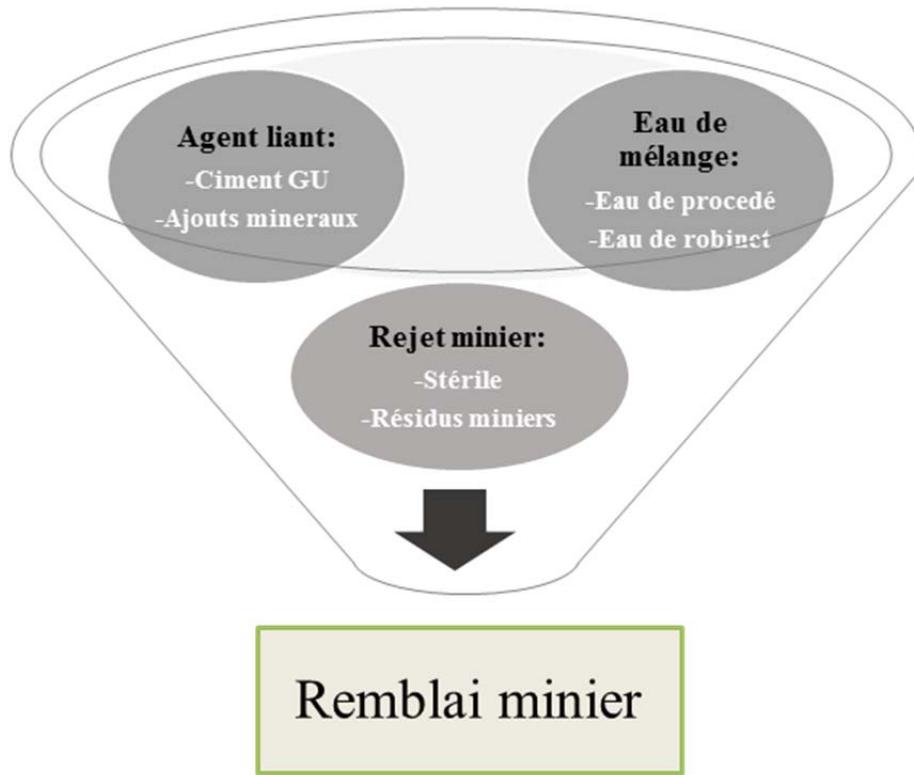


Figure 1-2: La composition des remblais en pâte cimentés ainsi que les principaux ingrédients
(adapté de Benzaazoua et al., 2003)

1.3 Problématique de l'étude

Chacune des trois composantes du remblai en pâte joue un rôle essentiel dans son transport, sa mise en place et son acquisition de la résistance à court et à long termes (Benzaazoua et al., 2003). En effet, le résidu qui est la composante la plus abondante, peut influencer la qualité du remblai par sa granulométrie et sa composition chimique et minéralogique. L'eau peut avoir aussi un effet sur la performance du remblai en pâte par sa composition chimique. L'effet du liant dans la formulation du remblai en pâte cimenté, réside dans sa composition chimique et ses proportions dans le mélange (Benzaazoua et al., 2003, 2004, 2005). D'ailleurs, le liant est principalement utilisé pour développer une résistance mécanique suffisante du remblai en pâte. Il existe plusieurs types de liants et chaque type produit des résistances mécaniques différentes pour un type donné de résidu. Toutefois, la variabilité et la complexité des résidus miniers et le

comportement du liant dans la matrice du remblai en pâte empêchent d'avoir une recette générale acceptée pour l'utilisation dans le remblai en pâte cimenté avec différents type de résidus miniers.

En général, la résistance mécanique du remblai en pâte augmente avec la proportion du liant. Ainsi, une plus grande stabilité de remblai peut être obtenue en ajoutant plus d'un liant (Hassani et Archibald, 1998 ; Belem et al., 2000 ; Benzaazoua et al., 2000, 2002, 2004).

Cependant, les coûts du remblayage minier représentent une part importante des coûts d'exploitation d'une mine souterraine, soit entre 10% et 20% du coût total et le liant représente jusqu'à 75 à 80% du coût du remblayage (Grice, 1998). L'étude réalisée par Gauthier (2004), a montré que le coût total du remblayage peut être subdivisé en plusieurs composantes, tel que les coûts reliés à la mise en place, à la préparation, et aux liants. Les résultats de cette étude ont montré que les proportions des coûts reliés aux liants sont les plus élevés par rapport aux autres composantes (Figure 1-3) (environ 73% pour les mines québécoises et 67% pour les autres régions). D'où l'importance et la nécessité d'identifier des liants économiques mais efficaces pour l'optimisation des agents liants.

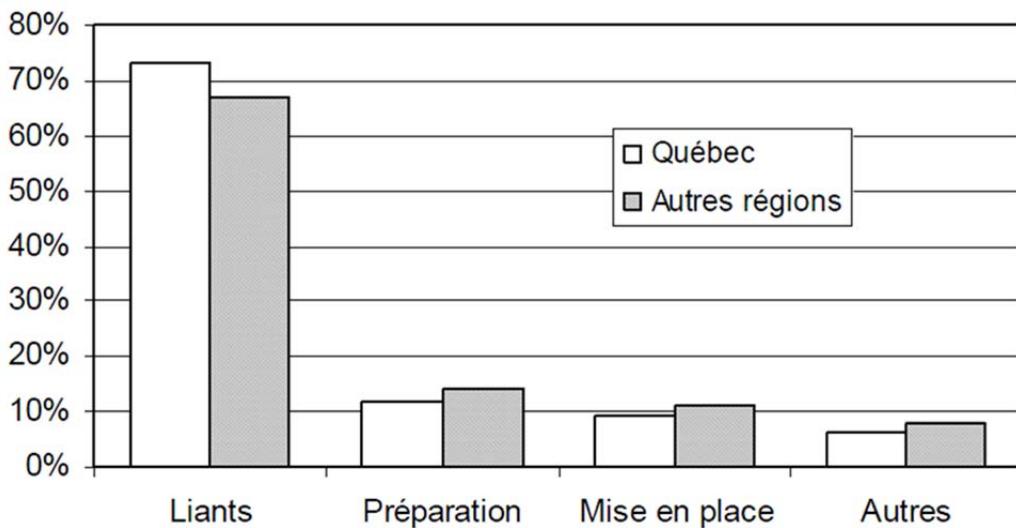


Figure 1-3: Proportion relative des liants utilisés pour le remblayage au Canada (Gauthier, 2004)

La substitution partielle du ciment GU par des ajouts minéraux ou des liants moins chers, est une des solutions innovantes qui permet de réduire les coûts élevés des opérations de remblayage. Durant les dernières années, il y a eu des efforts remarquables dans l'utilisation d'une variété de matériaux pouzzolaniques et de sous-produits industriels dans la formulation du remblai en pâte

cimenté, non seulement pour réduire la consommation de ciment Portland, mais aussi pour une valorisation de ces produits. Toutefois, la bonne formulation via un dosage optimal demeura nécessaire pour que cette substitution soit efficace.

Plusieurs facteurs contrôlent le choix et l'utilisation du liant dans le remblai en pâte, tel que le coût, la disponibilité et la performance mécanique (e.g. Benzaazoua et al., 2005). En effet, depuis la découverte de l'utilisation des ajouts minéraux comme substituts du ciment GU, les coûts ont beaucoup augmenté. Comme le montre la Figure 1-4, sur une période de 45 ans l'évolution des coûts reliés à la scorie (ou Slag) suit la progression du coût du ciment (Gauthier, 2004 ; Benzaazoua et al., 2005). Toutefois, ces dernières années le coût de la Slag semble avoir dépassé celui du ciment GU. D'où la nécessité de pouvoir choisir un agent liant alternatif à performance équivalente à celle des liants conventionnels (Belem et Benzaazoua, 2008 ; Belem, 2009).

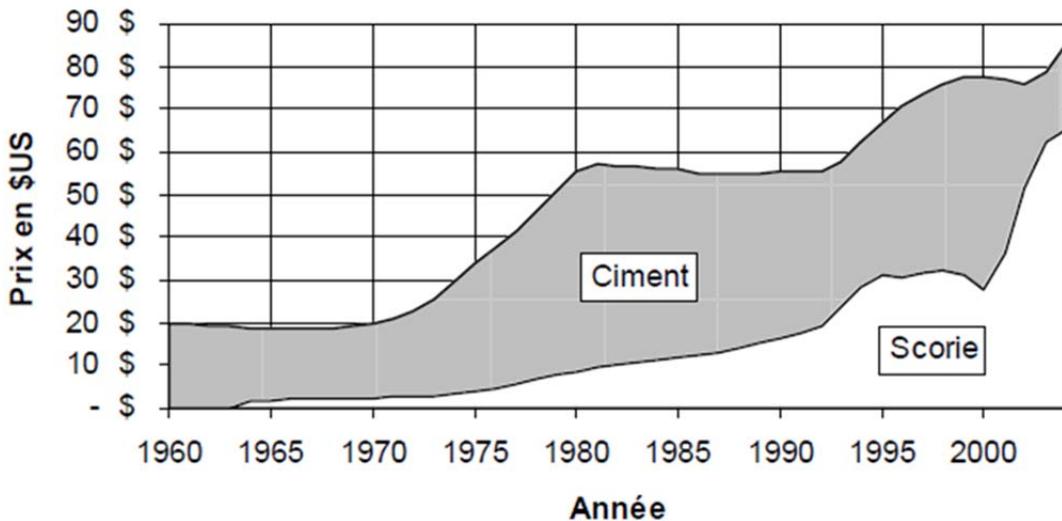


Figure 1-4: illustration de l'évolution des coûts des ciments et de scories (Slag) (Gauthier, 2004)

Aussi, lors des phases d'études de préfaisabilité de systèmes de remblayage, une estimation préliminaire de la résistance mécanique potentielle du remblai en pâte cimenté (RPC) est requise. Mais le choix d'un agent liant adapté et la prédiction de la résistance mécanique du RPC nécessitent l'usage d'un modèle mathématique. Ce dernier, pour être robuste, devra s'appuyer sur les principaux paramètres physico-chimiques reliés à la formulation des recettes de mélanges de RPC. De tels paramètres physico-chimiques ont déjà été développés à cet effet (Belem et al., 2010).

1.4 Objectifs

L'objectif principal de cette étude est de mettre au point un outil d'aide à la formulation des recettes de mélanges de remblai en pâte cimenté à l'aide d'une caractérisation expérimentale à partir du développement mathématique de paramètres physico-chimiques des ciments et des ajouts minéraux (sous-produits industriels). Cet objectif sera effectué par le biais des objectifs spécifiques suivants :

- La compréhension des liens entre la résistance mécanique (UCS) et les caractéristiques physico-chimiques des liants;
- Identification des optimums pour les différents types d'agents liants, et validation expérimentale de l'existence de ces optimums;
- Validation expérimentale du modèle mathématique de sélection des agents liants aux moyens de corrélations de ses paramètres avec les résultats UCS.
- Vérification de l'influence des trois ingrédients du remblai en pâte sur sa performance mécanique.
- Validation du modèle préliminaire de la prédiction de la résistance mécanique à la compression uniaxiale (UCS).

1.5 Structure du document

Le présent mémoire commence par une revue de littérature (Chapitre 2) en lien avec le sujet de recherche. Il présente dans un premier temps une description générale du remblai en pâte cimenté (ingrédients du RPC, propriétés mécaniques et chimiques), ensuite une description détaillée de l'hydratation des différents liants utilisés dans la fabrication du RPC. Une synthèse de différents modèles d'analyse de stabilité et de résistance requise, ainsi que les modèles de la prédiction d'UCS ont été présentés à la fin de ce chapitre.

Le Chapitre 3 décrit le programme expérimental adapté dans cette étude avec une présentation des matériaux et des méthodes utilisés dans ce projet.

Le Chapitre 4 est présenté sous forme d'article qui s'intitule « *Experimental validation of physicochemical parameters for optimal selection of binding agents for cemented mine backfills preparation* ». Ce chapitre présente l'ensemble des résultats des différents mélanges de

remblai en pâte cimentés réalisés avec l'eau de robinet. Dans ce chapitre on présente aussi la validation expérimentale du modèle de sélection des formulations optimales des différents agents liants utilisés dans cette étude.

Le Chapitre 5 est une discussion générale avec une interprétation de l'ensemble des résultats obtenus lors de cette étude.

Le Chapitre 6 présente les principales conclusions de cette étude ainsi que certaines recommandations.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Description générale du remblai en pâte

Le remblai en pâte est devenu une méthode plus commune, pour fournir le soutien structurel dans les mines souterraines. L'utilisation des résidus de traitement permet d'éliminer la nécessité de fournir des roches de carrières pour le soutien structurel, et permet aussi la récupération de pilier de minerai qui pourraient être laissé pour le support structurel (Benzaazoua et al., 2006).

Durant ces trois dernières décennies, le remblai en pâte a été développé en premier, puis les méthodes de préparation et de distributions ont évolué rapidement. Le remblai en pâte comprend une gamme de matériaux couvrant un large éventail de critères et de performance. Il s'agit d'un fluide non newtonien, pompable, constitué généralement d'un mélange de résidus miniers, de l'eau et d'un liant hydraulique.

Les rejets utilisés sont fins humides, issus d'une filtration du résidu final. Le remblai possède une densité de pulpe ou pourcentage solide variant entre 70% et 85% et ayant un affaissement variant entre 150 et 250 mm (Landriault et al., 1997). Le liant hydraulique peut être composé d'un ou plusieurs ciments et avec une proportion variant de 2 à 8% de la masse sèche des résidus. Ce type de remblai doit contenir au moins 15% des particules de diamètre inférieur à 20 µm (Belem, 2013; notes de cours).

2.1.1 Préparation du remblai en pâte

Dans cette section on examine la production et les systèmes de livraison du remblai. Avant d'être transporté depuis l'usine en surface jusqu'aux chantiers souterrains, le remblai en pâte doit être préparé selon des règles spécifiques pour répondre à plusieurs exigences. Ensuite vient la distribution par pompage à l'aide de pipelines.

a) Épaississement

L'épaississement s'appuie sur le règlement de la gravité de la composante solide de l'alimentation. Les solides se déposent au fond de l'épaisseur pour ensuite être purgés. L'eau déborde au sommet. L'épaisseur produit une suspension avec une densité de matières solides entre 60 et 70% (Potvin, 2005).

b) Filtration

La filtration est souvent la seconde étape du processus de déshydratation. C'est un procédé de déshydratation ou de séparation, où une surface poreuse est utilisée pour retenir les particules solides de la suspension. L'accumulation de matières solides sur la surface poreuse (appelée le milieu de filtration) permet d'avoir un gâteau de filtre. Le liquide qui circule à travers le milieu filtrant est appelé le filtrat.

c) Cyclonage

C'est une technique qui est utilisée dans le système de déshydratation en une seule étape. Elle permet d'éliminer les fractions ultrafines afin d'accroître le taux d'assèchement et ainsi diminuer la quantité nécessaire de liants dans la pâte. Le cyclonage exige un grand nombre de cônes avec des petits diamètres. Cette technique est généralement plus coûteuse que la filtration et l'épaississement (e.g. Hassani et Archibald, 1998).

d) Mélange

Pour produire une pâte de bonne qualité, le système de mélange de différentes composantes du remblai peut être considéré comme l'élément le plus important du procédé. Le gâteau de filtra, le ciment et l'eau sont mélangés dans les bonnes quantités pour produire une pâte homogène avant la réticulation souterraine. Le remblai en pâte nécessite un mélange intensif pour assurer une combinaison complète de pâte de résidus avec l'agent liant. On peut être amené à ajouter de l'eau pour obtenir la consistance désirée.

Il existe deux systèmes de mélange utilisés pour produire la pâte :

- Mélange par séquence : ce système permet de préparer un volume donné de remblai en plusieurs fois. Chacune des séquences ayant la même recette de mélange (ou une recette différente au besoin) (Belem 2013; notes de cours). Chaque lot prend généralement plusieurs minutes pour se nourrir, mélanger et décharger. On utilise des trémies de pesage pour avoir la bonne proportion de chaque matériau de la pâte. L'avantage de cette méthode est que le mélange peut être vérifié à tout moment dans le mélangeur avant l'envoi vers le chantier souterrain, ce qui permet un meilleur contrôle de la qualité du remblai (Newman, 1992).

- Mélange en continu : dans ce système, le mélangeur est alimenté en matériaux en permanence. Ce système repose sur des proportions exactes de différentes composantes du mélange. Pour cela un système de suivi en continu est utilisé pour bien doser les différentes proportions du mélange (Belem, 2013, notes de cours).

2.1.2 Transport et distribution sous terre

Après le mélange, le transport de la pâte se fait habituellement à l'aide de pompes à piston, par gravité, ou par une combinaison des deux. En général, la pâte va s'écouler par gravité à un angle supérieur à 30° , ce qui rend la sélection de l'emplacement de l'usine du remblai très importante. Ce dernier doit être situé là où il y a la série des puits de distribution, et des pistes latérales courtes qui vont permettre le transport de la pâte dans tous les chantiers.

Il existe trois systèmes qui peuvent être utilisés pour transporter le matériel d'un point de la surface vers les chantiers souterrains (Thomas et al., 1979) à savoir :

- Système gravité/pompage : dans ce système, le pompage peut ne pas être nécessaire si le rapport de la distance verticale et horizontale (V/H) est favorable. Si ce ratio est petit, une énergie externe doit être appliquée pour permettre le pompage dans la section horizontale. Quand le rapport V/H est grand, une pression aux points de départ est importante avec un risque de rupture des pipes. L'avantage du système gravité/pompage est d'être entièrement souterrain en absence des perturbations des activités de surface.
- Système gravitaire: ce système transforme progressivement la charge verticale en une pression horizontale. Le risque de rupture de conduites et d'interruption de la production est donc plus faible. Ainsi, l'utilisation de tuyaux légers et plus courts est envisageable.
- Système pompage/gravitaire : une forte pression est appliquée au point de départ pour permettre le pompage horizontalement. Le principal inconvénient de ce système est que la canalisation reste exposée en surface aux aléas climatiques (gel, variations de température, etc.).

Quand le remblai en pâte est transporté via des pipelines vers le point d'évacuation dans le chantier, des facteurs de friction sont générés, ce qui implique l'utilisation de pipelines à haute pression. La pression est typiquement d'environ 5 MPa pour ce type de système à écoulement laminaire. Les premiers systèmes utilisaient des pompes à pistons à haute pression, mais

l'expérience a montré que le remblai peut être facilement transporté par gravité, à condition que la géométrie de la réticulation soit favorable (Hassani et Archibald, 1998; Grice, 1998).

2.2 Principaux ingrédients du remblai en pâte

2.2.1 Résidus miniers

Les résidus miniers ce sont les matériaux restant après le traitement des minerais des roches exploitées lors d'une exploitation minière dont la teneur en métal recherchée est nulle ou très faible, et qui sont dès lors écartés sans être exploités. Ils contiennent généralement des roches broyées finement pour atteindre la maille de libération, et des effluents générés lors des procédés chimiques et mécaniques dans l'usine de traitement (e.g. Benzaazoua et al., 2003).

Dans certains cas, les résidus représentent un coût externe à l'exploitation minière. Cela est particulièrement vrai pour des opérations minières précoces qui n'ont pas pris les mesures adéquates pour rendre les aires d'entreposages des résidus respectueuses de l'environnement après la fermeture.

Aujourd'hui, les réglementations environnementales dans la majorité des pays incitent les compagnies minières à inclure les coûts des opérations de réhabilitation et de restauration du site minier dans leurs modèles économiques. Par exemple dans la province de Québec, la loi exige la soumission d'un plan de fermeture avant le début de l'activité minière. Ce plan devra inclure la gestion des stériles et des parcs à résidus. En effet, 50% à 100% des résidus sont stockés dans des parcs à résidus, et le reste est utilisé dans les opérations de remblai en pâte.

Les propriétés de base des résidus miniers, telles que la distribution granulométrique, la minéralogie et la composition chimique, peuvent varier d'une mine à l'autre, comme elles peuvent varier à l'intérieur d'une même mine. La granulométrie des résidus miniers est liée au niveau du broyage effectué au cours du traitement (Potvin, 2005). Il a été suggéré que les résidus utilisés dans la fabrication des remblais en pâte cimentés doivent contenir au moins 15% de particules fines dont le diamètre est inférieur à 20 µm (Landriault, 1995; Cincilla et al., 1997; Tenbergen, 2000). En effet, la présence des particules fines permet d'éviter la ségrégation de la pâte tout en facilitant le transport du remblai (Ouellet, 2006). Ces résidus ont généralement des granulométries semblables au sable fin ou aux argiles.

La minéralogie des résidus est aussi un paramètre très important, vu son influence sur le développement de la résistance. Par exemple la présence des minéraux sulfureux tels que la pyrite, peuvent être responsables de la détérioration de la résistance mécanique du remblai (Benzaazoua et al., 2002).

2.2.2 Eau

L'eau de mélange comprend l'eau de porosité après filtration ainsi que l'eau rajoutée afin d'obtenir la consistance de la pâte ciblée. Cette eau peut être une eau de procédé de la mine ou une eau fraîche (e.g. Benzaazoua et al., 2003). Il est important d'étudier la géochimie des eaux de pores (pH, teneur en Mg et en SO_4^{2-}). L'agressivité de cette eau doit être évaluée pour pouvoir sélectionner l'optimale qu'on doit utiliser dans le mélange (Belem et Benzaazoua, 2008).

2.2.3 Liant hydraulique

Le liant hydraulique peut être simple, i.e. contenant seulement du ciment Portland GU (ciment à usage ordinaire), comme il peut être composé du ciment Portland avec d'autres matériaux pouzzolaniques appelés ajouts minéraux. De tels matériaux incluent les cendres volantes (fly ash) (Weaver et Luka, 1970; Amaratunga et Yaschyshyn, 1997; Benzaazoua et al., 1999; Hassani et al., 2001; Ramlochan et al., 2004, Godbout et al., 2007), les laitiers de haut fourneau (Slag) (Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2002; Fall et Benzaazoua, 2005; Kesimal et al., 2005, Ouellet et al., 2006; Douglas et Malhotra ,1989) et la fumée de silice (Ercikdi et al. 2009). Toutefois, le ciment Portland reste le constituant principal des agents liant utilisés dans la formulation des remblais en pâte cimentés. Il faut noter que ces liants sont incorporés dans le ciment pour augmenter la résistance du matériau, grâce à leurs capacités de réagir avec l'eau pour former des phases hydratées. Aussi ces liant sont utilisés pour réduire les coûts associés au liant (e.g. Benzaazoua et al., 2003; Belem et Benzaazoua, 2008).

Les principales caractéristiques du ciment Portland et des ajouts minéraux sont discutés dans les paragraphes suivants.

a) Ciment Portland

Les ciments hydrauliques sont les plus couramment utilisés. Il s'agit d'une poudre fine qui réagit avec l'eau pour lier les particules entre elles comme des agrégats par le durcissement d'un état de

plastique liquide à l'état solide. Le ciment le plus commun est le ciment Portland ou ordinaire, également connu sous le nom de GU (ciment à usage général). Le ciment Portland est une poudre fine de clinker broyé et de sulfate de calcium (gypse). Ce dernier est utilisé avec une proportion de 5% comme un régulateur de prise. On peut aussi ajouter d'autres matériaux comme les cendres volantes, les laitiers de haut fourneau ou la fumée de silice. Le clinker est produit par la fusion d'un mélange de chaux de fer, d'alumine et de silice à des températures très élevées et en proportions précises. Il existe plusieurs types de ciments Portland, dépendamment des proportions des phases minérales.

Le ciment Portland à usage général (GU) est l'agent liant le plus largement utilisé, en raison de sa disponibilité ainsi que sa polyvalence (Rawling et al., 1966; Weaver et Luka, 1970; Aylmer, 1973; Thomas, 1973; Manca et al., 1983; Atkinson et al., 1989; Lamos et Clark, 1989; Rankine et Sivakugan, 2007; Grabinsky et al., 2007 et 2008). Il est considéré comme un liant adéquat pour la solidification des rejets miniers (Scoble et Piciacchia, 1986).

Le ciment Portland est formé principalement de quatre composants minéraux; silicate tricalcique ou alite (3CaOSiO_2 ou C_3S), silicate dicalcique ou belite (2CaOSiO_2 ou C_2S), aluminate tricalcique ($3\text{CaOAl}_2\text{O}_3$ ou C_3A) et aluminoferrite tetracalcique ($4\text{CaOAl}_2\text{O}_3.\text{Fe}_2\text{O}_3$ ou C_4AF).

Il existe cinq types de ciments Portland, qui se distinguent principalement par leurs teneurs en C_3A et leurs finesse (Tableau 2-1). En termes de performance, ces ciments se distinguent essentiellement par leurs taux d'hydratation et leurs capacités à résister à l'attaque sulfatique. Ces ciments sont :

Le ciment à usage général (GU): comme son nom l'indique, il s'agit d'un ciment à usage général adapté à tous les usages. Il n'exige pas de propriétés particulières des autres types de cimentés. Le ciment hydraulique à résistance modérée aux sulfates (MS) : ce type de ciment est conçu généralement pour une résistance modérée contre l'attaque sulfatique.

Le ciment hydraulique à haute résistance initiale (HE): ce type de ciment est conçu pour développer de forte résistance en peu de temps. Physiquement et chimiquement, il est semblable au ciment GU sauf que ses particules sont broyées plus finement.

Le ciment hydraulique à faible chaleur d'hydratation (LH): il s'agit d'un ciment qui permet de libérer la chaleur plus lentement que le GU et développe sa résistance plus lentement que les autres ciments.

Le ciment hydraulique à haute résistance aux sulfates (HS): ce ciment est caractérisé par sa forte résistance à l'attaque sulfatique.

Tableau 2-1:Composition typique des phases minérales du ciment portland (Belem, 2013; Notes de cours)

Type de ciment	C ₃ S (%)	C ₂ S (%)	C ₃ A (%)	C ₄ AF (%)	Finesse Blaine (kg/m ²)
GU	55	19	10	7	370
MS	51	24	6	11	370
HE	56	19	10	7	540
LH	28	49	4	12	380
HS	38	43	4	9	380

b) Ajouts minéraux

Les pouzzolanes sont des matériaux qui ont une faible capacité de cimentation. Ils contiennent cependant des composants qui, une fois combinés avec la chaux à des températures ordinaires et en présence d'eau, peuvent former des éléments ayant des qualités cimentaires (Potvin, 2005). Les types de matériaux pouzzolanes communément utilisés dans le remblai minier sont les suivants :

Cendres volantes (fly ash)

Les cendres volantes ou fly ash proviennent de la combustion du charbon dans les centrales de production d'énergie thermique. Elles se forment quand le charbon est broyé en fine poussière et est calciné dans une centrale thermique à plus de 1200 °C. Dans ce processus, les grains de poussière minérale de la gangue du charbon entrent en fusion. Ils sont véhiculés dans le flux de gaz, brûlés et séparés dans les électrofiltres de la centrale thermique en vue d'une utilisation ultérieure en tant que matériau de construction. Les cendres volantes se composent pour l'essentiel de silicium, d'aluminium et d'oxyde de fer (Hassani et Archibald, 1998). Les particules des cendres volantes ont une taille moyenne de 10 à 15 µm et elles sont essentiellement sphériques et vitreuses (Potvin, 2005).

L'ASTM (*the American Society for Testing and Materials*) a classé les cendres volantes en deux types:

- Type C : issues de la combustion du charbon de lignite ou le charbon sub-bitumineux. Ils sont composés essentiellement de la silice SiO_2 réactive et de l'alumine Al_2O_3 et de la chaux réactivée. Quant aux phases cristallines, les cendres volantes comprennent des phases inactives telles que le quartz, la ferrite et l'hématite (Tariq, 2012). Les cendres volantes classe C ont une forte teneur en chaux (CaO) allant de 15% à 30% et sont relativement pauvres en fer. Ce type de cendre volante est caractérisé par des propriétés cimentaires grâce à leurs fortes teneurs en CaO . Toutefois, elles ont une faible teneur en phase vitreuse, qui sont réactives à des pH très élevés ($\text{pH}>12$). En plus de leurs propriétés pouzzolaniques ce type de cendres volantes sont capables de neutraliser le potentiel acide des résidus minier, grâce à leur forte teneur en calcium (Roy et Griffin, 1982; Tariq, 2012).
- Type F : issues de la combustion du charbon anthracite ou du charbon bitumineux. Ces cendres ont une faible teneur en chaux (CaO), typiquement de 5% ou moins. Ces cendres volantes contiennent essentiellement la silice (SiO_2) et l'alumine de fer (Fe_2O_3). Cette classe est généralement plus résistante à l'attaque sulfatique que la classe C. Cependant, elles nécessitent un activateur pour pouvoir se cimenter.

La substitution partielle du ciment Portland par les cendres volantes utilisée dans les remblais en pâte miniers cimentés a été étudié par plusieurs chercheurs (Weaver et Luka 1970; Manca et al., 1983; Yu et Counter, 1988; Udd et Annor, 1993; Amaratunga et Yaschyshyn, 1997; Amaratunga et Hein, 1997; Benzaazoua et al., 1999; Bernier et al., 1999; Hassani et al., 2001, 2007a; Yilmaz et al., 2008; Godbout et al., 2007).

Hassani et al. (2001) ont évalué la stabilité du remblai en pâte avec une forte teneur en sulfate, en utilisant le ciment Portland seul comme liant et ciment composé de cendre volante classe C et ciment Portland GU. Les résultats de cette étude ont montré que l'utilisation du ciment Portland seul comme liant n'est pas approprié pour assurer une bonne stabilité à long terme à cause de la formation des composés d'aluminate de calcium. Tandis que le ciment contenant les cendres volantes classe C ont pu développer de bonne résistance à long terme. Dans une autre étude réalisée par Hassani et al. (2007), il a été démontré que la substitution de 50% de ciment Portland par les cendres volantes aboutisse à des résistances supérieures à celle du ciment Portland seul. La substitution partielle du ciment Portland ordinaire avec les cendres volantes de classe F a été

rapportée pour améliorer la résistance du remblai en pâte à l'attaque sulfatique (Benzaazoua et al., 1999; Bernier et al., 1999). Il a été conclu que les liants avec des proportions élevées de cendres volantes classe F ne sont pas adaptées pour une utilisation dans les mélanges de remblai pâte. Tandis que, la substitution élevée des cendres volantes classe C serait plus appropriée pour être utilisé dans le remblai en pâte cimenté (Ramlochan et al., 2004).

Laitiers de hauts fourneaux (Slag)

Les laitiers de hauts fourneaux ou Slag sont générés par les procédés pyrométallurgiques utilisés dans la production du fer, zinc, cuivre et Plomb. Selon les métallurgistes, la Slag peut être soit basique ou acide en utilisant les modules de basicité (voir section 3.1, Chapitre 3). Notamment, plus la Slag est basique plus son activité hydraulique est très élevée lors ce qu'elle est activée par un activateur alcalin (Hewlett, 2001).

Les laitiers de hauts de fourneaux sont généralement finement broyés pour être plus réactifs lors de sa substitution partielle dans le ciment. Il faut noter que la Slag peut remplacer une grande quantité du ciment en fonction de sa finesse et développer de meilleures résistances. En effet les deux paramètres qui déterminent les propriétés hydrauliques de la Slag sont sa composition chimique et son état vitreux (Doube et Bakker, 1986).

La Slag est composée essentiellement de silicates et aluminosilicates de calcium et d'autres bases. Elle est développée à état liquide, simultanément avec le fer dans les hauts fourneaux à des températures variant entre 1350 et 1550°C, puis elle est refroidie rapidement dans l'eau ensuite broyée pour avoir une texture plus fine (Bouzoubâa, 2005). Notamment un bon laitier doit être en état amorphe plutôt que l'état cristallin afin d'avoir de bonnes propriétés pouzzolaniques. La composition chimique de la Slag est constituée de chaux, silice et d'alumine, à savoir les mêmes oxydes trouvés dans le ciment Portland, mais avec des proportions différentes.

Plusieurs chercheurs confirment que le remplacement partiel du ciment Portland ordinaire (GU) par les laitiers des hauts fourneaux, est prometteur dans la formulation des remblais en pâte cimentés (McGuire, 1978; Nantel et Lecuyer, 1983; Douglas et Malhotra, 1989; Uusitalo et al., 1993; Hassani et Hossein, 2001; Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2000,2002; Yilmaz et al., 2008; Godbout et al., 2007).

Belem et al. (2000) ont utilisé des résidus polymétalliques avec des résidus contenant 16% et 5% de soufre, pour la fabrication de différents mélanges de remblai en pâte cimenté. Les liants utilisés dans cette étude étaient à base de ciment Portland GU, Slag et cendre volante. Les résultats obtenus ont montré que les remblais réalisés avec le liant à base de Slag ont pu développer les meilleures résistances en compression uniaxiale par rapport aux autres mélanges.

Benzaazoua et al. (2002) ont testé plusieurs recettes de remblai en pâte contenant des différents teneurs en soufre (32%, 15,9% et 5,2%) en utilisant le liant 20GU/80Slag avec des proportions de 3 à 6%. Les résultats de cette étude ont montré que le liant à base de Slag avait donné des faibles résistances pour les résidus fortement sulfureux, tandis que pour les résidus faiblement et moyennement sulfureux, les résistances étaient relativement élevées. Les auteurs concluaient donc que l'utilisation des laitiers des hauts fourneaux était moins efficace avec les résidus fortement sulfureux.

Ouellet et al. (2007) ont préparé plusieurs recettes de mélanges de remblai en pâte avec du résidu simulé par de la silice pure broyée et trois types de liant, à savoir : 100GU, 20GU/80Slag et 70GU/30Fly ash. Dans cette étude, il a été observé que les échantillons de remblai préparés avec le liant à base de laitiers ont eu les valeurs d'UCS les plus élevées. Ramlochan et al. (2004) ont aussi testé l'utilisation de laitiers substitués au ciment Portland (10GU/90Slag) et des proportions égales de cendre volante et de Ciment Portland (50GU/50Fly ash). Les résultats ont montré que les meilleures résistances ont été obtenues par les mélanges de remblai contenant les laitiers. Les auteurs ont conclu que la substitution du GU par la Slag est bénéfique pour la formulation des remblais en pâte cimentés.

Dans le domaine des mortiers, Gollop et Taylor (1996) ont montré que l'augmentation de la proportion de laitier dans le ciment de 69% à 92% permettait d'améliorer considérablement la résistance à l'attaque sulfatique. Aussi, l'ajout du gypse aux laitiers peut se traduire par une amélioration de la résistance aux sulfates. Lea (1970) a suggéré que la Slag avec une teneur en oxyde d'aluminium (Al_2O_3) inférieure à 11% peut inhiber les effets néfastes de l'attaque sulfatique dans les matériaux à base de ciment. En outre, la présence de Slag avec des teneurs élevées en Al_2O_3 (>11%), peut fournir de l'alumine supplémentaire à la matrice cimentaire favorisant la formation d'ettringite dans les premiers stades d'hydratation en présence de sulfates.

2.3 Propriétés mécaniques des remblais en pâte

La connaissance des propriétés mécaniques des remblais en pâte cimentés est nécessaire lors des étapes de préfaisabilité et de la mise en place d'un système de remblayage souterrain. Parmi ces paramètres on distingue :

- Les paramètres élastiques qui sont le module de Young ou de déformation (E) et le coefficient de poisson (ν);
- Les paramètres intrinsèques qui sont la cohésion interne effective (c') et drainée (c) et l'angle de frottement interne effectif (ϕ');
- Le paramètre index qui correspond à la résistance en compression uniaxiale (UCS).

En utilisant les essais de compression uniaxiale on peut déterminer le module de déformation (E) et la résistance en compression uniaxiale (UCS). Tandis que la cohésion interne effective (c') et drainée (c') et l'angle de frottement interne effectif (ϕ') sont déterminés à l'aide des essais de rupture ou des essais triaxial.

2.3.1 Résistance en compression uniaxiale (UCS)

La résistance en compression uniaxiale ou l'UCS, est le paramètre utilisé généralement pour évaluer le comportement mécanique d'un remblai minier. Généralement cette résistance est obtenue par l'essai de compression uniaxiale. Ce test a été largement utilisé par plusieurs chercheurs dans les processus d'optimisation de laboratoire (Weaver et Luka, 1970; Brackebusch, 1994; Ouellet et al., 1998; Kesimal et al., 2004; Fall et Benzaazoua 2005). Il est aussi utilisé pour le contrôle de qualité du remblai en pâte sur le terrain (Belem ,2013. Notes de cours).

Un des critères les plus importants d'un remblai en pâte cimenté est sa stabilité mécanique. Le remblai en pâte se caractérise par une résistance mécanique plus élevée comparé au remblai hydraulique pour un même pourcentage de liant. Comme ce qui a été cité précédemment, le remblai en pâte cimenté est un matériau composite fabriqué à partir d'un mélange de résidus miniers, de liants hydrauliques et de l'eau de mélange. Ces trois composantes ont une influence sur l'évolution des propriétés mécaniques du remblai. C'est pourquoi plusieurs études ont été menées afin d'évaluer cette influence.

. La résistance du remblai en pâte cimenté dépend de sa fonction sous terre (Figure 2-2). Dans les exploitations minières souterraines, la stabilité mécanique d'un remblai minier est une propriété souhaitable pour résister aux contraintes souterraines (Fall et Benzaazoua, 2005). Belem et Benzaazoua (2008) ont passé en revue la détermination de la résistance (UCS) requise pour les différentes fonctions du remblai en pâte sous terre, telles que le support vertical, pilier confiné, pilier autoportant, semelle de support et plancher de travail.

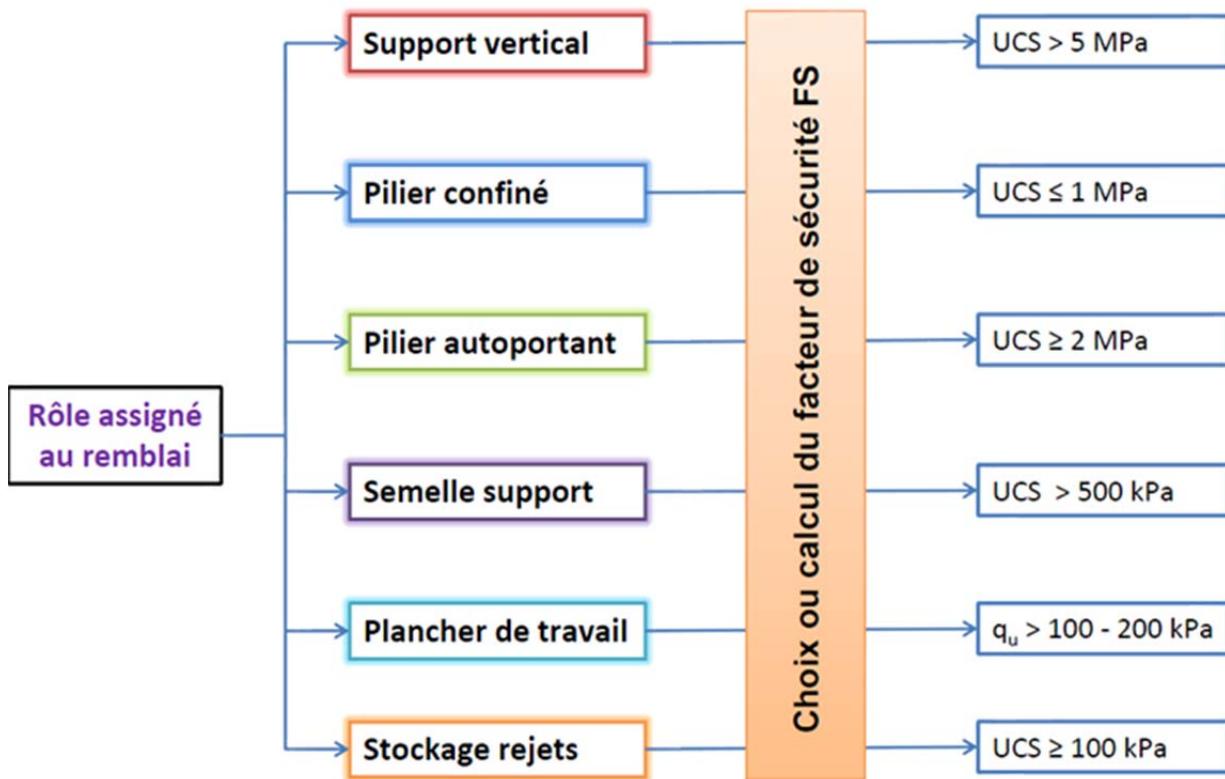


Figure 2-1: Ordres de grandeur de la résistance ultime du remblai (UCS) en fonction de son rôle
(tiré de Belem, 2009)

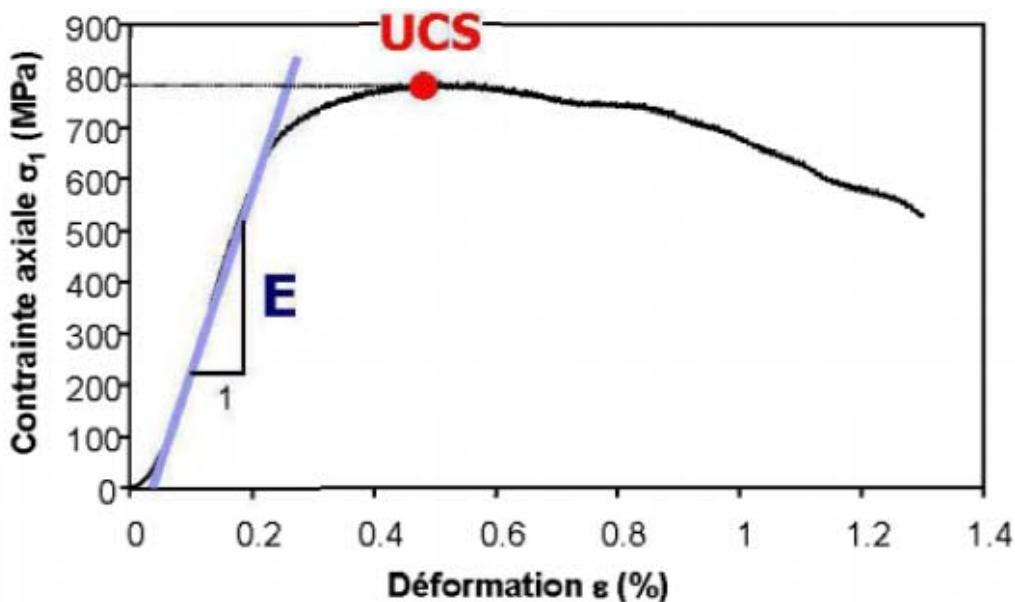


Figure 2-2: Courbe typique d'un essai en compression uniaxiale (UCS) (Belem et al., 2000)

La Figure 2-2 présente une courbe typique obtenue lors d'un essai de compression uniaxiale sur une éprouvette de remblai en pâte cimenté. Le pic de cette courbe correspond à la résistance en compression uniaxiale (UCS) et la pente de la partie linéaire correspond au module de Young ou module de déformation (E).

2.3.2 Compression triaxiale

L'essai de compression uniaxiale n'est pas toujours représentatif de l'état du remblai dans un chantier minier souterrain. Lorsqu'il nécessaire de disposer de paramètres intrinsèques du remblai lors de la conception, des essais de compression triaxiale sont requis. Ce type d'essai permet en effet de déterminer l'état de contrainte réelle du remblai dans le chantier (Belem et al., 2000). Au cours de cet essai l'échantillon est placé dans une cellule rigide puis est soumis à une pression de confinement σ_3 suivie de l'application d'un déviateur de contrainte ($\sigma_1 - \sigma_3$). Il existe trois types d'essai triaxial selon les conditions de drainage :

- Consolidé et drainé (CD) : durant cet essai le drainage est permis aussi bien pendant la consolidation (dissipation des pressions interstitielles) que pendant l'application de la contrainte déviatorique. Ce test permet d'obtenir les paramètres effectifs de résistance au cisaillement à savoir la cohésion drainé (c') et l'angle de frottement interne drainé (ϕ').

- Consolidé non drainé (CU): durant cet essai la consolidation est permise pendant la première phase suivant de la phase de cisaillement où le drainage n'est pas permis.
- Non consolidé non drainé (UU) : il n'existe aucune phase de consolidation et pendant toute la phase de cisaillement le drainage n'est pas permis. La pression de confinement σ_3 et le déviateur ($\sigma_1 - \sigma_3$) sont appliqués rapidement.

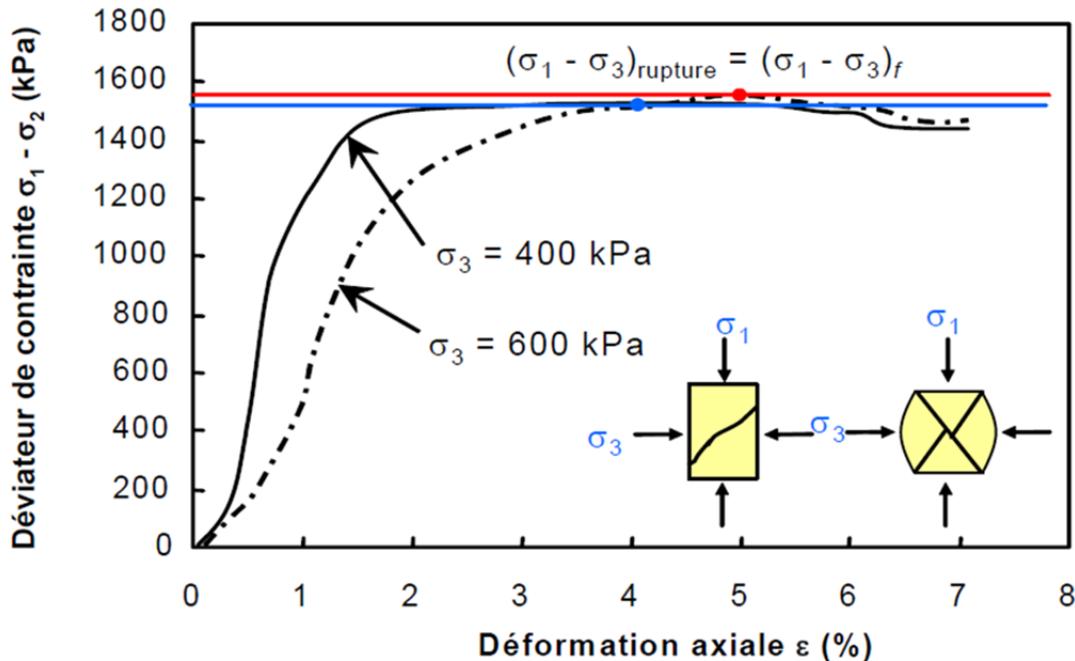


Figure 2-3: Courbe typique d'essais en compression triaxiale sur des remblais en pâte (d'après Belem et al., 2000)

2.3.3 Critères de rupture de Mohr-Coulomb

Le critère de rupture présente la résistance au cisaillement (état critique) d'un matériau quelconque comme le remblai en pâte cimenté soumis à des sollicitations (e.g. Belem, 2009). Différents critères peuvent être utilisés pour l'analyse de la résistance au cisaillement d'un remblai en pâte cimenté tel que le critère de Hoek et Brown (1997), le critère MSDPu (Aubertin et al., 2000) et le critère de Mohr-Coulomb. Le critère de Mohr-Coulomb est le critère le plus utilisé pour évaluer le comportement à la rupture des remblais en pâte cimentés à cause de sa simplicité. Ce critère bien connu est exprimé selon l'équation 1 (Figure 2-4):

$$\tau = c' + \sigma'_n \tan \phi' \quad (2-1)$$

Où : τ = résistance au cisaillement (contrainte de cisaillement à la rupture); c' = cohésion effective du remblai en pâte cimenté; ϕ' : angle de frottement interne effectif; σ'_n = contrainte normale effective.

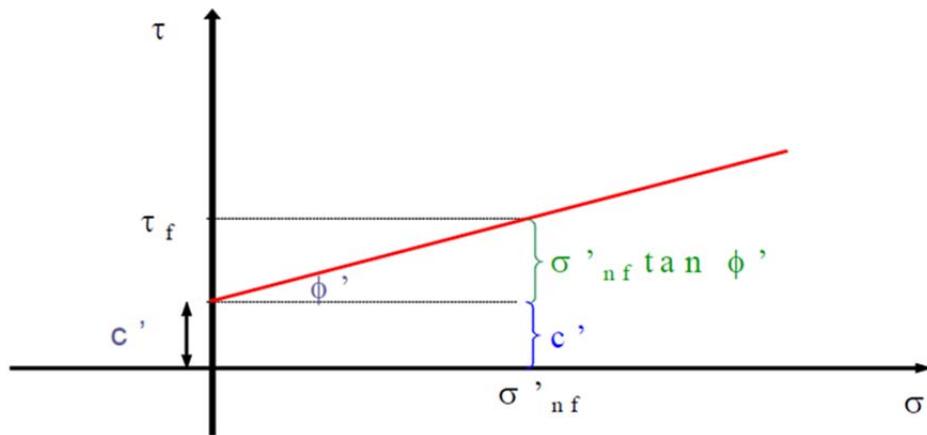


Figure 2-4: Critère de rupture Mohr-Coulomb

2.4 Propriétés chimiques et cinétiques réactionnelles des liants

2.4.1 Hydratation du ciment Portland

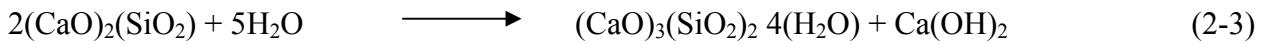
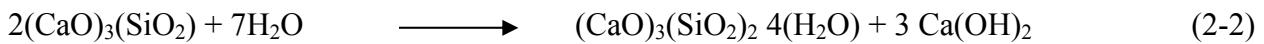
La plupart des propriétés du remblai et sa durabilité dépendent des caractéristiques de la pâte de ciment durci. Il est donc important de comprendre la structure de la pâte de ciment hydraté. Chimiquement, l'hydratation du ciment Portland est le résultat d'une série de réactions entre les minéraux individuels du clinker, les sulfates de calcium et l'eau. Ces réactions se déroulent à la fois simultanément et successivement à des taux différents, et s'influencent mutuellement. Il s'agit d'un processus complexe au cours duquel les principaux composés du ciment tels que le C₃S, C₂S, C₃A, et C₄AF réagissent pour former de nouveaux composés insolubles qui entraînent la prise et le durcissement progressif du matériau (Hewlett, 2003).

Au début de l'hydratation, le processus est principalement contrôlé par la vitesse de dissolution des phases de clinker et des sulfates de calcium. Au fur et à mesure que l'hydratation progresse, la vitesse de réaction devient de plus en plus contrôlée par le taux de nucléation et la croissance

cristalline des phases d'hydrates formées et par la vitesse de diffusion de l'eau et des ions dissous

a) Hydratation du di- et du tri-silicate de calcium

Les tris-et di-calcium de silicates (C_3S et C_2S) représentent plus de 80% en du ciment Portland. Il est connu que le C_3S est la phase la plus importante dans le ciment et il est responsable du développement de la résistance à court terme, alors que le C_2S réagit beaucoup plus lentement, et contribue à la résistance à long terme du ciment. Les deux phases de silicate réagissent avec l'eau, pour former l'hydroxyde de calcium et un gel C-S- H (*Calcium Silicate Hydrate*), (équations (2) et (3)) :



Les C-S-H sont des composés non cristallins. Ils ont les caractéristiques d'un gel et possèdent une composition variable. Leur formule générale est la suivante :

$(CaO)_x(SiO_4)_y(H_2O)_z$ avec $0.6 < x/y < 4$ et $1 < z < 4$. Leur composition moyenne est proche de $(CaO)1.7(SiO_4)(H_2O)_4$. L'enchevêtrement du gel C-S-H donne sa solidité au ciment.

Le C-S-H se développent à la surface des grains de ciment non hydratés et comblient progressivement les interstices capillaires entre les grains. Au bout de quelques heures, la couche d'hydrates qui enrobe les grains de ciment devient assez épaisse pour ralentir la diffusion des ions et de l'eau vers les composants anhydres du système. L'hydratation ralentit de plus en plus, mais peut se poursuivre pendant des mois voire des années (Hewlett, 2003).

b) Hydratation des aluminates

L’aluminate tricalcique est la phase la plus réactive dans le ciment. Son hydratation est fortement exothermique et sa vitesse de réaction est très rapide, raison pour laquelle les cimentiers ajoutent du gypse au clinker pour contrôler ces réactions.

En présence d'eau on constate :

- Une dissolution superficielle du C₃A et du gypse.
- Une précipitation d'ettringite à la surface des grains de clinker.

À l'épuisement de la source de sulfate de calcium, le C₃A résiduel réagit avec monosulfoaluminate de calcium (équation 4):



(Monosulfoaluminate de calcium)

Les réactions avec les aluminaux s'effectuent selon les étapes suivantes (Neville, 2000):

Étape 1 : Formation d'ettringite

Les aluminaux et le gypse vont réagir entre eux pour former des cristaux de trisulfoaluminate de calcium hydraté (CaO)₆(AlO₃)₃,32H₂O, appelé aussi l'ettringite.

Étape 2 : Transformation de l'ettringite en monosulfate de calcium hydraté

Lorsque le gypse est totalement consommé, la concentration en sulfates de la solution baisse. L'ettringite devient alors instable et se dissout pour former du monosulfate de calcium hydraté (CaO)₃(Al₂O₃)(CaSO₄),12H₂O.

Étape 3 : Hydratation des aluminaux résiduels

Au bout de quelques semaines, en général, l'ettringite se transforme totalement en monosulfoaluminate. Au-delà d'un mois, les réactions se poursuivent lentement avec l'aluminate (C₃A) et l'aluminoferrite (C₄AF) pour former de l'aluminoferrite de calcium hydraté. Même si les séquences réactionnelles sont proches du C₃A, l'aluminoferrite tétracalcique (C₄AF) est nettement plus lent à réagir et n'apparaît de manière significative qu'une fois que le gypse est totalement épuisé (Gartner et al., 2000).

c) Mécanisme d'hydratation du ciment Portland

L'hydratation du ciment Portland implique la réaction des quatre phases minérales qui le composent. Comme le ciment est composé principalement du C₃S, c'est l'hydratation de ce dernier qui va contrôler la cinétique globale de l'hydratation. Il existe cependant une synergie entre les différentes réactions (Hewlett, 2003).

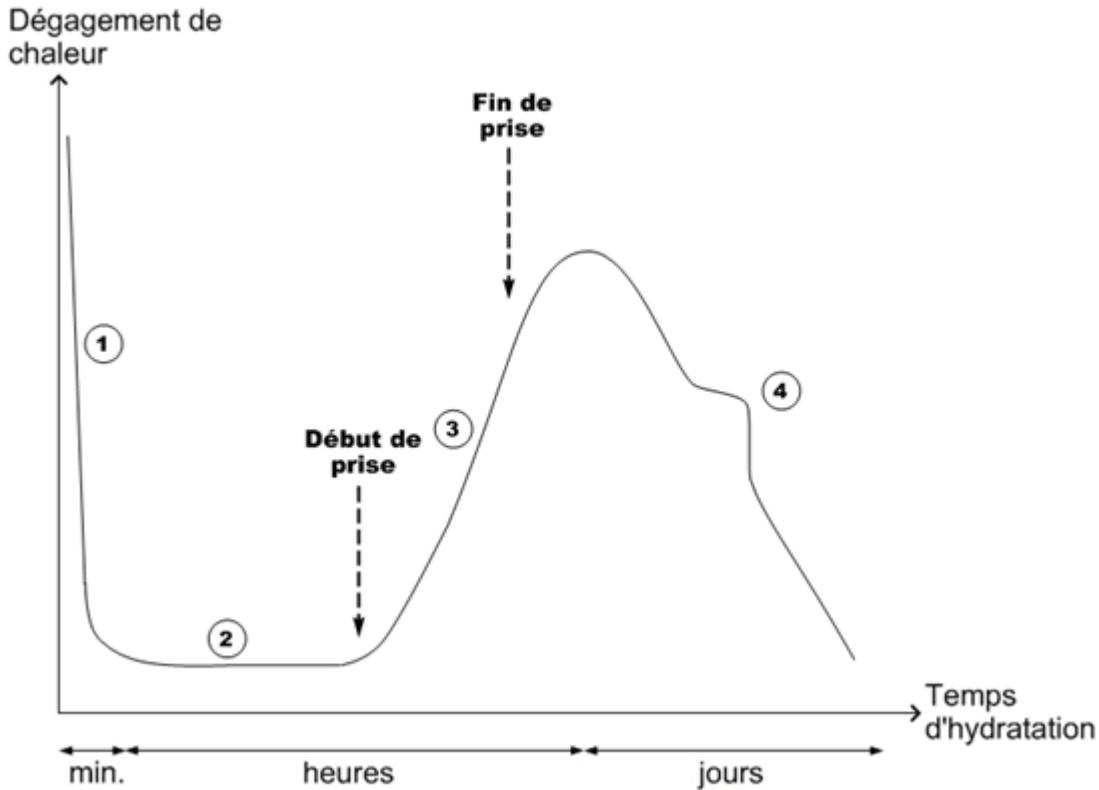


Figure 2-5: Courbe caractéristique du calorimètre d'un ciment qui peut être découpé en quatre phases (tiré de Bresson, 2006)

Phase initiale (1)

Cette période débute dès le contact entre l'eau et le ciment et dure quelques minutes. Le C₃S et le C₃A des grains de ciment réagissent immédiatement avec l'eau, formant de l'ettringite et des C-S-H (métastables): les ions entrent en solution.

Phase dormante (2)

Durant cette période une faible activité chimique est notée, d'où le faible dégagement de chaleur. Un gel amorphe (C-S-H)_(m) dit métastable est formé autour des grains de ciment, avec une absence de la précipitation de la portlandite (CH) (Soroka, 1980). L'hydratation durant cette période peut être retardée à cause de la formation du gel C-S-H autour de grains de C3S et C3A.

Phase d'accélération (3)

Cette période est marquée par une intense activité chimique qui se traduit par le fort dégagement de la chaleur. À ce stade, il y a une formation du gel C-S-H_(s) stable avec l'apparition de gros cristaux de Portlandite (CH).

Phase de ralentissement (4)

Des fibres de C-S-H et des dépôts massifs de CH continuent à se former à un rythme très lent entraînant une diminution supplémentaire de la porosité de la pâte (Neville, 1995).

2.4.2 Hydratation du ciment composé de Slag et de ciment Portland GU

Les dernières années, la plupart des Slag industrielles sont utilisées dans différentes industries (Béton, Mortier et Remblai minier cimenté).

Les principaux types de scories métallurgiques sont ; les laitiers des hauts fourneaux (GGBS), les scories d'acier, les scories de phosphore, les scories de cuivre et les scories de plomb. En raison de leurs compositions chimiques et minérales, ces scories ont des propriétés cimentaires ou pouzzolaniques qui leur permettent d'être utilisées comme des constituants du ciment.

Aujourd'hui la plupart des scories sont utilisées comme des agrégats pour différentes applications. Seuls les laitiers des hauts fourneaux sont utilisés comme des remplaçants du ciment Portland afin d'améliorer certaines propriétés et apporter des avantages économiques et environnementaux (Shi et al., 2000).

a) Microstructure

Les principaux produits d'hydratation du ciment de laitier des hauts fourneaux sont similaires à ceux formés par l'hydratation de ciment Portland pure, avec un taux de CH différent de ceux du ciment Portland.

Une représentation schématique de la distribution spatiale des produits d'hydratation autour des particules de laitier est présenté dans la Figure 2-6. Cette Figure est basée sur les résultats des expériences réalisées par Tanaka et Totani (1983) où ils ont utilisé des disques vitreux recouverts d'or pour pouvoir conserver la surface originale de scories. Ces disques ont été incorporés dans la pâte de ciment Portland GU. La section transversale des disques vitreux est ensuite observée au MEB. La surface du laitier est dans un premier temps couverte par les produits d'hydratation du ciment Portland, puis attaquée par des ions Ca²⁺ à partir de la solution sursaturée, produisant une

couche de phase hydratée intérieure. La dissolution subséquente des ions Ca^{2+} et Al^{3+} provenant du laitier laisse un squelette de couches hydratées. La mobilité de Mg^{2+} est limitée, ainsi des concentrations plus élevées ont été observées dans l'hydrate de squelette par rapport aux produits internes et au laitier anhydre.

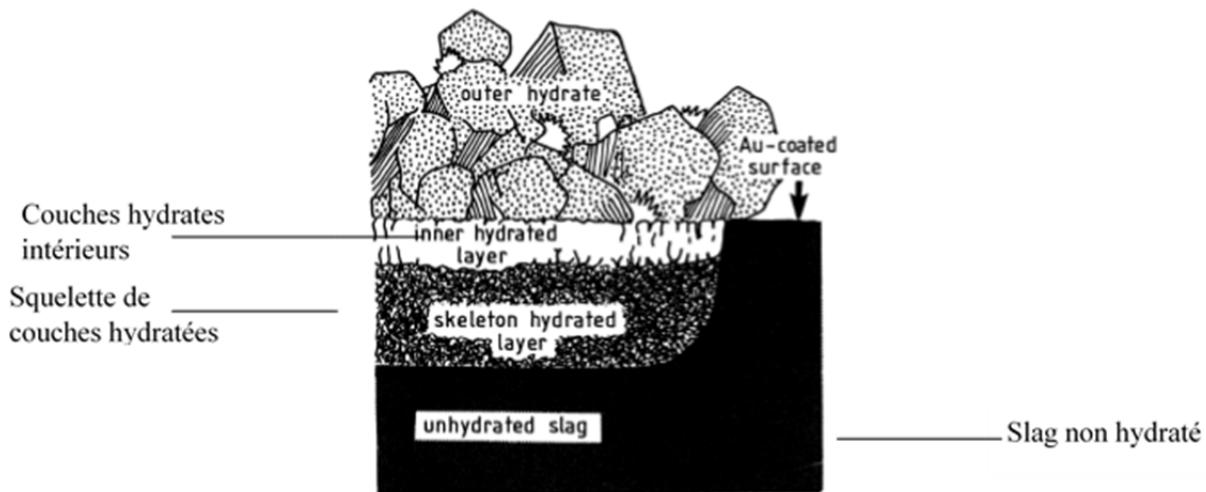


Figure 2-6: Distribution de produits d'hydratation de laitier en hydratant la pâte de ciment mélangé (d'après Tanaka et Totani, 1983).

La couche des produits hydratés est déposée sur les joints de grains de Slag sous forme d'un gel épais. Ce dernier enrobe les grains de laitier et s'épaissit avec le ralentissement de la réaction d'hydratation.

Feng (1989) a étudié l'hydratation des ciments au laitier dont les scories présentent 40% et 50% du ciment. Les observations ont montré la formation d'un gel qui entoure les grains de laitier et qui est plus dense que les hydrates de Portland avec une teneur en silice très élevée. Ce gel a été appelé les hydrates internes de scories (ISH). Un produit typique nouvellement formé et riche en Mg appelé les minéraux d'hydrotalcite ($\text{M}_{4-6}\text{AH}_{10-13}$) a été aussi identifié dans cette étude. Ces hydrotalcites sont décorés par un précipité riche en Fe, Ti et Mn.

b) Produits d'hydratation

Il y a un consensus parmi les chercheurs sur le fait que les produits d'hydratation formés lors du mélange de la Slag avec le ciment portland et l'eau sont similaires à ceux produit par l'hydratation du ciment portland seul (Regourd, 1980, Richardson et Groves, 1992; Schilling et al., 1994; Wang et Scrivener, 1995). L'hydratation reste toujours complexe vu que les deux

constituants s'hydratent en même temps qu'ils réagissent entre eux. Les produits d'hydratation du ciment au laitier comprennent à la fois les produits d'hydratation du ciment Portland et ceux issus de l'hydratation des scories. Le C-S-H constitue le produit le plus abondant de cette hydratation. Le ratio C/S est généralement inférieur à celui du ciment Portland pure.

On peut considérer que l'hydratation de la Slag est très influencée par l'hydroxyde de calcium libéré par le ciment portland. En effet, quand la Slag est seulement mélangée avec l'eau, aucun produit d'hydratation n'est observé. C'est pourquoi il est nécessaire d'utiliser un activateur pour pouvoir accélérer les réactions d'hydratation. De nombreux activateurs sont rapportés dans la littérature pour stimuler la réaction de laitier comme les activateurs alcalins tels que l'hydroxyde de sodium, la chaux, les carbonates de sodium et les silicates de sodium, ou les activateurs sulfatés tels que les sulfates de calcium ou le phosphogypse.

Les activateurs vont d'abord assurer la dissolution du laitier, ensuite la précipitation des produits d'hydratation (C-S-H). Zivica (2007) a étudié l'effet de l'hydroxyde de sodium, du carbonate de sodium, et des silicates de sodium, comme activateurs de la réaction des scories. Ces expériences ont montré que la cinétique de l'hydratation et le produit C-S-H formé, dépendent du type d'activateur utilisé pour accélérer l'hydratation du laitier (Tableau 2-1).

Tableau 2-2: Produit de la réaction de la Slag en présence de différents activateurs (Lea, 1970)

Nature de l'activateur	Phases cristallines	Commentaires
NaOH, Na ₂ CO ₃ , silicate de sodium	C-S-H, C ₄ AH ₁₃ , C ₂ AH ₈ , Mg(OH) ₂	Faible quantité de Si dans le C ₃ AH ₁₃ , C/S faible par rapport au ciment Portland
Ca(OH) ₂	C-S-H, C ₄ AH ₁₃	Absence de C ₂ AH ₈
Sulfate (gypse, phosphogypsum)	C-S-H, AFt, Al(OH) ₃	S dans le laitier agit dans une certaine mesure comme un auto-activateur.
Ciment	Divers : C-S-H, AFm, AFt, Hydrogrenat, hydrotalcite	Toutes ces phases ne sont pas présentes dans la même pâte.

Les analyses de la microstructure de la composition de C-S-H produit par la Slag activée par un activateur alcalin ont montré la présence de l'aluminium incorporé dans la chaîne des silicates de C-S-H.

La Slag est généralement mélangée avec le ciment portland. C'est pourquoi son principal activateur est le clinker présent dans le ciment. Ceci explique aussi la complexité de son hydratation.

L'activation chimique et thermique de l'hydratation du laitier mélangé avec du ciment Portland a été étudié par Roy et Idron (1982). Cette étude a montré que l'hydratation du laitier est activée par les substances alcalines libérées par l'hydratation du clinker. L'élévation de la température au cours du processus d'hydratation précoce fournit l'énergie nécessaire pour activer des hydroxydes alcalins sur les particules du laitier.

c) Taux d'hydratation de la Slag

Le taux d'hydratation du laitier dans le ciment composé du GU et Slag est comparable à celui de C₂S dans la pâte du ciment Portland (Taylor, 1997). Cependant, il peut varier considérablement d'un laitier à l'autre en raison des différences de réactivité des scories. La réactivité des scories dépend de plusieurs facteurs comme la composition d'oxydes, la présence de minéraux cristallins et les valeurs de pH des solutions d'activation.

Les courbes typiques du degré d'hydratation du laitier dans le ciment en fonction du temps d'hydratation et pour différentes proportions de laitier sont présentées dans la Figure (2-7). La réaction du laitier se produit rapidement au cours des premiers jours et à long terme la réaction ralentit.

2.4.3 Hydratation du ciment composé de cendres volantes et de ciment Portland GU

Les cendres volantes sont des additifs de pouzzolane incapables de réagir seules avec de l'eau sans un activateur alcalin. Leur hydratation est considérée comme une réaction pouzzolanique qui consomme les produits d'hydratation (Portlandite) du ciment et qui remplit la structure des pores déjà formée par son propre produit d'hydratation. Ceci contribue à établir une structure de pores plus compacte et ainsi un matériau plus résistant. Cette réaction pozzolanique est beaucoup plus lente que l'hydratation du ciment: il a été rapporté que l'ampleur de la réaction des cendres volantes (Fly Ash) est à peu près 25% à l'âge de 360 jours pour un ciment composé ayant w/b = 0.5 et dont les cendres volantes présentent 40% (Hanehara et al., 2001).

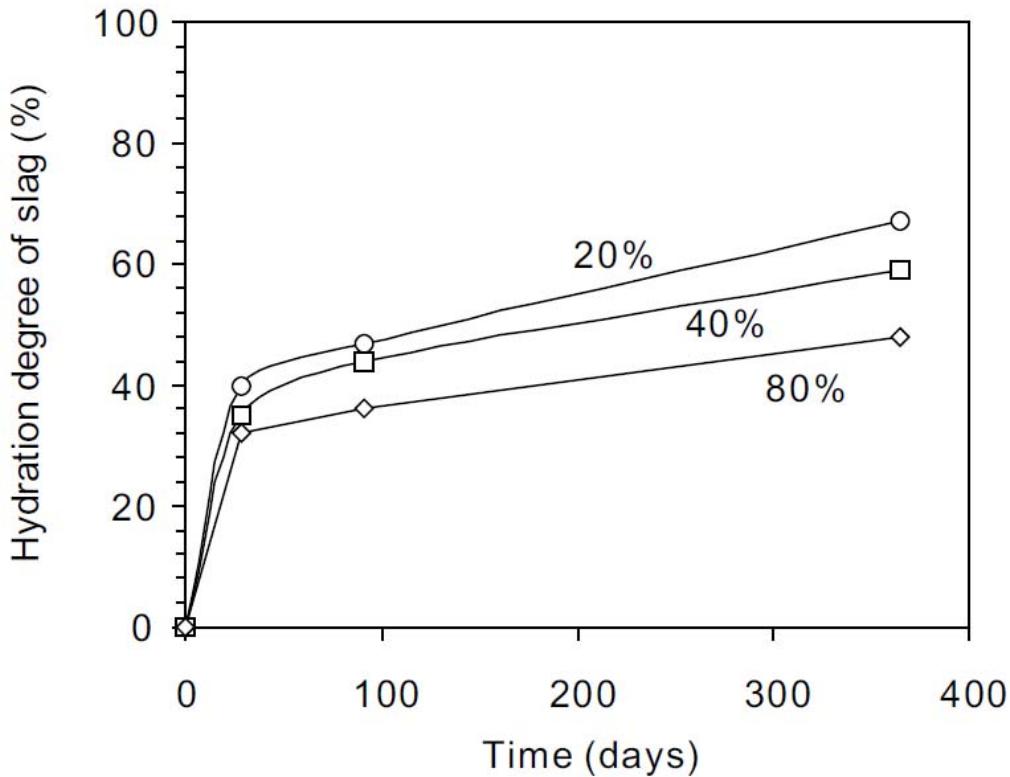
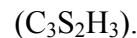
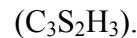


Figure 2-7 : Degré d'hydratation du laitier dans le ciment composé avec des proportions différentes de scories dans le ciment, w/c = 0,5, T = 20°C (Schäfer, 2004).

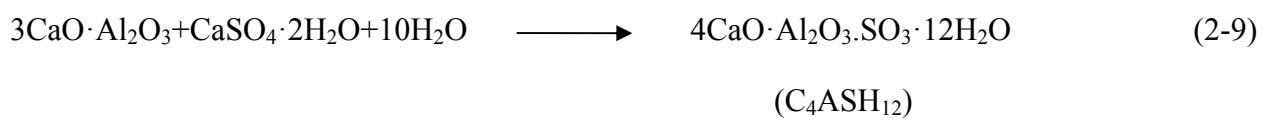
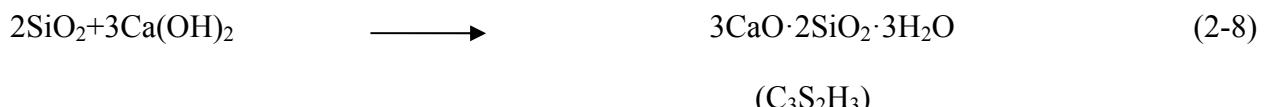
L'hydratation des ciments composés de cendres volantes et ciment Portland se fait suivant plusieurs étapes (Gordana et al., 2007). D'abord, la réaction commence par l'hydratation de l'alite et de Bélite provenant du ciment Portland selon les réactions suivante (5) et (6):



Ensuite, il y a une période de dormance au cours de laquelle l'émission de chaleur d'hydratation est relativement faible et les changements physiques dans la pâte de ciment peuvent être vus dans son durcissement progressif. Après la période de dormance, la réaction s'accélère en produisant une nouvelle hydratation du ciment. Le maximum d'hydratation est atteint après 9-10 heures à partir du début de la réaction.

Le milieu devient progressivement alcalin à cause de l'augmentation de la concentration des ions OH⁻, suite à la génération de Ca(OH)₂. D'ailleurs le degré d'hydratation du ciment aux cendres volantes peut être évalué en utilisant la variation de la teneur du Ca(OH)₂. Durant cette première période, l'activation des cendres volantes est négligeable. Celles-ci réagissent comme un matériau inerte qui accélère l'hydratation du ciment Portland, en agissant comme un noyau pour la sédimentation des C-S-H, C-Al-H et Ca(OH)₂. Ces derniers apparaissent après l'hydratation du ciment (Fraay et al., 1989; Pistersen et al., 1990).

La formation définitive de la structure de la pâte de ciment se produit dans la phase de nucléation. Durant la dernière étape, la pâte de ciment durcit et la valeur du pH augmente dans la pâte de ciment, ce qui affecte la dissolution des molécules de SiO₂ (Browsers et al., 2002). Le Ca(OH)₂ créé par l'hydrolyse de l'alite et de la bélite se comporte comme un activateur des propriétés hydrauliques latentes des cendres volantes ,et réagit en réaction pouzzolanique avec la partie active de la cendre volante (SiO₂, Al₂O₃):



Selon Vagelis (1999), plus la réaction pouzzolanique progresse, plus les particules de cendres volantes perdent leur forme sphérique et deviennent de plus en plus revêtues d'une couche de produits d'hydratation. Après une période de 6 mois, ces particules ne peuvent plus être identifiées.

2.5 Processus de durcissement des remblais en pâte cimentés

Les processus d'hydratation qui opèrent dans le remblai en pâte cimenté sont beaucoup plus complexes que ceux produits dans les bétons et les mortiers. Ceci est dû notamment à la variation de la composition chimique des résidus miniers et de certaines variables (tels que le rapport eau sur ciment (E/C), le pourcentage liant, etc.).

Tableau 2-3: Principales différences entre des mélanges de type mortiers/bétons et remblais en pâte cimentés (Benzaazoua et al., 2004a)

	Mortier/Béton	Remblai en pâte
Teneur en liant	> 12%	Entre 2 et 8%
E/C	$\leq 0,5$	≥ 3
Granulométrie	mm-cm	μm -mm
Etat de saturation	Non saturé	Saturé ($\geq 95\%$)
Hydratation à l'état solide	Majoritaire	Importante
Précipitations dans le processus de durcissement	Négligeable	Importante
Résistance	> 5 MPa	≤ 2 MPa
Présence de sulfures	Occasionnelle	Fréquente
Attaque sulfatique	Rare	Fréquente

Le Tableau 2-2 présente la comparaison des principales caractéristiques du remblai en pâte, du mortier, et du béton. En effet, les mécanismes de cimentation dans le RPC ne produisent pas les mêmes phases cimentaires que celles de l'hydratation des bétons et des mortiers. Ceci peut être dû à la faible quantité de liant contenue dans le RPC pour un volume d'eau beaucoup plus important que ceux des mortiers et des bétons.

Benzaazoua et al. (2004a) ont montré que l'hydratation du remblai en pâte se produit en deux phases :

Phase I (dissolution/hydration): cette phase est dominée par les réactions de dissolution, l'hydratation de liant est aussi déclenchée. Comme le montre la Figure (2-8), au niveau de ce stade la dissolution du ciment se réalise rapidement et en quantité importante que dans le cas des mortiers et bétons (environ 15 à 25% de la quantité totale du ciment).

Phase II (hydratation/précipitation) : une diminution significative des réactions de dissolution est observée à ce niveau. Durant cette phase l'eau des pores atteint la saturation, ce qui permet les réactions de précipitations avec l'hydratation directe du liant.

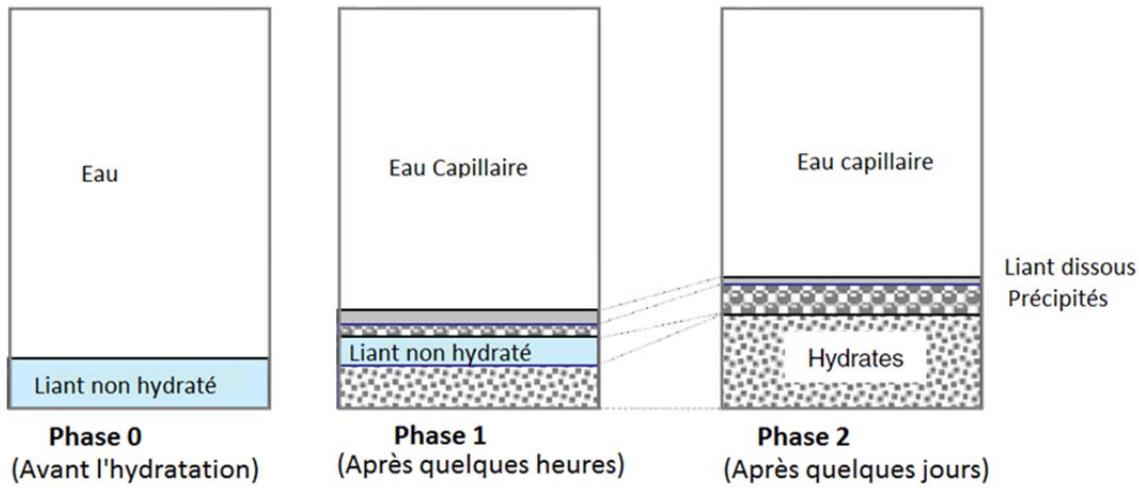


Figure 2-8: Schéma illustrant l'importance relative au cours du temps des réactions de la dissolution et de la précipitation du liant dans le durcissement du remblai en pâte (tiré de Belem et Benzaazoua, 2008)

Quand le remblai en pâte est préparé avec un résidu sulfureux et une eau de mélange contenant des sulfates, les ions OH^- sont directement libérés une fois les trois composantes du remblai sont mélangées. Ainsi, la solution est tamponnée à un pH variant entre 12 et 13. Par la suite, les deux mécanismes dissolution/hydratation et hydratation/précipitation se produisent successivement. Les réactions d'hydratation du liant dans le remblai en pâte entraînent la formation des minéraux primaires et secondaires (Figure 2-9). D'abord c'est l'ettringite primaire qui se forme, suivie par la formation de la portlandite. Concernant le gel C-S-H, qui joue un rôle important dans le développement de la résistance, il se forme au moyen et à long terme. Selon la teneur initiale des sulfates, la portlandite peut se transformer en gypse secondaire. Il faut noter que l'oxydation des minéraux sulfureux présents dans le matériau provoque la libération des sulfates, la dissolution des hydrates formés et la diminution du pH. En conséquence, les phases C-S-H sont décalcifiées libérant ainsi des ions Ca^{2+} et la portlandite peut être partiellement ou totalement dissoute (Belem et Benzaazoua, 2008).

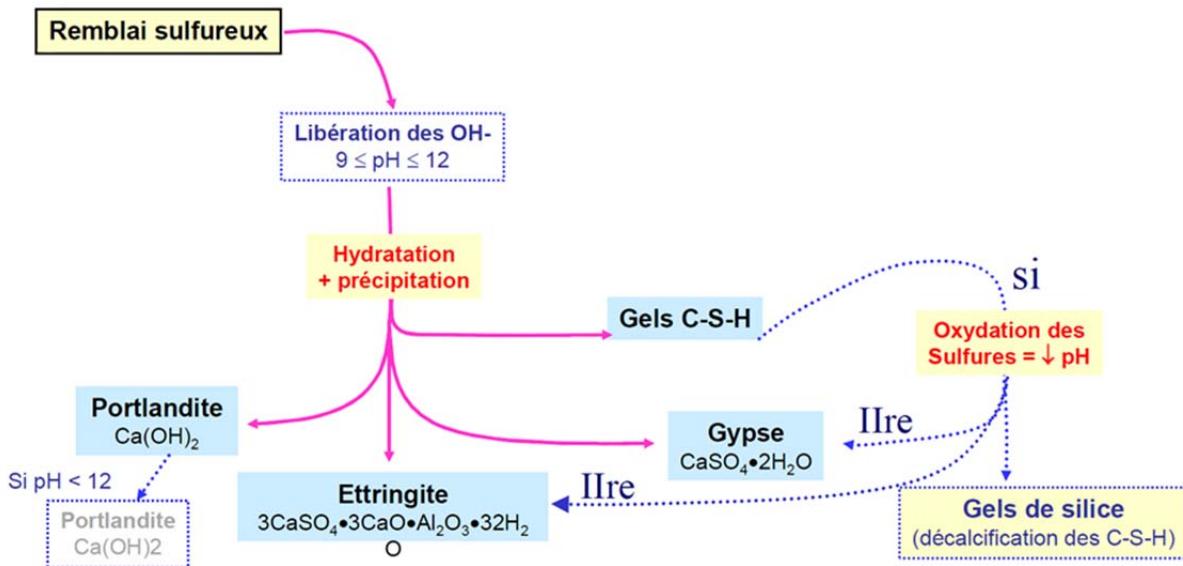


Figure 2-9: Schéma illustrant le processus d'hydratation de remblai en pâte cimenté (tiré de Belem et Benzaazoua, 2008)

2.6 Paramètres affectant l'UCS des RPC

2.6.1 Effets des résidus miniers (minéralogie et granulométrie)

Les caractéristiques des résidus miniers ont une influence importante sur la résistance mécanique du remblai minier cimenté (Thomas, 1983; Benzaazoua et al., 2003a).

En effet la granulométrie et la densité des résidus ont une influence significative sur la performance du remblai en pâte. (Benzaazoua et al., 2003a; Cayouette, 2003; Kesimal et al., 2003; Fall et al., 2005a). Il a été démontré que la taille des particules des résidus miniers, en particulier les résidus avec des proportions de particules fines $<20 \mu\text{m}$, affecte de manière significative la porosité du remblai en pâte, la distribution de taille des pores, et sa capacité de drainage de l'eau. Ceci a été confirmé par les résultats des études réalisées par Kesimal et al., 2003 et de Fall et al., 2005 où une augmentation considérable de la résistance mécanique a été observée avec la diminution de la teneur en eau des résidus, auxquels la granulométrie a été modifiée et les particules inférieures à $20 \mu\text{m}$ ont été retirées. Par ailleurs, il est très recommandé pour le résidu d'avoir au moins 15% de particules inférieures à $20\mu\text{m}$ (Brackebusch, 1994; Landriault, 1995). Ces particules permettent d'éviter la ségrégation de la pâte et favorise le transport du remblai dans les canalisations (Amaratunga et Yaschynshyn, 1997).

Belem et al. (2000) ont réalisé une étude pour comparer la résistance mécanique des remblais préparés avec des résidus miniers provenant de deux mines canadiennes, dont la minéralogie et la granulométrie sont différentes, mais avec les mêmes recettes de mélange. Les résultats ont montré que les remblais préparés à base des rejets de la mine Louvicourt (LVT) et qui ont une granulométrie moyenne et 16% de soufre ; ont une résistance en compression uniaxiale UCS plus élevée que celle de la mine Hemlo (HMO), où les résidus sont grossiers et contiennent 5% de soufre (Figure 2-10).

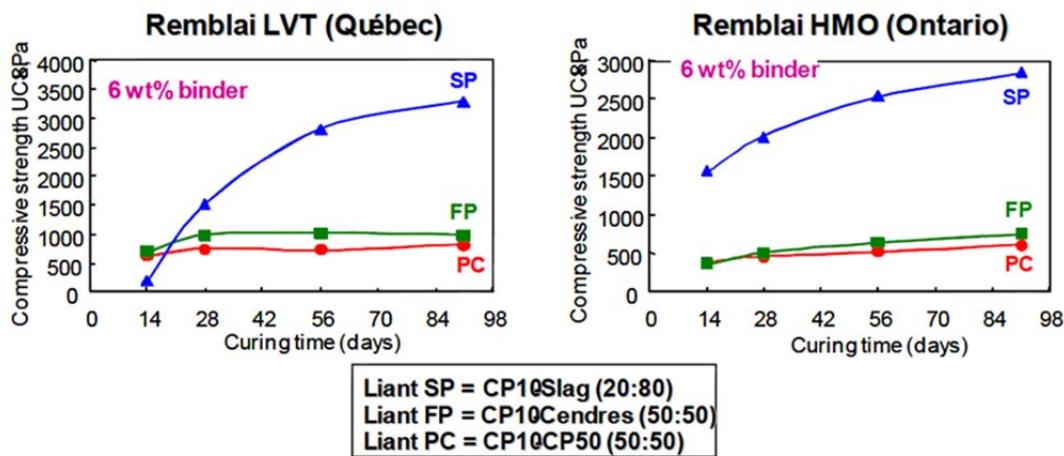


Figure 2-10: Comparaison des résistances mécaniques de remblais de deux mines différentes
(Belem et al., 2000)

La chimie des résidus miniers repose sur leur minéralogie, qui peut affecter aussi la performance mécanique des remblais. La chimie s'intéressera essentiellement à la proportion en sulfures dans les résidus. En effet, la présence des sulfures produit une dissolution des produits d'hydrates formant ainsi des phases gonflantes, ou ce qu'on appelle les minéraux secondaires comme le gypse et l'ettringite. Ces matériaux formés provoquent la fissuration du remblai réduisant ainsi sa résistance mécanique (Benzaazoua et al., 2003b; 2004a; Fall et Benzaazoua, 2005).

Benzaazoua et Belem (2001) ont réalisé plusieurs mélanges de remblai en pâte cimenté avec des résidus provenant de trois mines différentes (LRD, LVT et HML). Chacun de ces résidus contenait une certaine proportion de soufre (LRD = 32%, LVT = 16% et HM = 5%). Les liants utilisés dans cette étude étaient : 20GU/80Slag, 50GU/50HS, 50GU/50Fly ash et 100Slag. Les résultats de cette étude ont montré que les faibles résistances ont été obtenues par le résidu le plus

sulfureux (LRD) pendant toute la période de curage et avec les quatre types de liants (Figure 2-11).

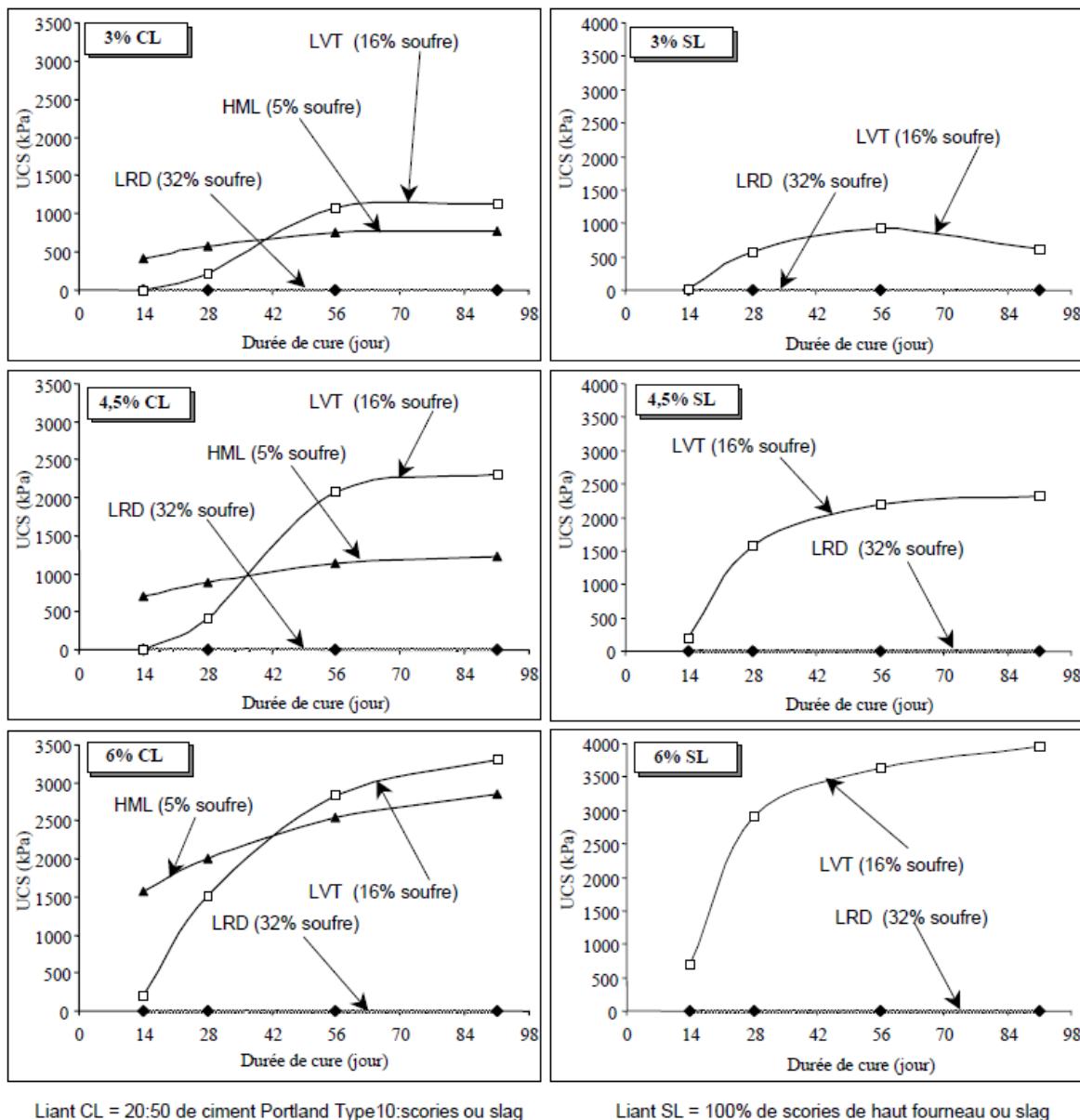


Figure 2-11 : Influence du pourcentage de soufre du résidu sur la résistance UCS obtenue avec les liants 20GU/80Slag et 100Slag (Benzaazoua et Belem, 2001)

2.6.2 Effets de l'eau de mélange (quantité et chimie)

L'eau est nécessaire pour assurer une bonne hydratation des liants. Sans hydratation adéquate de ces derniers, le remblai ne pourra pas développer la résistance nécessaire. En outre, étant donné qu'un ajout d'eau est généralement nécessaire pour pomper la pâte, la teneur en eau volumique du remblai en pâte est toujours bien au-delà des besoins d'hydratation, avec un rapport E/C allant de 7 jusqu'à 12 (Benzaazoua et al., 2003). C'est pourquoi la principale préoccupation sera donc le pH de l'eau de gâchage et sa teneur en sulfate dissous. En effet, une eau acide et une eau ayant une teneur élevée en sulfate attaquent obligatoirement la résistance, la durabilité et la stabilité du remblai en pâte (e.g. Mitchell et al., 1982; Lawrence, 1992; Wang et Villaescusa, 2001; Benzaazoua et al., 2002, 2004). Il faut noter que l'eau utilisée dans le remblai en pâte cimenté est composée de l'eau résiduelle après la filtration et de l'eau rajoutée dans le système. Celle-ci peut être une eau potable ou une eau de l'usine traitée, et elle peut contenir des teneurs élevées en sulfates (Benzaazoua et al., 2002). En effet, l'eau peut affecter la performance mécanique du remblai en pâte cimenté via sa composition chimique, soit sa teneur en sulfates et sa proportion dans le mélange. Plusieurs études ont montré que la résistance mécanique est inversement proportionnelle à la quantité d'eau dans le mélange (Benzaazoua et al., 2003).

La Figure 2-11 illustre l'effet de la teneur en eau sur l'évolution de la résistance en compression uniaxiale en fonction du temps de cure. Les graphes de cette figure, montrent que la performance mécanique des matériaux diminue avec l'augmentation de la teneur en eau. On note aussi un affaiblissement de la matrice cimentaire qui se traduit par une chute de résistance après 56 jours de cure (Benzaazoua et al., 2003).

L'effet de type d'eau a été aussi évalué au laboratoire par Benzaazoua (2002b). Les résultats de cette étude sont présentés dans la Figure 2-13. Cette dernière montre la variation de la résistance (UCS) en fonction de l'augmentation de la concentration totale en sulfates dissous après 28 jours de cure. Les remblais testés dans cette étude ont été préparés avec le même type de résidus, les mêmes liants mais avec trois types d'eau dont la chimie est différente (eau de procédé, eau de lac et eau fraîche). Cette étude a montré que les remblais, préparés avec de l'eau de procédé recyclée, ont développé des résistances mécaniques plus faibles par rapport aux remblais préparés avec de l'eau du lac et de l'eau de la municipalité.

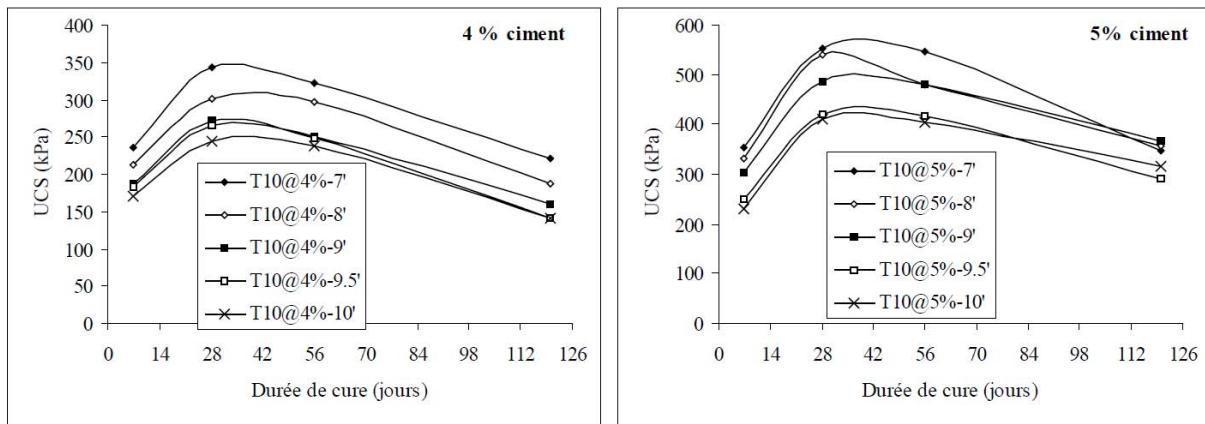


Figure 2-12: Évolution de la résistance en compression uniaxiale (UCS) en fonction du temps de cure pour différents affaissements (teneur en eau différentes) et deux proportions de ciment Portland (4 % et 5 %) (Benzaazoua et al., 2003).

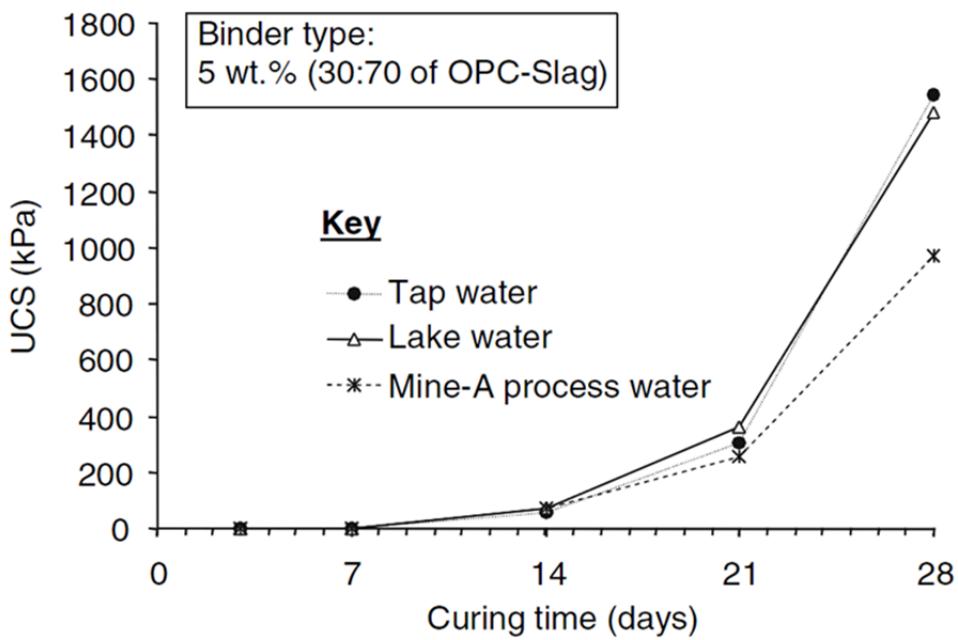


Figure 2-13: Effet du type d'eau sur le développement de la résistance des remblaiés en pâte (Benzaazoua et al., 2002)

2.6.3 Effet du liant hydraulique

a) *Effet du type de liant*

Le type de liant a un effet majeur sur le développement de la résistance mécanique du remblai en pâte à court et à long terme. Plusieurs travaux ont été réalisés pour apprécier l'effet du type de liant. Plusieurs tests ont été menés sur différents types de résidus mélangés avec les liants hydrauliques communément utilisés pour la fabrication du remblai minier en pâte (Benzaazoua et al., 2000; Bernier et al., 1999; Qiu et al., 1999; Jones et al., 2001; Cayouette, 2003; Yilmaz et al., 2003). Les principales conclusions de ces études sont :

- Le liant composé de ciment Portland (ordinaire T10 et résistant aux sulfates T50) offre de bonnes résistances quand le résidu est sulfureux. Cela est dû aux hydrates qui se forment pendant le durcissement et qui participent à la cimentation.
- Le liant composé de ciment portland T10 et de laitier de haut fourneau est fortement recommandé pour les résidus moyennement sulfureux. car il permet d'acquérir les meilleures performances mécaniques à court et à long terme. Il faut noter que les laitiers de haut fourneau possèdent un effet pouzzolanique qui favorise la formation d'hydrates silico-calciques, comme les gels C-S-H. Ces derniers sont plus stables en milieu agressif que la portlandite (Belem, 2013; notes de cours).
- Le liant composé de ciment Portland T10 et de cendres volantes développe les plus faibles résistances mécaniques comparé aux autres liants. Ceci peut être expliqué par le fait que l'hydratation des cendres volantes se déclenche quand le milieu présente un pH supérieur à 13,2 (Neville, 1995).

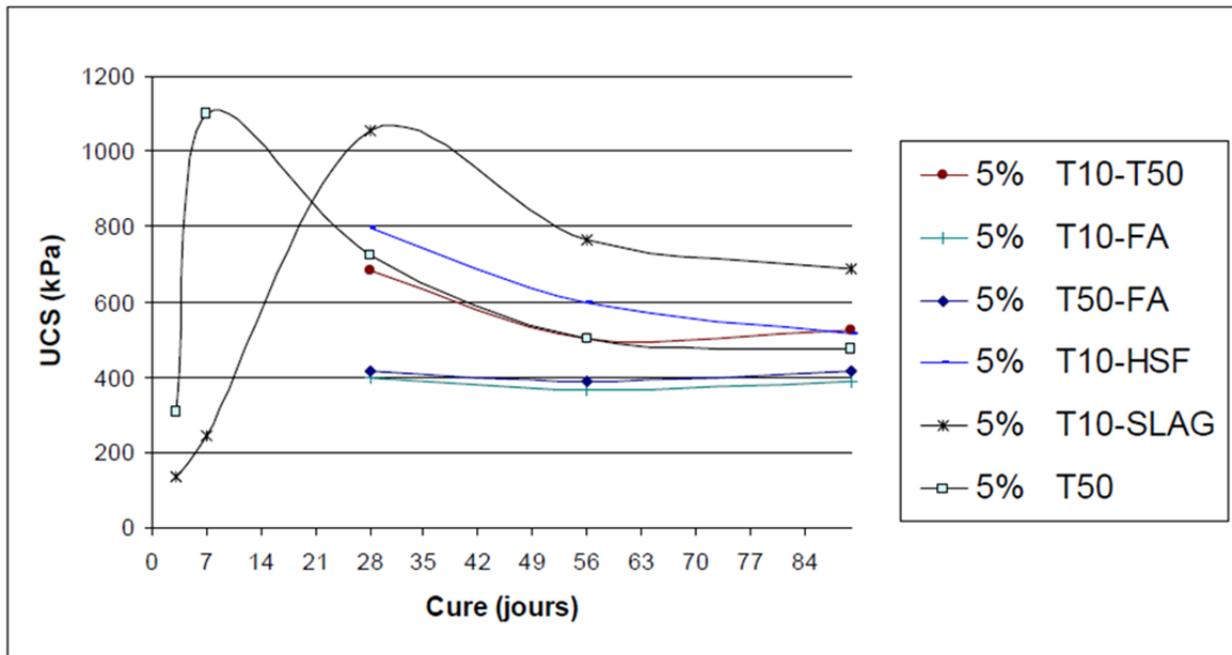


Figure 2-14: Effet du type de type liant sur la performance mécanique du remblai en pâte cimenté
(Benzaazoua et al., 2003)

b) *Effet de la quantité du liant*

L'effet de la proportion de liant sur la performance mécanique du remblai en pâte cimenté a été considéré par plusieurs auteurs (Mitchell et Wong, 1982; Lamos et Clark, 1989; Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2000, 2002, 2003; Hassani et al., 2001; Landriault et al., 2001, 2005; Kesimal et al., 2004; Belem et Benzaazoua, 2008). Les résultats de ces études ont confirmé que le développement de la résistance mécanique est proportionnel à la quantité de liant utilisé dans le mélange de remblai. En effet la relation entre le pourcentage de liant et l'accroissement de la résistance mécanique est quasi linéaire (Benzaazoua et al., 2002). La Figure 2-15 présente les résultats d'une étude où plusieurs types de liants ont été testés avec trois différents pourcentages de liant (3%, 4,5% et 6%) mélangés avec différents types de résidus (faiblement et fortement sulfureux). La Figure 2-15 montre clairement la corrélation entre le pourcentage de liant et la résistance mécanique développée par le matériau. Autrement dit, plus la quantité du liant augmente plus la performance augmente.

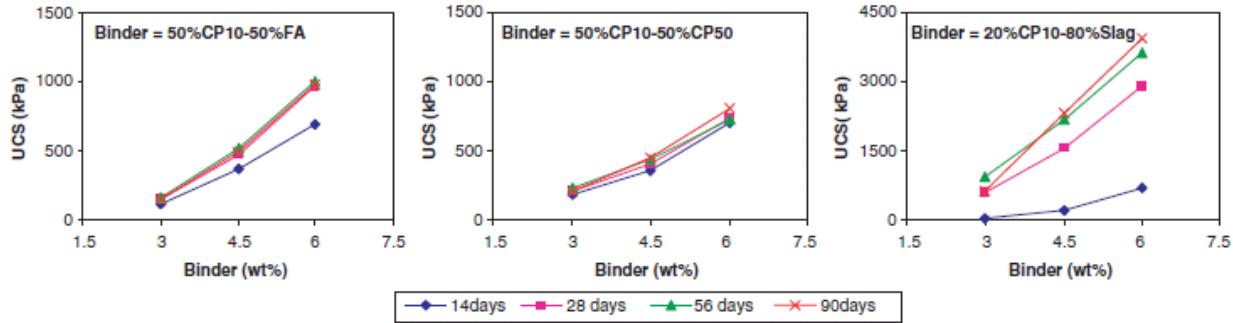


Figure 2-15: Effet de la proportion de liants sur la résistance mécanique des remblais en pâte cimenté (Benzaazoua et al., 2004)

2.6.4 Effet de la température

La température ambiante est aussi un facteur qui peut influencer l'évolution du RPC ainsi que sa performance mécanique (e.g. Ouellet, 2006). Fall et al. (2005) ont testé l'effet de la température sur la résistance UCS d'un RPC à base de Slag et soumis à des températures de 0, 20, 35 et 50°C. Les résultats de cette étude ont montré que les échantillons exposés aux températures 35 et 50°C ont pu avoir les UCS les plus élevé par rapport aux échantillons muris à 0 et 20°C. Il faut noter que le remblai peut aussi être exposé à des températures très élevées, qui sont généralement attribuables à des incendies de mines et à l'auto-échauffement des masses rocheuses sulfurés adjacentes ou encaissant de la masse de remblai en pâte cimenté (Bernier et al., 2003). Fall et al. (2009) ont testé l'effet des températures très élevés sur le développement des UCS et de la microstructure du remblai en pâte cimenté. Dans cette étude les échantillons de RPC ont été exposés à des températures très élevée (100, 200, 400 et 600°C) (Figure 2-16). Les résultats de cette étude ont montré que les remblais en pâtes exposés à des températures de 200°C ont pu avoir les meilleurs UCS et à 400 °C il existe une diminution de la résistance.

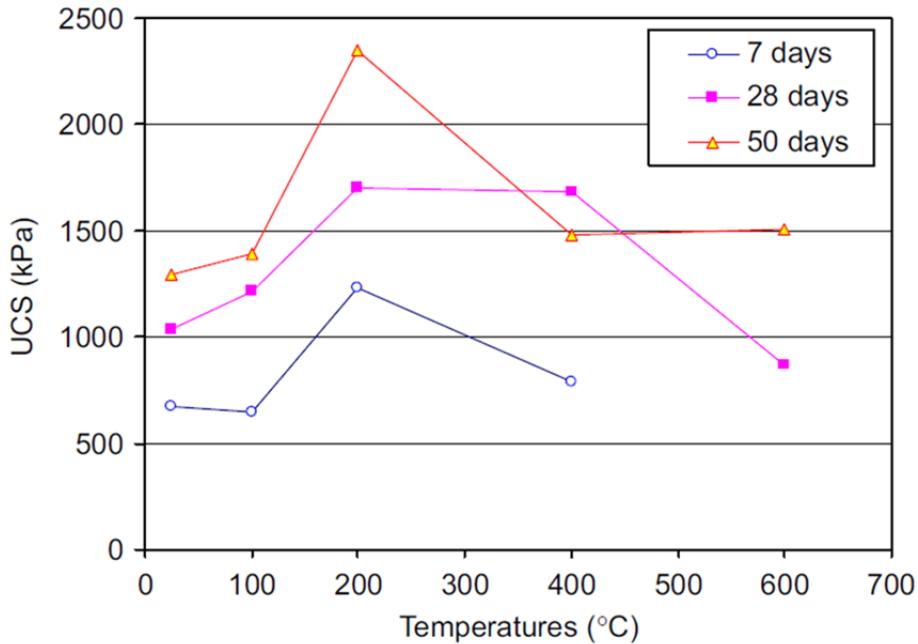


Figure 2-16 : Effet de la forte température sur la résistance en compression uniaxiale UCS (Fall et Samb, 2009)

2.7 Analyse de stabilité et résistance requise du remblai

Le principal défi de la conception du remblai en pâte cimenté réside dans la détermination de sa résistance minimale requise dans les chantiers primaires. Le remblai en pâte peut jouer plusieurs rôles sous terre et sa résistance requise dépendra de sa fonction. Ainsi, quand le remblai est destiné à être un support de terrain son UCS doit être d'au moins de 5 MPa. Lorsqu'il s'agit d'une extraction des piliers l'UCS va être comprise entre 1 et 5 MPa (Stone, 1993, 2002 ; Belem et Benzaazoua, 2008). Pour le cas de la plateforme de travail, la résistance peut être de l'ordre de 100 kPa (Hassani et Bois, 1992; Hassani et Archibald, 1998; Belem et al., 2009).

2.7.1 Support vertical

Il a été démontré dans la littérature que le remblai est incapable de supporter le poids total de la surcharge ($\sigma_v = \gamma H$) et qu'il réagit uniquement comme un support secondaire (Cai, 1983). D'après l'étude réalisée par Donavan (1999), on peut supposer que toute charge verticale sur le remblai est le résultat de la déformation du toit. Ainsi l'UCS peut être estimée par la relation (2-12) :

$$UCS_{design} = (E_p \varepsilon_p) FS = E_p \left(\frac{\Delta H_p}{H_p} \right) FS \quad (2-12)$$

Où : E_p : Le module élastique de la masse rocheuse ou du pilier (kPa); ε_p : déformation axiale du pilier ; FS : facteur de sécurité; H_p : hauteur initiale de la couche (m) ; ΔH_p : Variation de la hauteur de la couche (m).

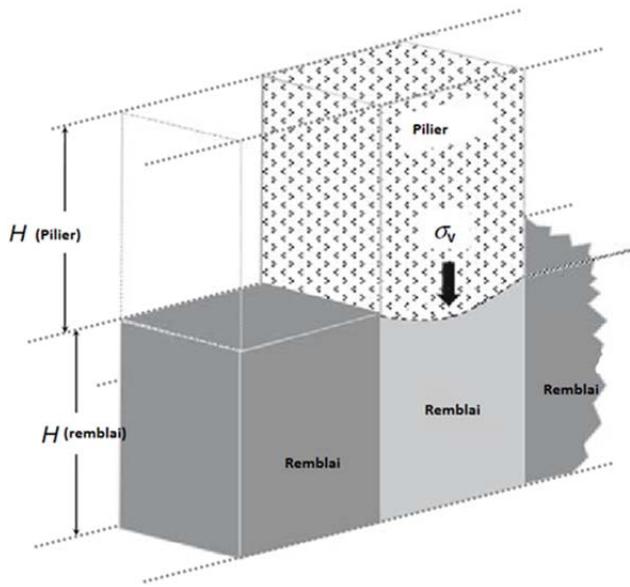


Figure 2-17: Schéma illustrant le chargement vertical sur un bloc de remblai (Belem et Benzaazoua, 2004, 2008)

Dans le cas de la convergence des murs rocheux l'UCS peut être estimée selon l'équation (2-13) (Donovan, 1999):

$$UCS_{desgin} = k \times (\gamma_p H_p) FS \quad (2-13)$$

Où : k : constante d'échelle variant entre 0,25 et 0,5 ; γ_p : poids volumique des couches (kN/m^3) ; H_p : hauteur des couches en dessous de la surface (m).

2.7.2 Pilier autoportant

a) Remblai autoportant avec plus de deux faces exposées

Dans le cas où le remblai en pâte est utilisé pour l'ouverture d'une galerie (pour accéder par exemple à un nouveau corps minéralisé) (Figure 2-18), une conception conservatrice est appliquée. Dans ce cas on suppose que la masse du remblai aura plus de deux faces exposé après le dynamitage). Par conséquence, les parois de confinement du remblai sont retirées et il devient soumis à la gravité du chargement (Yu, 1992 ; Belem et Benzaazoua, 2008). L'estimation d'UCS peut être réalisée avec l'équation (2-14) proposée par Smith (1983):

$$UCS_{desgin} = (\gamma_f H_f) FS \quad (2-14)$$

Où : γ_f : Poids volumique du remblai (kN/m^3) ; H_f : Hauteur du remblai (m) ; FS : Facteur de sécurité.

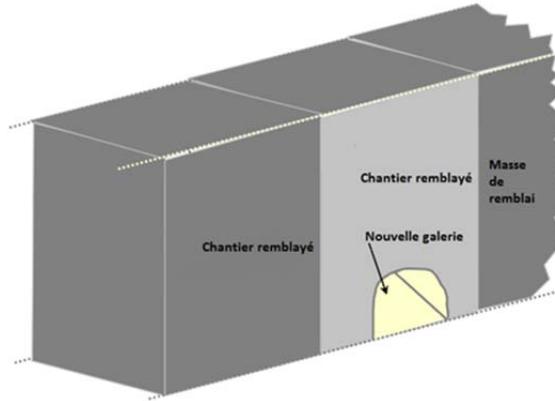


Figure 2-18: Ouverture d'une galerie à travers une masse de remblai (Belem et Benzaazoua, 2004, 2008)

b) Remblai autoportant avec une face exposée

Modèle d'Askew et al. 1978

Askew et al. (1978) ont proposé une équation pour l'estimation de l'UCS lorsque toutes les faces de remblai sont exposées, en se basant sur le modèle proposé par Terzaghi (1943) pour calculer la contrainte verticale (p_v) selon l'équation (2-15) :

$$UCS \approx 1,25 \left[\frac{B}{2K \tan \phi} \left(\gamma - \frac{2c}{B} \right) \left[1 - \exp \left(- \frac{H2K \tan \phi}{B} \right) \right] \right] \quad (2-15)$$

Avec : $FS = 1,3$

$$K = \left(1 + 2 \tan^2 \phi\right)^{-1} \quad (2-16)$$

Où : B : largeur de chantier (m); K : coefficient de poussée des terres ; γ : poids volumique du remblai (kN/m^3) ; C : cohésion du remblai (kPa)

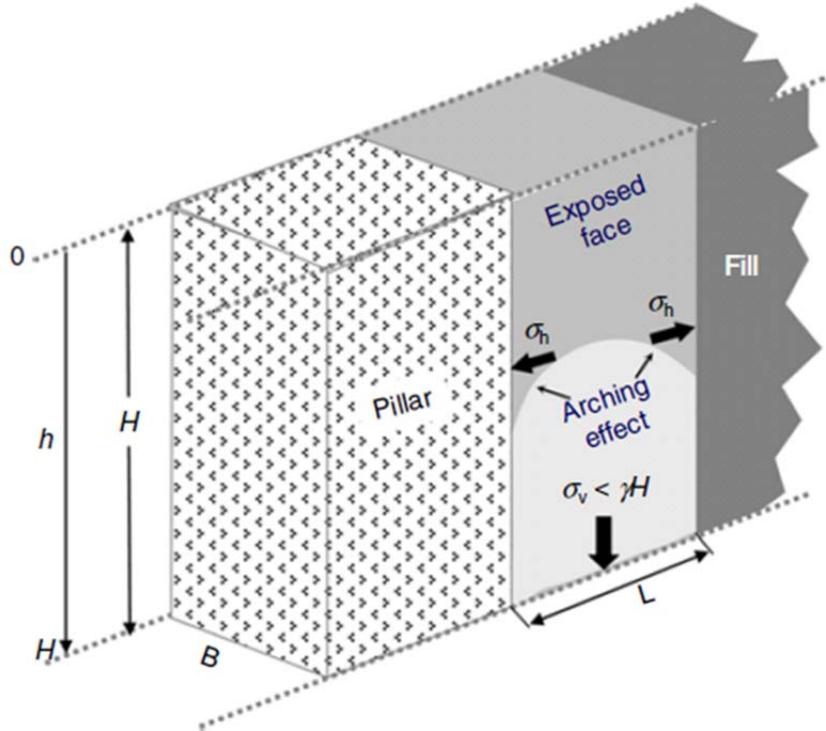


Figure 2-19: Illustration schématique d'une analyse de la stabilité d'un remblai avec une face exposée (Belem et Benzaazoua, 2004, 2008)

Modèle du loc confiné cohésif

Mitchell et al, 1982 ont proposé un modèle d'analyse de l'équilibre limite quand le remblai est confiné entre les murs des chantiers (Figure 2-20). Il a considéré que le bloc possède une longueur L (m), une largeur B (m) et une hauteur H (m) remblayé avec un remblai de cohésion c (kPa), d'angle de frottement interne ϕ et de poids volumique γ (kN/m^3), glissant à un angle α par rapport au plancher. C_b (kPa) représente la cohésion non drainée des liens de cimentation du remblai (kPa).

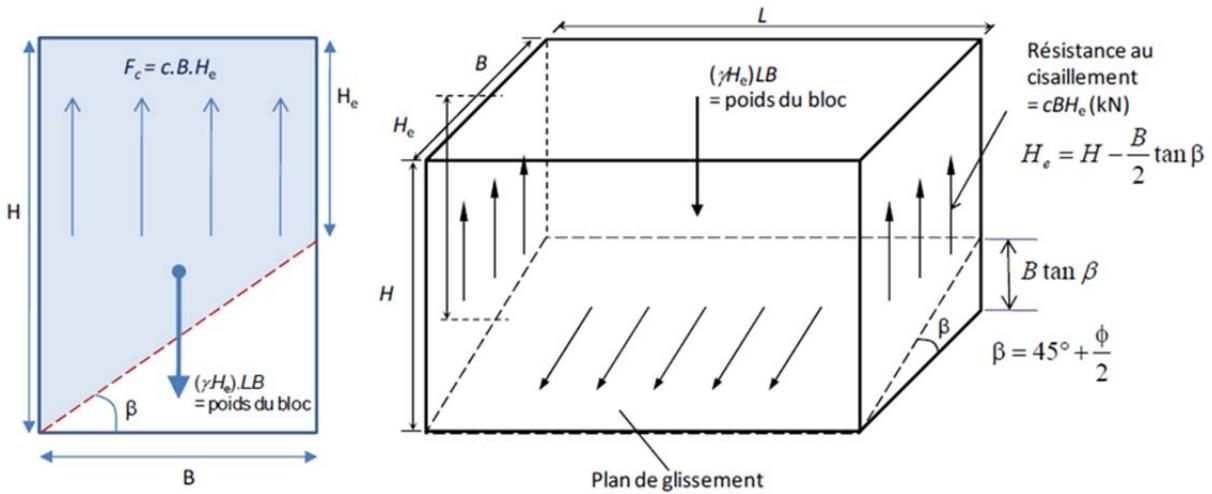


Figure 2-20: Modèle 3D du bloc confiné (tiré de Belem, 2009)

Ainsi le facteur de sécurité peut être exprimé comme suit :

$$FS = \frac{W_{net} \cos \alpha \tan \phi + \frac{cLB}{\cos \alpha}}{W_{net} \sin \alpha} \quad (2-17)$$

$$FS = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} + \frac{scLB}{H^*B(\gamma L - 2c_b)\sin 2\alpha} \quad (2-18)$$

Avec :

$$\alpha = 45^\circ + \frac{\phi}{2} \quad (2-19)$$

$$H^* = \left(H - B \frac{\tan \alpha}{2} \right) \quad (2-20)$$

En supposant que $c = c_b$, $\phi = 0$, $H \gg B$ et $FS = 1$, Mitchell et al. (1982) proposent une relation pour l'estimation de la résistance UCS requise, comme suit (équation 2-21) :

$$UCS_{design} = \frac{\gamma H}{\left(1 + \frac{H}{L} \right)} \quad (2-21)$$

Il faut noter que l'équation (2-21) est couramment utilisée dans l'industrie minière.

Quand le facteur de sécurité est différent de 1, la résistance requise peut être obtenue comme suit (équation 2-22) :

$$UCS_{\text{design}} = \frac{\gamma H}{\left(\frac{1}{FS} + \frac{H}{L} \right)} \quad (2-22)$$

Modèle de bloc confiné cohésif et frottant

Mitchell et al. (1982) ont développé un autre modèle pour le calcul du facteur de sécurité, qui prend en compte l'angle de frottement et la cohésion à l'interface remblai-roche. Le modèle est comme suit (équation 2-23) :

$$FS = \frac{W_{\text{net}} \cos \alpha \tan \phi + cLB / \cos \alpha}{W_{\text{net}} \sin \alpha} \quad (2-23)$$

Modèle du bloc confiné modifié

Le modèle de Mitchell et al. (1982) a été modifié par Li et Aubertin (2012) pour prendre en considération une surcharge q_0 appliquée sur la surface du remblai cimenté. Le modèle est exprimé comme suit (équation 2-24) :

$$FS = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} + \frac{2c}{\left[q_0 + H^* \left(\gamma - \frac{2c_z}{L} \right) \right] \sin 2\alpha} \quad (2-24)$$

Avec :

$$2c = \frac{q_0 + \gamma H^*}{\left[\left(FS - \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} \right) \sin 2\alpha \right]^{-1} + \frac{r_b H^*}{L}} \quad (2-25)$$

$$UCS = 2c \tan(45^\circ + \phi/2) \quad (2-26)$$

Li et Aubertin, (2012) ont proposé un autre modèle dans le cas des chantiers avec un faible ratio H/B (Low Aspect Ratio $H/B \leq \tan \alpha$), le FS est estimé par la relation suivante (équation 2-27) :

$$FS = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} + \frac{2c}{\left[q_0 + H \left(\frac{\gamma}{2} - \frac{r_b c}{L} \right) \right] \sin 2\alpha} \quad (2-27)$$

$$2c = \frac{q_0 + \gamma H / 2}{\left[\left(FS - \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} \right) \sin 2\alpha \right]^{-1} + \frac{r_b H}{L}} \quad (2-28)$$

Dans ce cas l'UCS requise est calculé avec l'équation (2-26)

Modèle du bloc confiné cohésif avec inclinaison

$$q_u = 1.2cN_c + 0.4B\gamma N_\gamma$$

Mitchell (1988) a proposé une version modifiée du modèle du bloc confiné en incluant l'effet du confinement du massif rocheux sur le bloc, et l'inclinaison β du chantier. L'estimation de la résistance requise peut être calculée comme suit (équation 2-29) :

$$UCS = \frac{(0,4/0,5)\gamma H \sin \beta}{1+H/L} \quad (2-29)$$

La hauteur de stabilité de la face exposée peut être déterminée en fonction de la relation suivante (équation 2-30) :

$$H_{\text{exp}} = \frac{2,5UCS(1+H/L)}{\gamma \sin \beta} \quad (2-30)$$

Plancher de travail

Pendant les opérations de remblayage cycliques, le remblai est souvent utilisé comme un plancher pour les équipements de la mine et le personnel (Figure 2-22), d'où la nécessité d'une haute portance (Terzaghi, 1943). En d'autre terme, on doit s'assurer que la capacité portante q_u du remblai soit suffisante (Belem et Benzaazoua, 2008). Cette capacité peut être estimée par l'équation (2-31) :

$$q_u = cN_c(\phi) + \frac{1}{2}B\gamma N_\gamma(\phi) + \gamma DN_q(\phi) \quad (2-31)$$

Où :

B = largeur de la structure (m); D : profondeur de la structure (m) ; C : cohésion du sol (kPa) ; γ : Poids volumique du sol (kN/m^3) ; N_c , N_γ , N_q : facteurs empiriques adimensionnels dépendant de l'angle de frottement du matériau.

Craig (1995) a modifié l'équation proposée par Terzaghi (1943), ainsi la capacité portante peut être déterminée en utilisant l'équation (2-32):

$$q_u = 1.2N_c(\phi) + 0.4B\gamma N_\gamma \quad (2-32)$$

Les facteurs de roulement (N_c , N_γ , N_q) peuvent être déterminés comme suit (équations 2-33 à 2-36) (Hansen, 1968) :

$$N_c = \frac{(N_q - 1)}{\tan \phi} \quad (2-33)$$

$$N_\gamma = 1.8(N_q - 1)\tan \phi \quad (2-34)$$

$$N_q = (N_q - 1)\tan(1.4\phi) \quad (2-35)$$

$$N_q = \tan^2\left(45^\circ + \frac{\phi}{2}\right) \exp(\Pi \tan \phi) \quad (2-36)$$

La largeur de contact du pneu, B (m) est donnée par la relation suivante (équation 2-37) :

$$B = \sqrt{\frac{L_T}{P_T}} \quad (2-37)$$

Où : L_T : Forces appliquée sur le pneu (kN) ; p_T : la pression à l'intérieur du pneu (kPa).

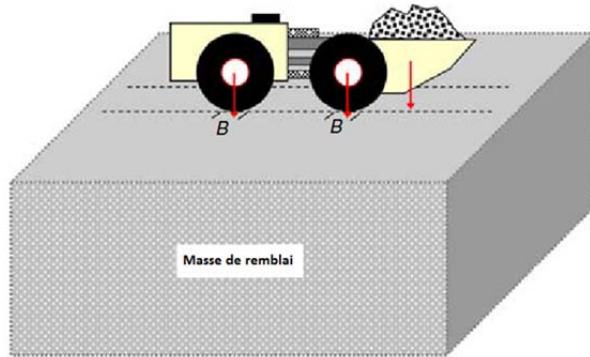


Figure 2-21: Schéma de principe d'une plate-forme de travail (Belem et Benzaazoua, 2004, 2008)

2.8 Modèles de prédiction de la résistance en compression uniaxiale

Un certain nombre de modèles ont été proposés par divers chercheurs pour pouvoir prédire et évaluer le comportement mécanique du remblai pendant la phase de conception. Ces modèles se basent sur les propriétés des matériaux utilisés.

2.8.1 Modèle de Mitchell et Wong (1982)

Mitchell et Wong (1982) ont proposé un modèle empirique qui permet de prédire l'UCS en fonction de la porosité, du pourcentage du liant et du rapport E/C (équation 2-38):

$$UCS = K_1 c^a (n^{-6} w^n + K_2) \quad (2-38)$$

Où : n = la porosité (%) ; w : la teneur en eau (%) ; c = pourcentage de liant (%) ; a = constante déterminée expérimentalement (varie entre 1,1 et 1,7 pour différents types de résidus).

2.8.2 Modèle de Swan (1985)

Dans ce modèle, Swan (1985) a utilisé le volume de ciment dans le remblai B_v , la distance libre entre les particules du mélange d_{avg} et la surface spécifique de l'ensemble des agrégats a_p pour un rapport e/c constant, afin d'élaborer une relation empirique pour l'estimation de la résistance en compression UCS. La connaissance de la distribution granulométrique du remblai ainsi que de sa porosité et de la proportion du ciment permet de calculer les paramètres a_p et d_{avg} . Le modèle est exprimé comme suit (équation 2-39) :

$$UCS = 0,283 \left(\frac{B_v}{d_{avg} a_p} \right)^{2,36} \quad (2-39)$$

Où : B_v : volume du ciment dans le remblai ; d_{avg} : distance moyenne des particules dans le mélange (cm) ; a_p : surface spécifique des agrégats (cm^2/g) pour un rapport e/c constant.

L'estimation des paramètres ci-dessus est complexe; c'est pourquoi le modèle de Swan (1985) est difficilement applicable pour les remblais miniers.

2.8.3 Modèle de Lamos et Clark (1989)

Lamos et Clark (1989) ont aussi développé un modèle empirique qui permet de prédire la résistance en compression uniaxiale. Ce modèle est en fonction de la proportion du liant, du type de résidu et de la teneur en eau du remblai. Il a été élaboré pour une période de cure de 28 jours à une température de 30° et 100% d'humidité. Le modèle est présenté comme suit (équation 2-40) :

$$UCS = 1MPa \times \left(p_1 + \left(p_2 \left(\frac{OPC}{E} + p_3 \frac{PFA}{E} + p_4 \frac{PBF}{E} \right) \right) \cdot \left(1 + p_5 \frac{CT}{NCS} + p_6 \frac{CW}{NCS} \right) + p_7 \frac{NCS}{E} \right) \quad (2-40)$$

Où:

$$P_1 = 2,15 \quad P_2 = 5,65 \quad P_3 = 0,67 \quad P_4 = 1,60 \quad P_5 = 0,07 \quad P_6 = 0,34 \quad P_7 = 0,21$$

OPC : ciment portland ordinaire (*Ordinary Portland Cement*); PFA : cendres pulvérisées de carburant (*Pulverised Fuel Ash*) ; PBF: ciment Portland au laitier de haut fourneau de (*Portland blast Furnace Cement*) ; E : eau ; CT : résidu classifié ; CW : déchets broyés ; NCS : particules non cimentaires.

La comparaison de ce modèle avec les résultats du laboratoire a montré que les prédictions sont à $\pm 25\%$ des valeurs observées. Ce modèle est censé pouvoir être utilisé pour avoir un ordre de grandeur de la résistance de certaines compositions plutôt qu'un modèle définitif (Benzaazoua et al., 2000).

2.8.4 Modèle de Arioglu (1983)

Dans le même ordre d'idées, Arioglu (1983) a étudié les propriétés du remblai rocheux pour élaborer une relation entre la résistance en compression uniaxiale et le rapport e/c (équation 2-41):

$$UCS = A\alpha^{-n} = A(e/c)^{-n} \quad (2-41)$$

Où : α = rapport eau sur ciment (e/c); A , n : constantes à déterminer expérimentalement.

Dans la même année, Arioglu (1983) a élaboré une relation entre la cohésion et la résistance en compression uniaxiale qui se présente comme suit (équation 2-42) :

$$C = A\sigma_c + B \quad (2-42)$$

C : cohésion ; A et B : constantes expérimentales

2.8.5 Modèle de Yu (1989)

Yu (1989) a modifié le modèle d'Arioglu pour avoir une relation entre la résistance en compression du remblai rocheux et la proportion du liant (équation 2- 43):

$$UCS = e^{0.2c} \quad \text{par } 2 \leq c \leq 10 \quad (2-43)$$

Où : c : proportion du ciment (%)

2.8.6 Modèle de Belem (2009)

Toutes les études réalisées précédemment, ont confirmé que la performance mécanique du remblai en pâte cimenté était très influencée par les propriétés minéralogiques, physiques et chimiques de ses trois ingrédients : résidus, agent liant et eau de mélange (Mitchell et Wong, 1982; Lamos et Clark, 1989; Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2000; 2002a; 2003b; Hassani et al., 2001; Landriault et al., 2001; 2005; Kesimal et al., 2004). Alors, la prédiction de l'UCS des remblais en pâte cimentés reste plus ou moins complexe et tous les aspects cités précédemment doivent être pris en considération. En effet, l'essai de compression uniaxiale reste l'essai le moins coûteux et qui peut être intégré dans les programmes de contrôle de qualité dans les mines (Cayouette, 2003).

Un modèle empirique de prédiction de l'UCS a d'abord été développé par Belem et Benzaazoua (2008b) puis amélioré en modèle semi-empirique par Belem (2009) et qui peut servir lors des étapes de préfaisabilité de la mise en place d'un système de remblayage souterrain avec du remblai en pâte cimenté. En effet, la validation préliminaire de la version de 2009 de ce modèle fait l'objectif de cette étude. Il s'agit d'un modèle semi-empirique qui prend en compte le type de résidus par le biais de la densité relative ($\rho_{s\text{-résidu}}$), le type de liant (α_B), la proportion de liant ($kB_w\%$), la granulométrie des résidus (α_T) et la qualité relative de l'eau de mélange (α_w) et le temps de cure (t en jour). Ce modèle semi-empirique (inspiré du modèle de la tension de vapeur) de prédiction de l'UCS est donné par la relation (Belem, 2009) suivante :

$$UCS(t) = G_{s\text{-résidu}} \left(\frac{1}{4} + kB_w\% \right) \times \exp \left[\alpha_B - \frac{\alpha_T}{t} - \alpha_w \ln(t) \right] \quad (2-44)$$

avec : $G_{s\text{-résidu}} = \rho_{s\text{-résidu}} / \rho_w$; $\rho_{s\text{-résidu}}$ = masse volumique spécifique du résidu (g/cm^3); ρ_w = masse volumique de l'eau (g/cm^3); k = facteur de pondération du pourcentage de liant (kPa); α_B = facteur de pondération pour le type de liant; α_T = facteur de pondération de la granulométrie des résidus; α_w = facteur de pondération de la chimie de l'eau; t = temps de cure (jour); $B_w\%$ = pourcentage de liant (wt%).

L'indice d'hydratation relative (H_a) est prise en compte dans les facteurs de pondération du liant k et du type liant, α_B . Le facteur de pondération de la granulométrie α_T exprime l'effet de la

proportion des particules ultrafines de diamètre $d < 20 \mu\text{m}$ ($P_{20\mu\text{m}}$) et sa valeur varie entre 1 et 58 ($1 \leq \alpha_T \leq 58$). Ainsi, pour une granulométrie très fine ($60\% \leq P_{20\mu\text{m}} \leq 90\%$), α_T tendra vers sa valeur maximale de 58, tandis qu'avec une granulométrie grossière ($P_{20\mu\text{m}} \geq 15\%$), α_T tendra vers sa plus faible valeur qui est de 1. Le facteur de pondération α_W vaut environ 0,001 pour une eau faiblement agressive (i.e. une teneur en sulfate $\leq 500 \text{ ppm}$), tandis que ce facteur sera de l'ordre de 0,1 pour une eau très agressive (teneur en sulfate $> 3500 \text{ ppm}$). Les facteurs de pondération k , α_T et α_B peuvent être calculés à l'aide des relations suivantes:

$$\alpha_T = 0.75380 \times (P_{20\mu\text{m}}) - 10.308 \quad (2-45)$$

$$\alpha_B = a_1 (H_a - b_1)^{c_1} \quad (2-46)$$

$$k = a_2 (H_a - b_2)^{c_2}$$

Les constantes a_1 , a_2 , b_1 , b_2 , c_1 et c_2 sont donnés dans les Tableaux 3-2 et 3-3. Dans cette étude, les résultats expérimentaux seront utilisés pour la validation préliminaire de ce modèle.

Tableau 2-4: Valeurs des constantes a_1 , b_1 et c_1 pour chaque type de liant pour le calcul de α_B

α_B	FAF	FAC	Slag
a₁	3,5240165	4,5174367	4,5174367
b₁	-0,00354094	-0,0036333603	0,041390109
c₁	0,01033642	0,01615641	0,01943937

Tableau 2-5 : Valeurs des constantes a_2 , b_2 et c_2 pour chaque type de liant pour le calcul de k

k	FAF	FAC	Slag
a₂	1,4174309	1,4175028	1,6249741
b₂	-0,00468724	-0,01046504	0,02180753
c₂	-0,02422329	-0,03851534	-0,05337852

CHAPITRE 3 MATÉRIELS ET MÉTHODES

3.1 Démarche méthodologique

Comme il a été vu au Chapitre 3 précédent, Belem et al. (2010) ont proposé un paramètre physico-chimique appelé indice d'hydratation relative H_a dans les remblais en pâte cimentés (RPC) qui combine la chimie des liants au travers du module hydraulique Hm_b et leurs caractéristiques physiques au travers du facteur de réactivité relative R_f . Ces paramètres ont été définis dans le but de les utiliser pour la formulation des agents liants en se basant sur le concept de réactivité équivalente (ou états équivalents). L'indice d'hydratation relative H_a devra par conséquent être nécessairement validé à l'aide de données expérimentales exhaustives.

Pour ce faire, le plan expérimental de cette étude a été subdivisé en deux phases principales : la première phase (Phase I) qui se porte sur le calcul des différents paramètres du modèle et l'identification des formulations optimales des agents liants à utiliser dans la suite de l'étude expérimentale, sur la base de la réactivité équivalente à celle d'un liant de référence. Quant à la deuxième phase (Phase II), elle a porté sur la fabrication de plusieurs recettes de remblais en pâte cimentés à base de différentes formulations de liants, trois types d'eau de mélange et deux pourcentages liants et la réalisation des essais de compression uniaxiale à différents quatre temps de cures.

Environ **1010 éprouvettes** de remblai en pâte cimenté ont été fabriquées dans le cadre de cette étude expérimentale au sein du laboratoire URSTM. Pour ce faire, un échantillon de résidus miniers a été prélevé à la mine Casa Berardi et qui avait une densité de pulpe d'environ 75%. En ce qui concerne le durcissement des remblais, différents types de ciments et d'ajouts minéraux ont été utilisés pour la formulation des agents liants. Le ciment Portland à usage général ou type GU a été choisi comme ciment de base pour former les liants composés avec les ajouts minéraux tels que les laitiers de haut fourneau (ou Slag) et les cendres volantes (ou fly ash de types C et F). Ainsi, quatre groupes de liants ont été créés à savoir le GU seul comme liant témoin, le GU/Slag, le GU/FAF et le GU/FAC. Ces liants ont été utilisés pour la fabrication de différentes recettes de mélanges de remblai avec différentes proportions de substitution de GU par les ajouts minéraux choisis. Deux pourcentages de liant fréquemment utilisés dans les opérations de remblayage par l'industrie minière ont été utilisés durant cette étude, à savoir 4,5% et 7%. Les mélanges auront

un affaissement constant d'environ 178 mm (7 pouces). Les temps de cure adoptés pour les essais en compression uniaxiale sont de 14, 28, 56 et 91 jours. Après chaque temps de cure, les éprouvettes de remblai ont été soumises à des essais de compression uniaxiale pour en déterminer la résistance en compression uniaxiale (UCS). La Figure 3-1 présente un schéma de la méthodologie adaptée dans cette étude.

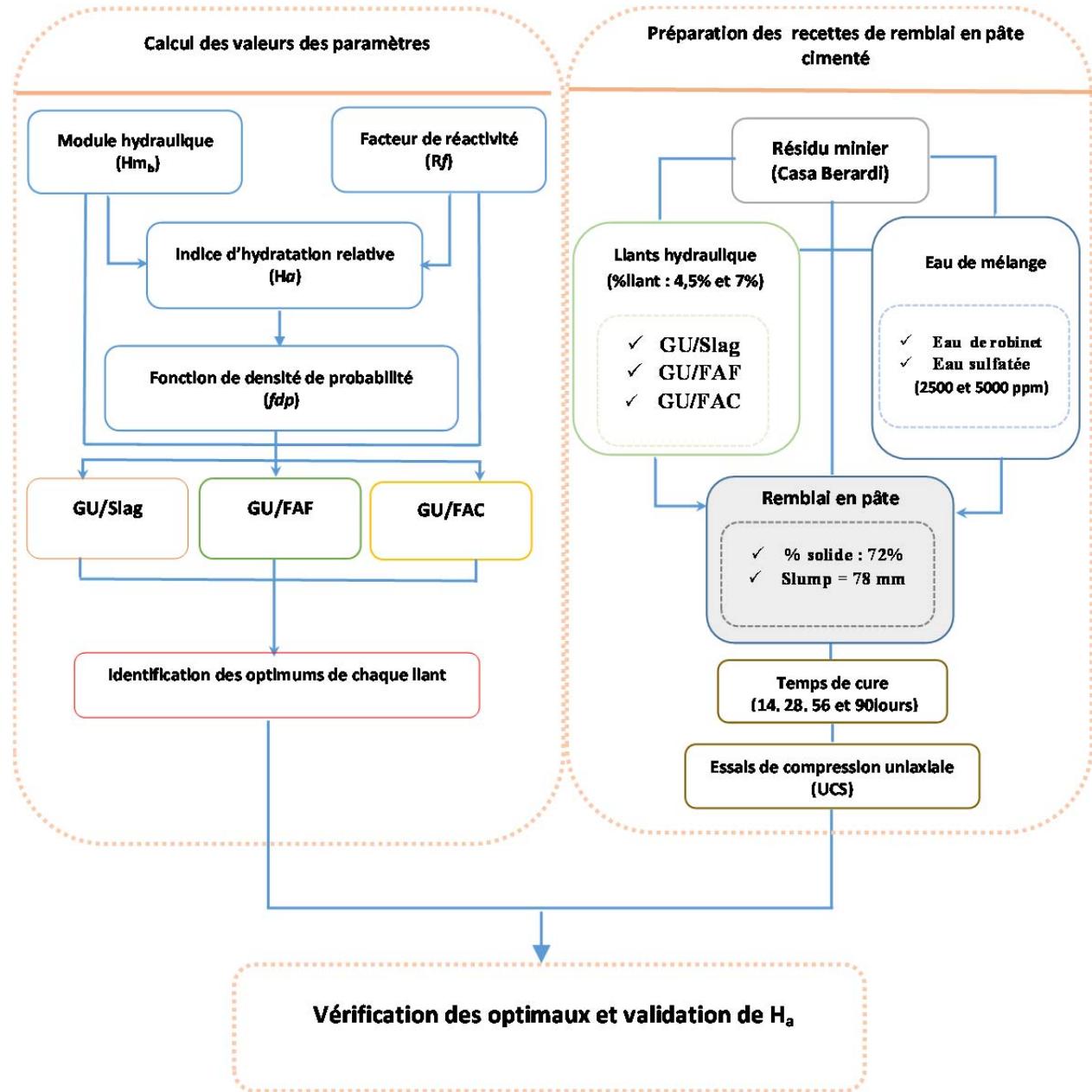


Figure 3-1: Schéma de la méthodologie générale de l'étude

3.2 Matériels

Les différents comportements du remblai en pâte sont souvent le résultat des différentes propriétés de leurs ingrédients. En outre, la détermination des différentes propriétés des matériaux impliqués est une étape importante pour la compréhension du comportement mécanique du remblai en pâte cimenté (RPC). Pour fournir ces informations, il est important de caractériser correctement ces ingrédients. Dans ce projet, une série de caractérisations au laboratoire des propriétés physiques, chimiques et minéralogiques des ingrédients du RPC (résidu, liants et eau de mélange) a été réalisée.

3.2.1 Résidus

Les résidus utilisés dans cette étude ont été fournis par la mine Casa Berardi (Mines Hecla Québec). C'est une mine d'or située dans le nord-ouest du Québec, Canada. Les résidus ont été livrés dans des barils de 200 litres. L'eau surnageant a été éliminée et les résidus ont été soigneusement homogénéisés afin d'éviter toute possible ségrégation des particules. Plusieurs échantillons ont été pris à partir des résidus homogénéisés pour la réalisation des différentes caractérisations. Ces dernières ont porté sur la détermination de la densité relative des grains solides (D_R), la teneur en eau massique des résidus w(%), la distribution granulométrique et la composition chimique et minéralogique.

a) *Caractéristiques physiques*

Densité relative des grains solides

La densité relative D_R du remblai en pâte cimenté dépend directement de la valeur de D_R du résidu utilisé dans le mélange; tandis que le liant ne présente aucune influence sur la densité relative du RPC, vue le faible pourcentage de liant utilisé par rapport au résidu.

La densité relative des grains du résidu minier a été déterminée à l'aide d'un pycnomètre à hélium Accupyc 1330 de Micromeritics (Figure 3-2), selon la norme D854-10 (ASTM, 2012). Cet appareil détermine de manière automatique la densité relative d'un matériau massif ou poreux. Le pycnomètre mesure la quantité ou le volume de gaz déplacé.

La masse de l'échantillon étant préalablement mesurée et connaissant le volume, la densité relative de la phase solide de l'échantillon est calculée ($\rho_s = m_s/V_s$).

La densité relative D_R (ou G_s) est le rapport entre la masse volumique spécifique des grains ρ_s et la masse volumique de l'eau ρ_w qui est égale à 1 g/cm^3 :

$$D_R = \frac{\rho_s}{\rho_w} \quad (3-1)$$



Figure 3-2: Pycnomètre à hélium Accupyc 1330 de Micromeritics

Les résultats des mesures ont montré que la densité relative des résidus utilisés dans cette étude est de 2,8. Cette valeur fait partie de la plage des valeurs des résidus des mines d'or. En effet, la composition minéralogique des gisements exploités influence de façon significative la valeur de la densité relative. Par exemple, pour les mines d'or filoniens, la densité relative est généralement comprise entre 2,6 et 2,9. Alors que pour les mines de métaux de base, le D_R peut varier entre 2,9 et des valeurs supérieures à 4 (Vick, 1990; Bussière, 2003; Godbout, 2005).

Teneur en eau massique et pourcentage solide

La teneur en eau initiale est l'un des paramètres fondamentaux et indispensables dans le calcul des proportions initiales des différents ingrédients de chaque recette de mélange de remblai en pâte. Elle peut être déterminée en fonction de la masse sèche (M_s) et la masse d'eau (M_w) :

$$w(\%) = \frac{M_w}{M_s} \times 100 \quad (3-2)$$

Le pourcentage solide $C_w\%$ peut être directement calculé à partir de la teneur en eau massique :

$$C_{w\%} = \frac{M_{solide}}{M_{totale}} \times 100 = \frac{100}{100 + w(\%)} \times 100 \quad (3-3)$$

La teneur en eau initiale des résidus échantillonnés dans cette étude a été déterminée sur un échantillon de résidu humide d'une certaine masse (environ 200 g) qui a été placée dans un bol en aluminium, puis séché dans une étuve réglée à une température de 60°C jusqu'à l'obtention d'une masse constante après des mesures consécutives de 24 h d'intervalle. Les résultats sont présentés dans le Tableau 3-1.

Tableau 3-1 : Teneur en eau et pourcentage solide massiques des résidus de Casa Berardi

Résidus de Casa Berardi	
Teneur en eau w(%)	27,4
Pourcentage solide $C_w\%(%)$	78,5

Distribution granulométrique

La distribution granulométrique est une des caractéristiques les plus critiques à prendre en considération dans la caractérisation des résidus pour une utilisation dans le remblai en pâte. En effet, la distribution de la taille des grains du résidu affecte la porosité, la perméabilité et le comportement rhéologique et mécanique du remblai (Keren et al., 1983; Brackebusch, 1994; Landriault et al., 1995; Amaratunga et al., 1997 et 1998; Cayouette, 2003; Kesimal et al., 2003; Fall et al., 2003 et 2004a; Benzaazoua et al., 2003). L'analyse granulométrique peut être réalisée par sédimentométrie ou à l'aide du granulomètre au laser. Les résultats de l'analyse granulométrique sont représentés sous forme de courbes semi-logarithmiques. Le coefficient d'uniformité (C_U) et le coefficient de courbure (C_C) sont souvent utilisés pour caractériser la distribution relative des particules.

L'analyse de la distribution granulométrique des résidus de la mine Casa Berardi a été réalisée à l'aide du granulomètre au laser Mastersizer 2000 de Malvern. Cet appareil mesure généralement

des particules ayant une taille comprise entre 0.05 et 900 μm . Le principe de la granulométrie laser est basé sur le principe de diffraction et de diffusion d'un faisceau laser frappant une particule solide. Les particules passent à travers un rayon laser, qui va être diffracté selon un angle en fonction de sa taille. Les mesures de ces angles de déviation vont être analysées pour calculer le diamètre des particules. Les résultats obtenus sont illustrés sous forme de courbes semi-logarithmiques, présentant ainsi la distribution granulométrique du matériau analysé. La Figure 3-3 montre les courbes granulométriques obtenues. Le Tableau 3-2 contient l'essentiel de tous les paramètres granulométriques qu'il est possible de déterminer à partir des courbes granulométrique. Les paramètres D_x correspondent aux diamètres des grains correspondant à x% passant (plus petit que D). Le paramètre $P_{20\mu\text{m}}$ (%) correspond à la proportion de particules ultrafines ($d < 20 \mu\text{m}$) dans les résidus qui est de 50% dans ce cas.

Tableau 3-2: Paramètres granulométriques des résidus de la mine Casa Berardi

Paramètre	Unités	Valeur
D_{10}	(μm)	3,6
D_{20}	(μm)	6,6
D_{30}	(μm)	9
D_{40}	(μm)	14,2
D_{50}	(μm)	19,3
D_{60}	(μm)	26,2
D_{70}	(μm)	41,4
D_{80}	(μm)	65,5
D_{90}	(μm)	120,7
$Cu = D_{60} / D_{10}$	(-)	7,28
$Cc = D_{30}^2 / (D_{60} * D_{10})$	(-)	0,86
$U = (D_{90} - D_{10}) / D_{50}$	(-)	6,07
$P_{20\mu\text{m}} (d < 20 \mu\text{m})$	(%)	50

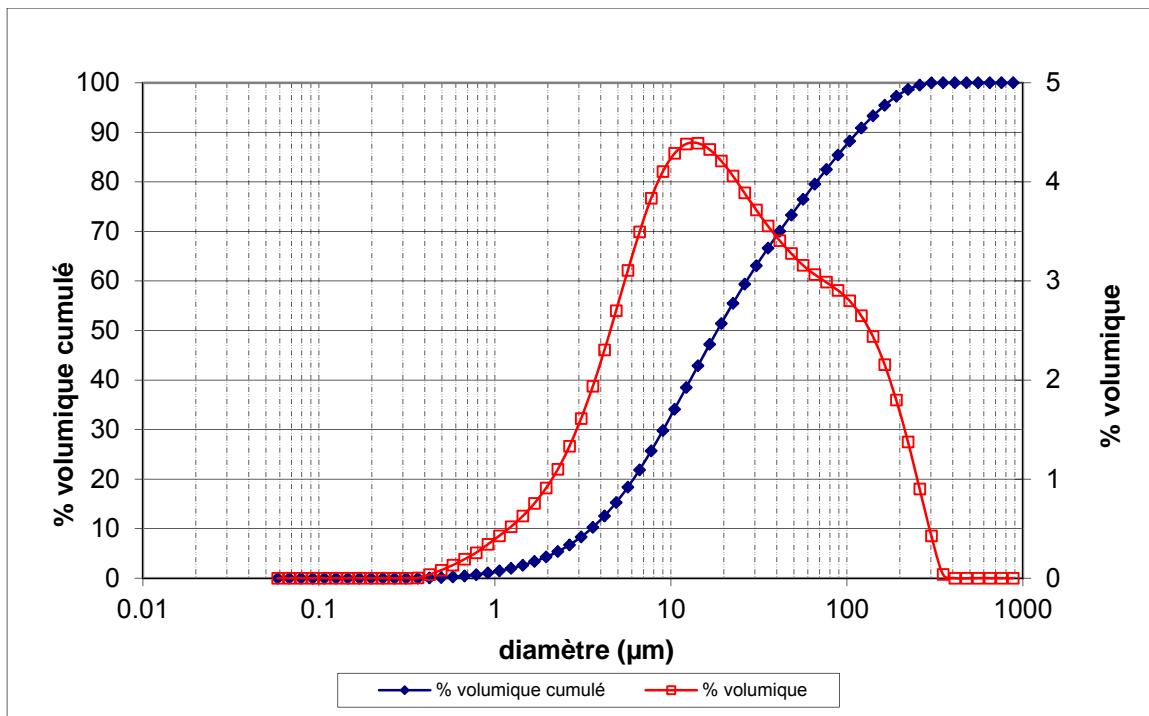


Figure 3-3: Courbes granulométriques du résidu de la mine Casa Berardi

Les données présentées dans le Tableau 3-2 et la Figure 3-3 montrent que la granulométrie des résidus de Casa Berardi est caractérisé par un diamètre effectif des grains $D_{10} = 3.59 \mu\text{m}$ et un diamètre moyen $D_{50} = 19 \mu\text{m}$. La distribution granulométrique des résidus de Casa Berardi est similaire à la plupart des résidus produits par les mines en roche dure.

b) Caractérisation minéralogique et chimique

La minéralogie des résidus contenus dans un mélange de remblai peut influencer le comportement de celui-ci. La composition minéralogique et la réactivité géochimique des résidus peuvent affecter de manière significative les propriétés de durcissement du remblai en pâte cimenté. Alors, la connaissance des différentes phases minérales présente dans le résidu, permet d'obtenir des paramètres complémentaires pour mieux comprendre le comportement géochimique du résidu et de visualiser ses interactions avec les différents liants. L'identification des différentes phases minérales présentes dans le résidu reste une étape nécessaire pour la fabrication du remblai en pâte cimenté.

Analyse minéralogique par diffraction des rayons X (DRX)

La diffraction des rayons X est une méthode d'analyse minéralogique des matériaux cristallisés. Elle permet de déterminer la nature des phases minérales et de les quantifier à partir d'un échantillon en poudre.

La composition minéralogique des résidus est déterminée par la méthode de diffraction aux rayons X (DRX) avec l'appareil Bruker A.X.S. Advance D8. Pour cela, les échantillons ont été broyés finement dans l'alcool en utilisant un pulvérisateur McCrone Micronizing Mill, afin de réduire la taille des particules à environ 10 µm. Durant l'analyse par DRX, un faisceau de rayons X vient bombarder l'échantillon sous différents angles. Chaque minéral contenu dans l'échantillon va diffracter ce faisceau selon son propre angle d'incidence suivant la loi de Bragg. La quantification des minéraux a été réalisée par la méthode Rietveld sur le logiciel TOPAS, et le logiciel EVA a été utilisé pour l'identification des minéraux présents dans l'échantillon (Rietveld, 1993; Taylor et Hinczak, 2001). La Figure 3-4 présente le diffractogramme du résidu de Casa Berardi qui montre que le principal minéral est le quartz avec 34.77%. Les autres minéraux majeurs sont la muscovite (22.66%), l'ankérite (18.33%), la chlorite (12.33%), l'albite (9.24%), et la pyrite (2.68%). La composition minéralogique de ce résidu présente la minéralogie typique des rejets miniers du Québec, où les principaux minéraux sont le quartz, les silicates, les carbonates et les sulfures. Aussi, on remarque la présence de la muscovite qui est un philosilicate qui présente une grande demande d'eau. Les différentes phases minéralogiques identifiées sont présentées dans le Tableau 3-3.

Tableau 3-3 : Résultats de l'analyse minéralogique par DRX

Minéral	Teneur (%)
Quartz	34,77
Chlorite	12,33
Ankérite	18,33
Pyrite	2,68
Albite	9,24
Muscovite	22,66

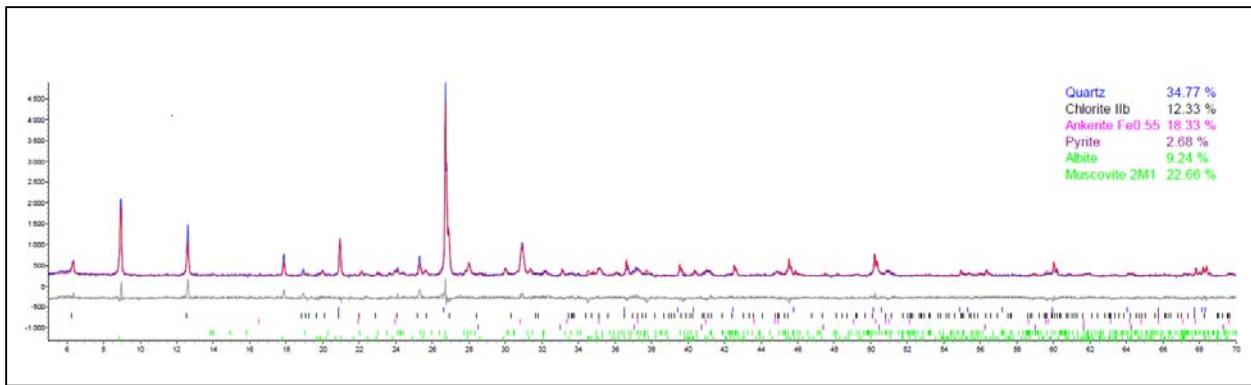


Figure 3-4: Diffractogramme des rayons X du résidu de la mine Casa Berardi

Analyse par spectrométrie de fluorescence des rayons X (XRF)

La spectrométrie de fluorescence des rayons X (SFX ou FX, ou en anglais XRF pour X-Ray fluorescence) est une technique d'analyse élémentaire non destructive utilisant une propriété physique de la matière : la fluorescence des rayons X. Elle est largement utilisée pour l'analyse élémentaire qualitative et quantitative des échantillons géologiques, biologiques, industriels, etc. Par rapport aux autres techniques, par exemple la spectrométrie d'émission atomique à couplage inductif (ICP-AES), la technique XRF présente l'avantage d'être non-destructive, multi-élémentaire, rapide et ayant un coût bas. Cette technique fournit une limite de détection uniforme sur une large région du tableau périodique. Le principal désavantage de cette technique est que les analyses sont généralement restreintes aux éléments plus lourds que le fluor.

La composition élémentaire des résidus Casa Berardi a été déterminée à l'aide de l'appareil Niton XL3t, en utilisant le principe de la fluorescence des rayons-X. Le matériel a été bombardé par un rayonnement très énergétique (rayons X incidents) ce qui provoque une excitation au niveau atomique. Une émission de rayon-X (la fluorescence) en provenance du matériel est provoquée par le retour des atomes à un état stable. L'énergie émise lors de cette fluorescence est une caractéristique de la nature de l'élément et de l'intensité de la fluorescence qui est proportionnelle à sa concentration.

Les résultats d'analyses XRF sont présentés dans le Tableau 3-4. Ces résultats montrent l'abondance du silicium (19,46 %). Cela est en accord avec les résultats obtenus par DRX et avec une quantité de quartz de l'ordre 34,77%.

Tableau 3-4 : Résultats d'analyse XRF du résidu de Casa Berardi

Élément	Teneur (mg/kg)
Ag	74
Al	60278
As	6012
Ba	421
Ca	40696
Cl	155
Cr	214
Cu	124
Fe	79848
K	24372
Mg	6212
Mn	1970
Nb	12
P	512
Rb	29
S	16237
Si	194699
Sr	192
Ti	4070
V	300
W	207
Zn	89
Zr	115

Analyse chimique par plasma couplé inductif (ICP-AES)

L'analyse élémentaire des résidus de Casa Berardi a également été réalisée à l'aide de la spectrométrie d'émission atomique à couplage inductif (ICP-AES). Le principe de cette méthode d'analyse réside dans l'atomisation et l'extraction des éléments contenus dans une solution à l'aide d'un plasma d'argon. Il s'agit d'un type de spectroscopie qui utilise le plasma à couplage inductif, afin de produire des atomes et des ions excités pour une émission électromagnétique à des longueurs d'ondes caractéristiques de chaque élément. L'intensité de cette émission est indicative de la concentration de l'élément dans l'échantillon.

L'échantillon déjà séché et homogénéisé et digéré avec un ensemble d'acides, à savoir l'acide nitrique concentré (HNO_3), le brome liquide (Br_2), l'acide fluorhydrique concentré (HF) et

l'acide chlorhydrique (HCl). Cette technique permet d'analyser 26 éléments : Aluminium (Al), Argent (Ag), Arsenic (As), Bismuth (bi), Calcium (Ca), Cadmium (Cd), Cobalt (Co), Chrome (Cr), Cuivre (Cu), fer (Fe), Potassium (K), Lithium (Li), Magnésium (Mg), Manganèse (Mn), Molybdène (Mo), Sodium (Na), Nickel (Ni), Phosphore (P), Plomb (Pb), Antimoine (Sb), Étain (Sn), Tantale (Ta), Titane (Ti), Vanadium (V), Zinc (Zn) et le Zirconium (Zr). Il faut noter que l'arsenic (As), le Belium (Be) et le Sélénium (Se) se volatilisent partiellement pendant l'analyse ICP-AES d'où la nécessité d'une procédure de digestion par un acide spécifique.

Les résultats d'ICP-AES obtenus dans cette étude, confirment ceux obtenus par XRF et DRX. En effet, les éléments majeurs sont le fer (ankérite et pyrite), l'aluminium (albite et muscovite), le chlorite et le calcium (ankérite). L'arsenic a été détecté par l'ICP-AES (environ 1,06%) même si la DRX n'a pu identifier aucun minéral qui contienne cet élément. En effet, le résidu de Casa Berardi est caractérisé par la présence de l'Arsenic (As). Une étude antérieure a montré que ce résidu a contenu de l'arsénopyrite et que la pyrite pouvait contenir des traces d'arsenic (Coussy, 2011). Le Tableau 3-5 présente les principaux éléments chimiques présents dans le résidu utilisé.

Tableau 3-5: Résultats de l'analyse ICP-AES du résidu de Casa Berardi

Éléments	Teneur (wt%)
Al	3,65
As*	1,087
Ba	0,0292
Bi	0,00807
Ca	2,098
Co	0,00412
Cr	0,00968
Cu	0,0122
Fe	7,822
K	1,8
Mg	0,9873
Mn	0,1586
Mo	0,00193
Na	0,699
Ni	0,00735
Pb	0,0142
S	2,513
Ti	2700

Analyse de la teneur en soufre et en carbone totaux par fournaise à induction

Les analyses au four LECO ont été utilisées pour quantifier le soufre et le carbone totaux présents dans l'échantillon de résidu de Casa Berardi, en utilisant une fournaise à induction de l'appareil ELTRA CS-2000 *Carbon/Sulfur determinator*.

Cette méthode permet de déterminer de façon rapide et simultanée le carbone et le soufre présents dans les échantillons solides secs (résidus miniers, charbon, acier, alliages, cendres, caoutchouc, etc.). Cependant, la présence de carbone et de soufre dans des échantillons qui ne deviennent pas liquides dans le four à 1400 °C (par ex. les alliages) ne peut être mesurée.

Le principe de cette méthode consiste à la combustion de l'échantillon grâce à la haute fréquence intégré à l'intérieur de l'appareil. L'échantillon est placé dans un creuset en céramique, auquel on a ajouté du tungstène de fer selon une recette adaptée au type d'échantillon, pour respectivement éviter les éclaboussures et augmenter la température dans le four. Le but est d'assurer la combustion complète de l'échantillon. Par la suite, le creuset est inséré dans une fournaise à haute température en présence d'oxygène afin de dégrader la matière en dioxyde de carbone et de dioxyde de soufre. Les gaz (CO₂ et SO₂) produits sont acheminés vers le détecteur à infrarouge. Un système informatisé calcule et affiche la concentration du carbone total et du soufre total présent dans l'échantillon. Les résultats obtenus lors de cette analyse sont présentés dans le Tableau 3-6.

Tableau 3-6: Analyse du soufre et du carbone du résidu de Casa Berardi

Élément	Analyse (%)	LDM (%p/p)	LQM (%P/P)
C_{total}	1.88	0,05	0,16
S_{total}	2.9	0,004	0,0120

LDM = limite de détection de la méthode; LQM = limite de quantification de la méthode

3.2.2 Liant hydraulique

Quatre groupes de liant hydraulique ont été utilisés dans cette étude. Le ciment Portland à usage général (GU) a été utilisé comme ciment d'activation de base et qui a été combiné avec différents agents liants:

- Le ciment Portland GU combiné avec le laitier de hauts fourneaux ou Slag (GU/Slag)
- Le ciment Portland GU combiné avec les cendres volantes de classe C (GU/FAC)

- Le ciment Portland GU combiné avec les cendres volantes de classe F (GU/FAF)
- Le ciment Portland GU seul (GU)

Ces quatre groupes de liants font partie de la gamme de liants les plus fréquemment utilisés dans les mines pour la fabrication du remblai en pâte cimenté. Généralement, le liant GU/Slag est utilisé pour fournir une protection contre l'attaque sulfatique et aussi pour développer de bonne résistance. Le liant GU/FAC est souvent utilisé aussi pour ses bonnes résistances. Quant au liant GU/FAF il peut aussi être utilisé pour lutter contre l'attaque sulfatique comme le GU/Slag. Une caractérisation chimique (par ICP) (Tableau 3-7) et physique (Tableau 3-8) a été réalisée pour les différents ciments et ajouts minéraux utilisés dans cette étude.

Tableau 3-7: Composition chimique des agents liants utilisés (% en masse d'oxydes)

Type de ciment	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	Fe ₂ O ₃ (%)	CaO (%)	MgO (%)	Na ₂ O (%)	K ₂ O (%)	TiO ₂ (%)	P ₂ O ₅ (%)	MnO (%)	Cr ₂ O ₃ (%)	V ₂ O ₅ (%)
GU	19.3	4.99	2.97	64.3	2,1	0.27	0.50	0.27	0.26	0.12	0.01	0.03
Slag	35.6	10.5	0.65	37.5	11.9	0.46	0.51	0.98	0.93	0.50	<0.01	0.01
FAC	37.2	18.4	5.52	20.8	4.9	4.37	0.69	1.29	<0.01	0.02	0.02	0.05
FAF	45.3	22.5	19.2	4.02	0.97	0.60	1.66	1.13	0.13	0.03	0.03	0.05

Tableau 3-8: Caractéristiques physiques des agents liants utilisés

	GU	Slag	FAC	FAF
SS _m -BET(cm ² /g)	11000	27500	22400	9300
ρ _s (g/cm ³)	3.15	2.94	2.68	2.34
d _{av} (cm)	0.001411	0.000725	0.000888	0.002466

3.2.3 Eau de mélange

Les différents mélanges de remblai en pâte cimenté réalisés dans cette étude ont été préparés avec trois types d'eau, à savoir : l'eau du robinet de la municipalité dont la teneur en sulfates est de 87 mg/l, une eau sulfatée avec une teneur de 2500 mg/l et une autre avec une teneur de 5000 mg/l. L'utilisation de ces trois types d'eau a été dans le but de simuler l'effet du type d'eau sur la performance mécanique du remblai minier en pâte cimenté.

Le pH de l'eau du robinet était proche de la neutralité à environ 7,9 avec un potentiel d'oxydo-réduction Eh de 674 (mV) et une conductivité électrique EC de 212 ($\mu\text{S}/\text{cm}$). Les concentrations en sulfate et en calcium sont respectivement de 22,1 et 25,7 mg/L. Le Tableau 3-9 présente la composition chimique et géochimique de l'eau du robinet utilisée.

Tableau 3-9 : Propriétés chimiques et géochimiques de l'eau de robinet

Composition et paramètres	Valeur
Propriétés chimiques	
SO₄²⁻	87 (mg/L)
Al	0,046 (mg/L)
Ba	0,009 (mg/L)
Ca	25,7 (mg/L)
Cu	0,099 (mg/L)
Fe	0,027 (mg/L)
K	0,707 (mg/L)
Li	0,001 (mg/L)
Mg	3,27 (mg/L)
Mn	0,005 (mg/L)
Na	5,69 (mg/L)
Ni	0,005 (mg/L)
S_{tot}	22,1 (mg/L)
Si	1,68 (mg/L)
Sr	0,039 (mg/L)
Te	0,004 (mg/L)
Zn	0,183 (mg/L)
Propriétés géochimiques	
pH	7,9
Eh	647 (mV)
Conductivité électrique (EC)	212 ($\mu\text{S}/\text{cm}$)

En ce qui concerne les deux eaux sulfatées, elles ont été synthétisées au laboratoire. En effet, une eau distillée a été mélangée avec différentes quantités de sulfate afin d'obtenir une eau sulfatée avec les concentrations de sulfates désirées (2500 mg/l et 5000 mg/l). Ces deux teneurs sont parmi la gamme des teneurs en sulfate habituellement mesurées dans les résidus. Ces deux eaux sulfatées ont été obtenues par l'addition du sulfate de sodium Na₂SO₄ à une eau distillée. Le Tableau 3-10 présente les masses des sulfates à ajouter à l'eau distillée pour obtenir les teneurs désirée.

Tableau 3-10: Concentration de sulfate et de masse connexes de Na₂SO₄

Concentrations en sulfates (mg/l)	Dosage de Na ₂ So ₄ (g/l)
2500	6,22
5000	3,11

3.3 Méthodes

3.3.1 Calculs des mélanges

Rappelons que le remblai en pâte ciment est un mélange de résidu et de liant (formant la phase solide) malaxé avec de l'eau d'appoint (phase liquide). Les proportions de ces ingrédients du remblai en pâte cimenté sont estimées en pourcentage massique.

Les différentes recettes de remblai en pâte ont été fabriquées avec un résidu préalablement homogénéisé. Avant la fabrication de chaque recette une série de paramètres a été déterminée à savoir :

- La teneur en eau du résidu humide w(%) ou de son pourcentage solide;
- La densité relative (G_s) du résidu;
- La proportion de liant qui est exprimée en % de la masse sèche de résidu ($B_{w\%}$);
- Le pourcentage solide de la pâte ($C_{w\%}$).

Ces paramètres permettent de calculer la masse de liant et d'eau de malaxage à ajouter au mélange de remblai en pâte. Le calcul de la masse d'eau prend en compte la quantité d'eau initiale présente dans le résidu humide. Il faut noter aussi que les mélanges ont été préparés selon un affaissement (slump) constant de l'ordre de 80 mm au petit cône (environ 180 mm au grand cône standard d'Abrams; soit ~7 pouces) qui correspondait à un pourcentage solide de l'ordre 72%. Cette préparation est délicate puisqu'on doit partir d'un mélange à pourcentage solide plus élevé (e.g. 80%) puis la quantité d'eau est ajustée au fur et à mesure du mélange jusqu'à l'obtention de la consistance désirée (affaissement de l'ordre de 7 pouces).

Dans cette étude le calcul de masse des différents ingrédients du remblai a été réalisé à l'aide d'une feuille Excel (Tableau A1 de l'Annexe A-1) avec les paramètres définis ci-dessus comme paramètres d'entrée.

3.3.2 Préparation des éprouvettes de remblai

Une fois les différentes masses déterminées (Annexe B), le résidu minier, le ciment et l'eau ont été introduits dans le mélangeur électrique Hobart (modèle D 300-1) (Figure 3-6). Dans le but d'assurer une homogénéité de la pâteuse finale, le résidu a été mélangé au début avec une petite quantité d'eau, pendant 5 minutes à une faible vitesse de 54 tours par minute (vitesse 1 du mélangeur). Le ciment a ensuite été ajouté et mélangé pendant 5 minutes à une vitesse moyenne de 100 tours par minute (vitesse 2). Par la suite, l'eau restante a été ajoutée au mélange et le tout a été malaxé pendant 5 minutes à une vitesse élevée de 183 tours par minute (vitesse 3).

Les différentes recettes de remblai en pâte confectionnées ont été coulées dans des moules en plastiques, d'un diamètre de 5,08 cm (2 pouces) et d'une hauteur de 10,16 cm (4 pouces). Les moules ont été scellées, puis entreposées dans une chambre à humidité contrôlée. Il s'agit d'une chambre qui présente les conditions typiques de stockage de la mine souterraine où la température est de 23° et l'humidité relative HR > 90 (Figure 3-7).

Les échantillons ont été curés pendant quatre échéances 14, 28, 56 et 90 jours. Pour chaque type de liant, différentes recettes (Tableau 3-11) ont été préparées avec deux pourcentages de liant fréquemment utilisé dans les mines (4,5% et 7%).

Tableau 3-11: Les différentes formulations des agents liants pour chaque catégorie de liants

GU/Slag	GU/FAF	GU/FAC
10GU/90Slag	40GU/60FAF	30GU/70FAC
<u>20GU/80Slag*</u>	50GU/50FAF	50GU/50FAC
30GU/70Slag	60/GU-40FAF	<u>57GU/43FAC**</u>
40GU/60Slag	<u>70GU/30FAF**</u>	60GU/40FAC
100GU	75GU/25FAF	70GU/30FAC

(*liant de référence; **liant optimal)



Figure 3-5: Mélangeur électrique Hobart modèle D 300

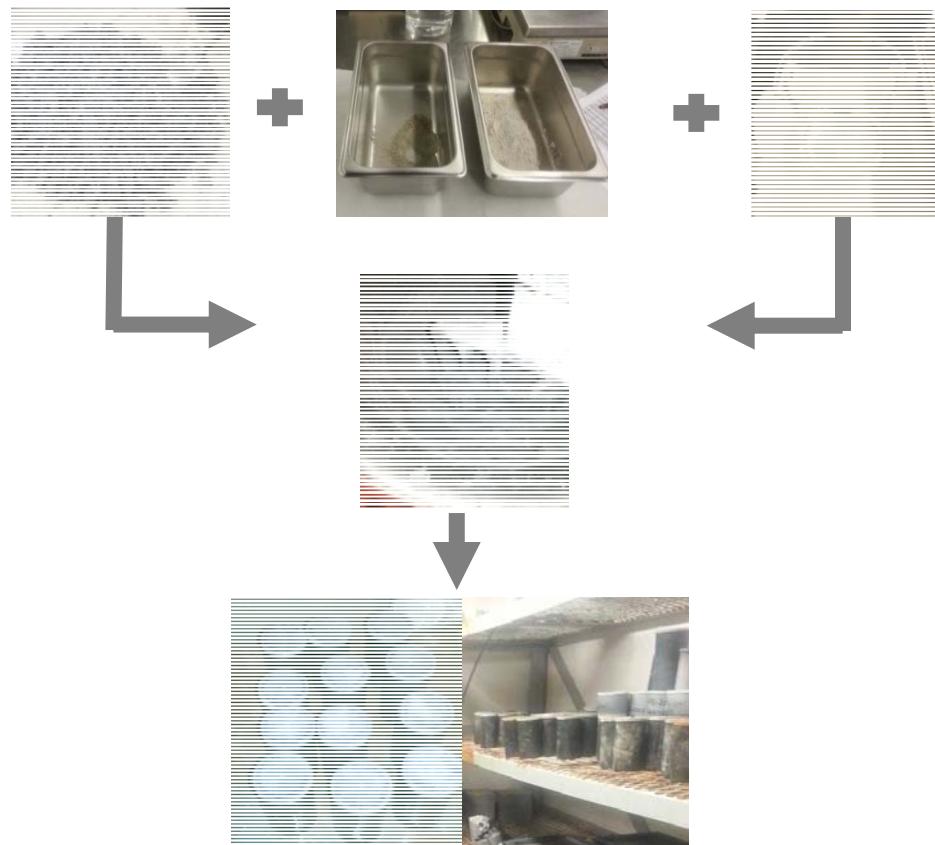


Figure 3-6: Préparation et conditionnement des éprouvettes de remblai en pâte dans les moules

3.3.3 Test d'affaissement

La mesure de la consistance de la pâte (affaissement) a été déterminée en utilisant le test d'affaissement au cône d'Abra.ms. Cette mesure a été adoptée dans l'industrie du béton et largement utilisé dans l'industrie minière. C'est l'essai le plus couramment utilisé car il est très simple à mettre en œuvre. Le test est généralement utilisé pour tester la consistance du remblai et évaluer sa qualité de pompage et de transport. Le principe de l'essai réside dans la mesure de l'affaissement du remblai sous l'effet de son propre poids ; plus l'affaissement est grand plus le mélange de remblai sera réputé fluide.

L'affaissement typique d'un remblai en pâte devrait être dans une fourchette comprise entre 150 et 250 mm pour faciliter l'écoulement souterrain de remblai en pâte cimenté par pompage ou par gravité (Landriault 1995 ; Landriault et al., 1997).

Cet essai consiste à remplir le cône en trois couches presque égales avec la pâte, et pilonnées en 25 coups à l'aide d'une tige métallique. Ensuite, le cône est soulevée avec délicatesse et l'on mesure, aussitôt après, l'affaissement (ou slump) (Figure 3-7). La durée totale de l'essai ne doit pas dépasser 3 à 5 minutes.



Figure 3-7: Mesure de l'affaissement au cône d'Abra.ms standard

3.3.4 Essais de compression uniaxiale (UCS)

Le RPC doit obligatoirement atteindre une certaine résistance mécanique afin de satisfaire aux exigences du design de la méthode d'exploitation (Belem et Benzaazoua, 2004, 2008). La performance mécanique du remblai en pâte cimenté est généralement déterminée à l'aide de la résistance en compression uniaxiale (UCS).-En effet, c'est la forme la plus commune, simple et

moins couteuse des tests pour mesurer la résistance des remblais en pâte cimentés. Le principe de cet essai consiste à placer une éprouvette de remblai entre deux plateaux de la presse puis d'appliquer une charge axiale jusqu'à la rupture de l'éprouvette (Figure 3-8).

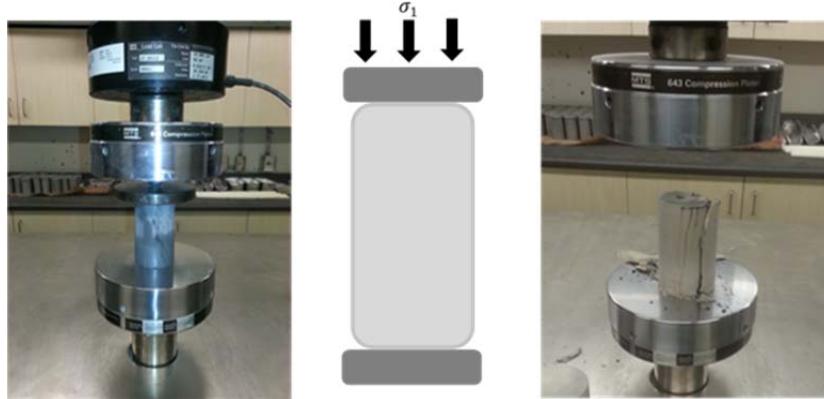


Figure 3-8 : Essai de compression uniaxiale

Dans cette étude la résistance en compression uniaxiale a été déterminée à chaque temps de cure à l'aide d'une presse mécanique rigide MTS 10/GL d'une capacité de 50 kN et les essais ont été conduits à une vitesse de déplacement de 1 mm/minute (Figure 3-9). Pour ce faire, les éprouvettes ont d'abord été démoulées, les surfaces des deux extrémités rectifiées pour assurer une application uniforme de la force sur toute la section de l'éprouvette. Il faut noter que la valeur de l'UCS correspond à la moyenne des triplicatas de la contrainte maximale.



Figure 3-9: Presse mécanique rigide MTS 10/GL

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: EXPERIMENTAL VALIDATION OF PHYSICOCHEMICAL PARAMETERS FOR OPTIMAL SELECTION OF BINDING AGENTS FOR THE CEMENTED PASTE BACKFILLS PREPARATION

Ce chapitre présente un article présenté par Sahi, A., Belem, T., Benzaazoua., M. soumis pour publication au journal «*International Journal of Mineral Processing*» le 25 Avril 2016.

4.1 Abstract

This paper investigates the experimental validation of a physicochemical parameter proposed for describing the binding agents and their relative reactivity in cemented paste backfill (CPB). This parameter termed “relative hydration index” H_a , combines the chemical composition through the hydraulic modulus (Hm_b) and the reactivity with water through the relative reactivity factor ($R_{f,b}$). The H_a parameter quantifies the relative hydraulic activity of any given binder. Different CPB mixture recipes were prepared with four categories of binder for validation purpose: i) general use Portland cement (GU) as control binder, ii) blends of GU and ground granulated blast furnace slag (GU/Slag), iii) blends of GU and class F fly ash (GU/FAF), and iv) blends of GU and class C fly ash (GU/FAC). The binder contents used were 4.5% and 7% (by dry mass of tailings). The unconfined compressive strength (UCS) of the CPB specimens was determined after four different curing times: 14, 28, 56 and 90 days. The results of this study shows that mixtures with binding agent having a H_a value equivalent to that of a defined “reference binder” (20GU/80Slag) developed the highest UCS value (optimum strength) among their category of mix recipes. Accordingly, the optimum formulation of binders was highlighted and experimentally validated using the physicochemical parameters (Hm_b and H_a). These physicochemical parameters can be used as screening tool to assist the selection of an optimal binding agent and/or when formulating a new cemented mine backfill mix recipe.

4.2 Introduction

Mining industry produces significant socio-economic benefits, but also generates huge amounts of solid wastes such as mill tailings and waste rock. However, these solid wastes can generate environmental pollution/contamination due to their inadequate containment. But, due to more

stringent environmental regulations, cemented paste backfill (CPB) allow to return a large amount of mill tailings (up to 50%) for underground open-stopes filling, hence improving ground support and ore recovery (Potvin et al., 2005; Belem and Benzaazoua, 2008a,b). CPB is a mixture of mill tailings with a binding agent and mixing water. The purpose of binder addition is to generate typical unconfined compressive strength (UCS) ranging between 200 kPa and 5 MPa, depending on the type of binder used. Many research scientists have highlighted the potential benefits of cemented paste backfill in mining operations which is considered as essential for a vast majority of underground mines (Benzaazoua et al., 1999, 2002; Belem et al., 2000, Hassani et al., 2001). The main advantages of this technique are: improved stability of the mine stopes and consequently the improvement of workers safety (Benzaazoua et al., 1999; Belem et al. 2000, 2001) and reduced volume of problematic tailings in tailings storage facilities (Hassani and Archibald, 1998).

The cemented paste backfill is usually prepared with between 2% and 8% (by dry mass of tailings) of binder content ($B_{w\%}$) and solid mass concentration ($C_{w\%}$) ranging between 70 and 85% depending on the tailings relative density or specific gravity and containing (Hassani and Archibald, 1998; Belem and Benzaazoua, 2008a,b). This range of solid mass concentration corresponds to standard Abrams cone slump height ranging between 6 inches (15.24 cm) and 10 inches (25.4 cm). According to Landriault et al. (1997), the higher slump values allow gravity transportation of CPB (between 8 and 10 inches), while the lower values allow pumping (between 6 and 7 inches).

The binder can be either general use Portland cement (GU) used as single cement or blended with supplementary cementitious materials (e.g., ground granulated blast furnace slag GBFS, fly ashes FA or other reactive pozzolans). Cements and supplementary cementitious materials (SCM) are termed “binders” because of the high water-to-cementitious ratio ($w/cm \geq 3$) used in mine backfilling. Extensive laboratory investigations showed that the CPB compressive strength increases with the increase of the binder addition (Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2000, 2004a). However, the CPB cost generally accounts for between 10% and 20% of the total operating cost of a mine from which hydraulic binder represents up to 75-80% of that cost (Grice, 1998). That is why mining companies operating underground mines using backfill are seeking all the time for reducing the cost of binders by optimizing their amount used in different CPB mixtures. One of the promising options to reduce backfilling operation costs is a partial

replacement of typical general use cement (type GU) by industrial by-products and or other supplementary cementitious materials (Belem and Benzaazoua, 2008a,b; Belem et al., 2013, Belem and Mbonimpa, 2016). But this replacement will be effective only if one is capable of proposing good formulations through an optimal mix design. Moreover, sometimes a SCM can be more expensive than conventional cement; hence the need to choose an alternative binder which will have a performance equivalent to that of conventional binders (Belem and Benzaazoua 2007, 2008, Belem, 2009).

Indeed, the smallest reduction in binder proportion can result in appreciable money saving that can be estimated by using the rule of thumb of \$ 1.25/binder content (%)/ton of mine backfill (Belem and Benzaazoua 2008a,b). Unfortunately, a reduction in the amount of binder could lead to a substantial decrease in the mechanical properties of CPB, particularly at early age (from 0 to 7 days of curing). Such a reduction in the mechanical properties of CPB may trigger cyclic softening/failure at early age due to several sources (consecutive sequences of blasting, rock burst, seismic events, ground vibration, etc.). Also, during the phases of pre-feasibility studies of underground backfilling systems, a preliminary assessment of the potential strength of CPB is required for calculating the estimated costs of the project. Such estimate requires the prediction of the CPB compressive strength using a mathematical model. Such a model to be robust should be developed on the basis of the physicochemical parameters of the CPB mixture recipe ingredients, including the selection of a suitable binder type and its proportion (Belem et al., 2010).

The mining industry is a large consumer of Portland cement and SCM mainly for CPB preparation. The works done by Benzaazoua et al. (2004a) showed that the hardening process in CPB is hugely different to that encountered in mortar and concrete. Consequently, no direct extrapolation can be made from concrete/mortar to CPB in view of understanding their hardening (Benzaazoua et al., 2004a, 2010). At present the use of cement and SCM in CPB formulations is not regulated by any standard. Thus, the selection of the adequate binder to use with a given type of mine tailings is based solely on the experience of a skilled person and laboratory tests based on factorial mix design.

The objective of this paper is to rely on already developed physicochemical parameters by defining a broad experimental program to validate to their use for the selection of optimal binders to be used for cemented paste backfill mixtures preparation. Various CPB mixture formulations

were defined and the prepared specimens were then subjected to unconfined compression tests after four different curing times.

4.3 Background on cements and supplementary cementitious materials

4.3.1 Types of Portland cement

Different types of Portland cement (PC) are manufactured to meet various physical and chemical requirements. The Canadian Standard Association (CSA) and the American Society for Testing and Materials (ASTM) provide for six types of PC. Standards A5-98 (CSA) and C150 (ASTM) are materials-specific and provide for six types of PC, whereas standards A3001-03 (CSA) and C1157 (ASTM) are performance-oriented and provide for seven types of PC. These designations are: I or GU (general use Portland cement), II or MS/MH (moderate sulfate-resistant cement/moderate heat of hydration hydraulic cement), III or HE (high early-strength cement), IV or LH (low heat of hydration cement) and V or HS (high sulfate-resistant cement). Portland cement is a finely ground gray powder chemically formed by combining and heating raw materials containing calcium oxide (CaO), silica (SiO_2), alumina (Al_2O_3), and iron oxide (Fe_2O_3) to obtain the clinker. This clinker is inter-ground with a small amount (typically 3% to 7%) of gypsum (calcium sulfate di-hydrate) and/or anhydrite (calcium sulfate) in order to control setting behaviour, strength development, and volume stability. The major oxides in clinker are combined essentially into four clinker minerals, denoted in shorthand: tricalcium silicate (C_3S) or “alite”, dicalcium silicate (C_2S) or “belite”, tricalcium aluminate (C_3A), and tetracalcium aluminoferrite (C_4AF). Oxides are referred to by their first letter, for all the oxides likely to be encountered in cementitious systems, as follows: C=CaO, M=MgO, S=SiO₂, A=Al₂O₃, F=Fe₂O₃, K=K₂O, N=Na₂O, T=TiO₂, H=H₂O, =SO₃ and =CO₂. These formulas represent averages, ignoring impurities commonly found in actual clinker (Thomas et al., 1999).

4.3.2 Supplementary cementitious materials

Supplementary cementitious materials (SCMs) contribute to improving the physical and mechanical properties and durability of hardened cement-based materials through hydraulic (e.g., granulated blast furnace slag, calcium-rich fly ash) and/or pozzolanic (natural pozzolans,

industrial pozzolans, siliceous fly ash, calcined shale, silica fume) reactions. Below are given some details for granulated blast furnace slag (GBFS) and fly ash (FA) that will be tested in this study (Thomas et al., 1999).

Fly ash (FA): is comprised of the non-combustible mineral portion of coal consumed in a coal fueled power plant. Fly ash particles are glassy, spherical shaped “ball bearings” that are collected from the combustion air-stream exiting the power plant. ASTM C618 classifies fly ash as either Class F (FAF) or Class C (FAC) reflecting a difference in chemical composition and origin. FAF (Class F fly ash) possesses largely pozzolanic properties while FAC (Class C fly ash) generally possess hydraulic as well as pozzolanic properties. ASTM C618 differentiates Class C and Class F fly ashes based on the sum of S+A+F. For Class C fly ash, the sum (S+A+F) \geq 50%. For Class F fly ash, the sum of (S+A+F) \geq 70%. The Class C fly ashes essentially contain 15 to 25% CaO, which makes their performance characteristics different from a low-calcium Class F fly ash (ACI, 2000).

Ground granulated blast furnace slag (GGBFS): in the production of iron, a blast furnace typically is charged with iron ore, flux stone (limestone or dolomite), and petroleum coke for fuel. The two products obtained from the furnace are molten iron and slag. Consisting primarily of silica and alumina from the iron ore combined with calcium from the flux stone, slag contains the same major elements as Portland cement but in different proportions (Table 4-1). Ground granulated blast furnace slag is used as a cementitious material, however, is comprised essentially of glasses (latent hydraulic properties) (ACI, 2000).

Table 4-1: Chemical composition of Portland cement and SCM (mean values)

Types of cement and SCM	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	Fe ₂ O ₃ (%)	CaO (%)	MgO (%)	SO ₃ (%)	Alkali (%)
GU (Type I)	20.5	5.4	2.6	63.9	2.1	1–4.5	0.2–1.3
MH & MS (Type II)	21.2	4.6	3.5	63.8	2.1	1–4.5	0.2–1.3
HE (Type III)	20.6	4.9	2.8	63.4	2.2	1–4.5	0.2–1.3
LH (Type IV)	22.2	4.6	5	62.5	1.9	1–4.5	0.2–1.3
HS (Type V)	21.9	3.9	4.2	63.8	2.2	1–4.5	0.2–1.3
FAF (Class F fly ash)	52	23	11	5	2	0.8	2.3
FAC (Class C fly ash)	35	18	6	21	5	4.1	6.3
GGBF slag (GBFS)	36	10	0.5	39	12	0.6–2	0.6
Silica fume (SF)	90	0.4	0.4	1.6	1.7	0.4	2

4.4 Background on the physicochemical parameters for the binding agents selection

In the mining industry, a binder agent is usually a blended cement which is often a blend of two types (binary) or three types (ternary) of cement (e.g. general use Portland cement) and SCM such as fly ash, ground granulated blast furnace slag, silica fume, etc. (e.g., Belem and Benzaazoua 2008b). To quantify the chemical characteristics of cement, SCM or binder, various formulations have been proposed based on the amounts of main oxides (SiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3 , CaO and MgO).

4.4.1 Hydraulic moduli for the Portland clinker

In practice, the proportion of the main constituents of the clinker can be found in terms of ratios or chemical indices or modules to meet in order to obtain certain properties. They are based on studies related to the clinker formation process, such as Michaelis hydraulic modulus (HM), Kühl silicic (SM) and aluminoferric (TM) moduli, Vicat hydraulic index (HI), Kühl lime saturation index (LSI) and Lea-Parker lime saturation factor (LSF). These moduli will establish the acceptable ranges of variation of the clinker compositions for sufficient quality. They moduli are given by the following equations (oxides are mostly in percent unless otherwise specified):

In practice, the proportion of the main constituents of the clinker can be found in terms of ratios or chemical indices or modules to meet in order to obtain certain properties. They are based on studies related to the clinker formation process, such as Michaelis hydraulic modulus, Kühl silicic and aluminoferric moduli, Vicat hydraulic index, Kühl saturation index and Lea-Parker saturation factor. These moduli will establish acceptable clinker composition variation ranges for sufficient quality. Since this paper does not focus on the composition of clinker, only Michaelis hydraulic modulus (HM) will be considered as it is often used by cement manufacturers for calculating the raw mix and even for predicting the hydraulic activity on the mechanical strength development. This hydraulic modulus is defined as the ratio of the proportion (in percent, %) of CaO and the sum of the proportions of SiO_2 , Al_2O_3 and Fe_2O_3 , as follows:

Michaelis hydraulic modulus (HM)

$$HM = \frac{CaO}{SiO_2 + Al_2O_3 + Fe_2O_3} \quad 1.7 \leq HM \leq 2.4 \quad (4-1)$$

Kühl's silicic modulus (SM):

$$SM = \frac{SiO_2}{Al_2O_3 + Fe_2O_3} \quad 1.5 \leq SM \leq 3.5 \quad (4-2)$$

Kühl's aluminoferric modulus (TM):

$$TM = \frac{Al_2O_3}{Fe_2O_3} \quad 1.5 \leq TM \leq 2.5 \quad (4-3)$$

Vicat's hydraulicity index (HI):

$$HI = \frac{[SiO_2] + [Al_2O_3]}{[CaO] + [MgO]} \quad 0.4 \leq HI \leq 0.5 \quad (4-4)$$

The oxides are expressed in moles and not in percent.

Kühl's lime saturation index (LSI):

$$LSI = \frac{CaO}{(2.8 \times SiO_2) + (1.1 \times Al_2O_3) + (0.7 \times Fe_2O_3)} \quad 0.85 \leq LSI \leq 0.95 \quad (4-5)$$

Lea-Parker's lime saturation factor (LSF):

$$LSF = \frac{CaO}{(2.8 \times SiO_2) + (1.18 \times Al_2O_3) + (0.65 \times Fe_2O_3)} \quad 0.85 \leq LSI \leq 0.95 \quad (4-6)$$

There is no ideal formula or universal formula for clinker. The composition of the Portland cement varies from cement to another mainly due to local specifications for cement and the chemical and mineralogical composition of the raw materials of the plant. Each production is a special case and produces a unique clinker.

4.4.2 Alkalinity indexes for granulated blast furnace slag

Alkalinity indexes (M_b) indicate if a slag is alkaline or acidic. A slag will have good hydraulic activity if it is alkaline ($M_b > 1$). The most commonly used alkalinity indexes are given by the following relationships (e.g., Smokzyk, 1978):

$$M_{b1} = \frac{CaO + MgO}{SiO_2} \quad (4-7)$$

$$M_{b2} = \frac{CaO}{SiO_2} \quad (4-8)$$

$$M_{b3} = \frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3} \quad (4-9)$$

4.4.3 Hydraulic moduli for blended binders

A binding agent or a blended binder is a blend of a Portland cement and its replacement with a supplementary cementitious material (SCM) or alternative binder. The Portland cement can be the general use Portland cement (GU), moderate sulfate-resistant cement (MS), moderate heat of hydration cement (MH), high early-strength cement (HE), low heat of hydration cement (LH) or high sulfate-resistant cement (HS). A blended binder can be binary, ternary or quaternary if Portland cement is blended with one, two or three binders. However, only a single cement and/or binary binders are most common in mining industry. Many authors quantify the hydraulic activity of pozzolans and GBFS based on hydraulic moduli (Keil, 1952; Lea, 1970; Smokzyk 1978; Roy and Idorn, 1982; Hwang and Lin, 1986; Mantel, 1994; Ganesh Babu and Sree Raman Kumar, 2000). These moduli are defined in terms of basicity or quality.

However, different authors found that the correlation between these moduli and the strength of blended cements is not always good (e.g. Hwang and Lin, 1986; Wang et al., 1994; Pal et al., 2003; Belem et al., 2010). According to Kamon and Nontananandh (1991), two considerations are important in the formulation of a blended binder: i) the total amount of oxide, and ii) the self-cementing characteristics. Since this paper does not focus on the composition of clinker, only Michaelis hydraulic modulus (HM) will be considered as it is often used by cement manufacturers for calculating the raw mix and even for predicting the hydraulic activity on the mechanical strength development. For the cemented paste backfill, the hydraulic modulus of a binding agent (or blended binder) can be written as follows (Belem et al., 2010):

$$Hm_b = \frac{\sum_{i=1}^n y_i(CaO)_i}{\sum_{i=1}^n y_i(SiO_2)_i + \sum_{i=1}^n y_i(Al_2O_3)_i + \sum_{i=1}^n y_i(Fe_2O_3)_i} \quad (4-10)$$

where y_i = the fractional proportion of the i^{th} cement or SCM in the blend; CaO, SiO₂, Al₂O₃ and Fe₂O₃ are in percent.

More the Hm_b value of a blended binder is high and more its hydraulic activity (self-cementing ability) is high. Belem et al. (2010) defined three classes of blended binder and their hydraulic activity as follows: Class I binder ($1.70 \leq Hm_b \leq 2.40$), Class II binder ($0.34 \leq Hm_b < 1.70$) and Class III binder ($Hm_b < 0.34$). The lower and upper limits in Class I binders correspond to those of C₂S and GU Portland cement, respectively. The lower limit in Class II binders corresponds to that of Class C fly ash as it possesses hydraulic property, whereas the lower limit in Class III blended binders corresponds to non-hydraulic materials. Class I binders are considered as self-cementing materials, which will develop a good early age strength. This class contains all Portland cements and their blends. Class II binders are considered as slow cementing materials which will develop a very good long-term strength (age ≥ 91 days). Class III binders are supposed to have low or zero hydraulic activity and will not develop acceptable strength at either short-term or long-term.

Figure 4-1 shows the variation in the Hm_b parameter as a function of the fractional replacement of general use Portland cement (GU). This figure clearly illustrates that the higher the Hm_b value and the higher the hydraulic activity (self-cementing ability) of the blended binder (data were taken from Table 4-4).

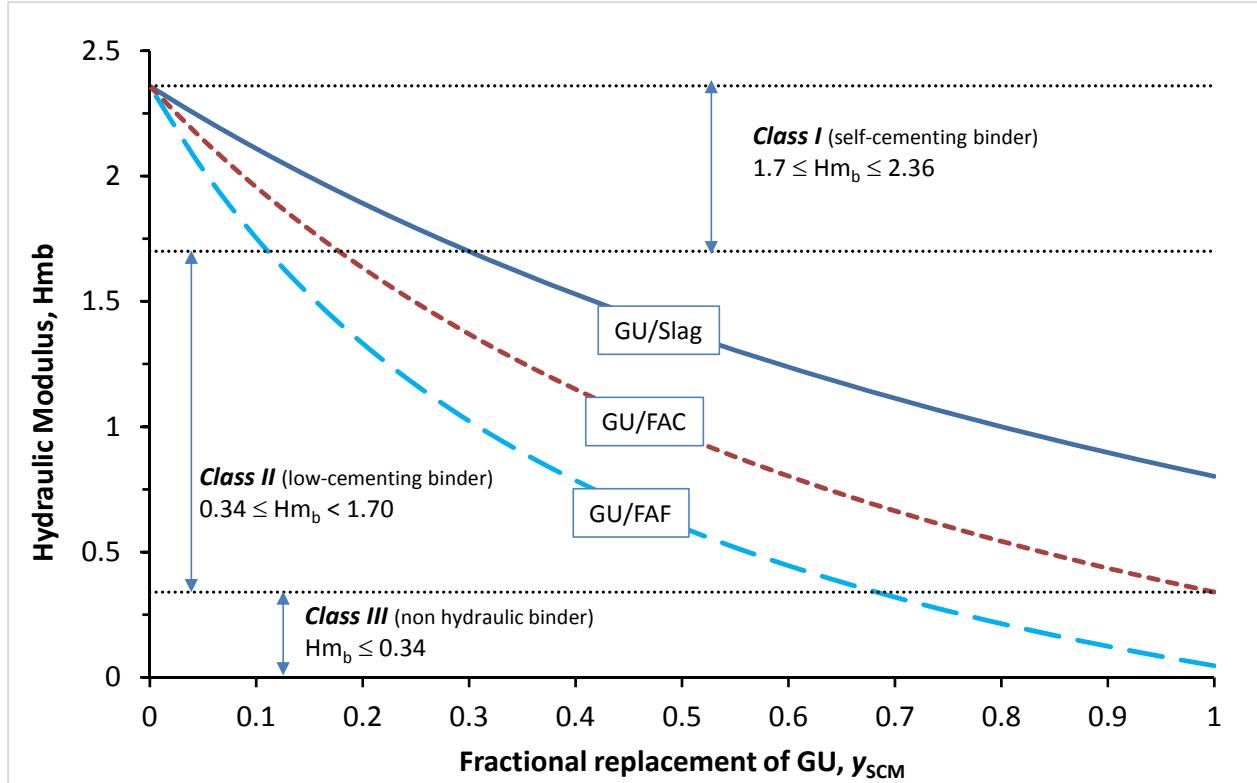


Figure 4-1: Variation in hydraulic modulus Hm_b as a function of the fractional replacement of GU cement

Based on the works done by Benzaazoua et al. (2004a), it must be emphasized that the hardening processes in cemented mine backfills are very different to those for mortar and concrete. Also, low binder contents were used in cemented mine backfills with a binder content $B_w\%$ ranging between 2 and 8% (by dry mass of mine tailings), which corresponds to water-to-cementitious ratio (w/cm) varying between 3 and 22. Consequently, no direct transposition or extrapolation of knowledge can be made between concrete/mortar and mine backfills (Benzaazoua et al., 2004a, 2010). For more details about the key issues related to the use of binders in mine backfills, see Benzaazoua et al. (2010).

Several authors found that the correlation between the hydraulic modulus and the strength of blended cement-based materials is not always good (e.g. Kamon and Nontananandh, 1991; Wang et al., 1994; Pal et al., 2003). Also, according to ACI (1998), the factors determining cementitious properties of a binder are: *i*) chemical composition, *ii*) mineralogical composition, *iii*) alkali concentration of the reacting system, *iv*) fineness or average particle size, and *v*) temperature during the early phases of the hydration. For the ground granulated blast furnace slag the glass

content should also be considered. The fineness of a binder is quantified by the specific mass surface area (S_m) which is defined as the ratio between the surface area A_s (in cm^2) and the mass M (in gr) of the solid material ($S_m = A_s/M$). This specific surface area can be determined by the BET (Brunauer, Emmett & Teller) gas adsorption method ($S_{m-\text{BET}}$), Blaine air permeability ($S_{m-\text{B}}$) or from particle size distribution ($S_{m-\text{GSD}}$).

4.4.4 Relative hydration index

Until nowadays the use of cements and SCMs in mine backfills is not regulated by any standard. Because of the significant difference between mine backfills and other types of cementitious material in civil engineering (e.g., concrete, mortar), it is not possible to use parameters such as the ASTM C989 Slag Activity Index (SAI) or the slag Hydraulic Activity Index (HAI) defined by Keil (1952) for mine backfill binders selection. Thus, the selection of suitable binders to use with a given type of mine tailings is based mainly on the experience of a skilled person and laboratory tests based on factorial mix design. That's what motivated the definition of a new physicochemical parameter best suited to the very specific case of mine backfills. Hence, Belem et al. (2010) proposed a new physicochemical parameter called relative hydration index (H_a) which combines the chemical composition of binders through the hydraulic modulus Hm_b and a relative reactivity factor of the binder (R_{f-b}) given as follows:

$$H_a = \left(\frac{Hm_b}{Hm_{GU}} \right) \left(\frac{R_{f-GU}}{R_{f-b}} \right)^\alpha \quad 0 \leq H_a \leq 1 \quad (4-11)$$

where α = scaling constant ($\alpha = 0.05$ in this study).

When $H_a = 0$ the binder has no self-cementing property and will never react with water (non-hydraulic binder). When $H_a = 1$, the binder has identical self-cementing property then general use Portland cement GU (or Type I). The relative hydration index H_a , which can also be expressed in percent (%) of the hydraulic activity of GU cement, can be used for discriminating hydraulic activity of different blended binders (the glass content and sulfate effect were not taken into account). However, it is important to notice that higher self-cementing ability does not mean higher resultant strength performance, but rather the early age strength development.

The relative reactivity factor (R_{f-b}) in Eq. (4-12) was defined by Belem et al. (2010) as follows:

$$R_{f-b} = S_{m-BET} \cdot \rho_{s-b} \cdot d_{av} \quad (4-12)$$

where S_{m-BET} = BET specific surface area of binder (cm^2/g); ρ_{s-b} = specific density of binder particles (g/cm^3), d_{av} = average diameter of binder particles (cm). Belem et al. (2010) have also found that the BET specific surface area (S_{m-BET}) is about three times that of Blaine specific surface area ($S_{m-BET} \approx S_{m-B} \times 3$).

For blended binders the average (or “composite”) parameters S_{m-B} , ρ_{s-b} and d_{av} are given as follows (Belem et al., 2010):

$$S_{m-BET} = \left[\sum_{i=1}^n \frac{y_i}{(S_{m-b})_i} \right]^{-1} = \left[\frac{y_1}{(S_{m-b})_1} + \frac{y_2}{(S_{m-b})_2} + \dots \right]^{-1} \quad (4-13)$$

$$\rho_{s-b} = \left[\sum_{i=1}^n \frac{y_i}{(\rho_{s-b})_i} \right]^{-1} = \left[\frac{y_1}{(\rho_{s-b})_1} + \frac{y_2}{(\rho_{s-b})_2} + \dots \right]^{-1} \quad (4-14)$$

$$d_{av} = \sum_{i=1}^n y_i (d_{av})_i = y_1 (d_{av})_1 + y_2 (d_{av})_2 + \dots \quad (4-15)$$

where y_i = fractional proportion of the i^{th} cement or SCMs in the blend, $i = 1$ corresponds to type GU Portland cement.

Table 4-2 presents the physical properties of Portland cements and SCMs, Table 4-3 presents the classification of the binders and Table 4-4 presents the calculation of the physicochemical parameters.

Table 4- 2: Physical properties of Portland cements and SCMs (different sources)

Cementitious material	Blaine fineness* Sm-B (cm ² /gr)		Specific density ρ _{s-b} (gr/cm ³)		Average particle diameter d _{av} (cm)
	Range	Average	Range	Average	Average
GU (Type I)	3000-4210	3690	3.10-3.25	3.15	0.0015
MS and MH (Type II)	3180-4800	3770	3.10-3.25	3.18	0.0014
HE (Type III)	3900-6440	5480	3.10-3.25	3.15	0.0010
LH (Type IV)	3190-3620	3400	3.10-3.25	3.15	0.0020
HS (Type V)	2750-4300	3730	3.10-3.25	3.19	0.0015
Class C fly ash	2500-5100	4200	2.25-2.74	2.58	0.00089
Class F fly ash	2990-6280	4200	2.21-2.64	2.38	0.00247
GGBF slag	4000-6000	5000	2.85-2.95	2.94	0.000725
Silica fume	200,000	200,000	2.20-2.50	2.35	0.000015

*BET fineness $S_{m\text{-BET}} \approx S_{m\text{-B}} \times 3$

Table 4- 3: Classification of binder regarding CPB hardening (after Belem et al., 2010)

Class of binder	Range of variation of H _{m_b}	Range of variation of H _a	Description
Class I	$1.70 \leq H_{m_b} \leq 2.36$	$0.72 \leq H_a \leq 1.00$	Self-cementing binder: good for early age strength development
Class II	$0.34 \leq H_{m_b} \leq 1.70$	$0.14 \leq H_a \leq 0.72$	Slow-cementing binder: good for mid- and long-term strength development
Class III	$H_{m_b} < 0.34$	$H_a < 0.14$	Non-hydraulic binder: poor to no strength development

Table 4- 4: Calculation of the physicochemical parameter values based on data in Tables 4-1 & 4-2

yGU	$ySCM$	Hm_b (Slag)	Hm_b (FAC)	Hm_b (FAF)	Ha (Slag)	Ha (FAC)	Ha (FAF)
0	1	0.80	0.34	0.05	0.34	0.14	0.02
0.05	0.95	0.85	0.39	0.08	0.36	0.16	0.04
0.1	0.9	0.90	0.44	0.12	0.38	0.19	0.05
0.15	0.85	0.95	0.49	0.17	0.40	0.21	0.07
0.2	0.8	1.00	0.54	0.21	0.43	0.23	0.09
0.25	0.75	1.06	0.60	0.26	0.45	0.26	0.11
0.3	0.7	1.11	0.66	0.32	0.47	0.28	0.14
0.35	0.65	1.17	0.73	0.38	0.50	0.31	0.16
0.4	0.6	1.24	0.80	0.45	0.53	0.34	0.19
0.45	0.55	1.30	0.88	0.52	0.55	0.37	0.22
0.5	0.5	1.38	0.96	0.60	0.58	0.41	0.25
0.53	0.47	1.42	1.02	0.65	0.60	0.43	0.28
0.55	0.45	1.45	1.05	0.69	0.62	0.45	0.29
0.6	0.4	1.53	1.15	0.79	0.65	0.49	0.33
0.65	0.35	1.61	1.25	0.90	0.68	0.53	0.38
0.7	0.3	1.70	1.37	1.02	0.72	0.58	0.43
0.75	0.25	1.79	1.50	1.17	0.76	0.63	0.50
0.8	0.2	1.89	1.63	1.33	0.80	0.69	0.57
0.85	0.15	2.00	1.79	1.53	0.85	0.76	0.65
0.9	0.1	2.11	1.96	1.75	0.89	0.83	0.74
0.95	0.05	2.23	2.15	2.03	0.95	0.91	0.86
1	0	2.36	2.36	2.36	1.00	1.00	1.00

4.4.5 Concept of reference binder

The compressive strength of cemented paste backfill is controlled by the physical-chemical properties and mineralogy of mine tailings along with physico-chemical properties of mixing water and the types of binder used and its proportion (Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2000, 2004a). As demonstrated in previous works (Benzaazoua et al., 2002, 2004a, b), the general use Portland cement (GU) can be used with non-reactive tailings/water for backfill preparation. In contrast, only sulfate-resistant binders (MS and HS) or some blended binders (e.g., GU/GGBFS or GU/FAF) must be used with reactive tailings/water for backfill preparation in order to improve the long-term strength development (ACI, 1998). It was also found that blends of up to 90% of GGBFS and 10% of GU cement (slag cement) are relatively suitable for use in all sulfate conditions depending on the tailings grain size distribution (ACI, 2000). Other

studies have shown that a binder consisting of a blend of 80% GGBFS and 20% GU could be used in different conditions of backfill mixtures with sulfated waters, regardless of the tailings grain size distribution (Belem et al., 2000; Belem and Benzaazoua, 2008b; Benzaazoua et al., 2000, 2002, 2004a,b, 2008, 2010). In practice, the binding agent 20GU/80Slag (this notation follows the CSA A3001 standard) is considered the most suitable binder for cemented paste backfill preparation and is used in most Canadian mines because of its strong mechanical performance. Therefore, the blended binder 20GU/80Slag (Slag = GGBFS) was defined as the “reference binder” (which is a slag cement according to ASTM C1157 or CSA A3001-03) to serve for comparison with other types of binder. The physicochemical parameters of this reference binder (20GU/80Slag) are defined as follows (Belem et al., 2010):

$$Hm_{b-ref} = \frac{0.2(CaO)_{GU} + 0.8(CaO)_{Slag}}{0.2(SiO_2 + Al_2O_3 + Fe_2O_3)_{GU} + 0.8(SiO_2 + Al_2O_3 + Fe_2O_3)_{Slag}} \quad (4-16)$$

$$H_{a-ref} = \left(\frac{Hm_{b-ref}}{Hm_{GU}} \right) \left(\frac{R_{f-GU}}{R_{f-b_ref}} \right)^\alpha \quad (4-17)$$

$$R_{f-b_ref} = (S_{m-BET} \cdot \rho_{s-b} \cdot d_{av})_{ref} \quad (4-18)$$

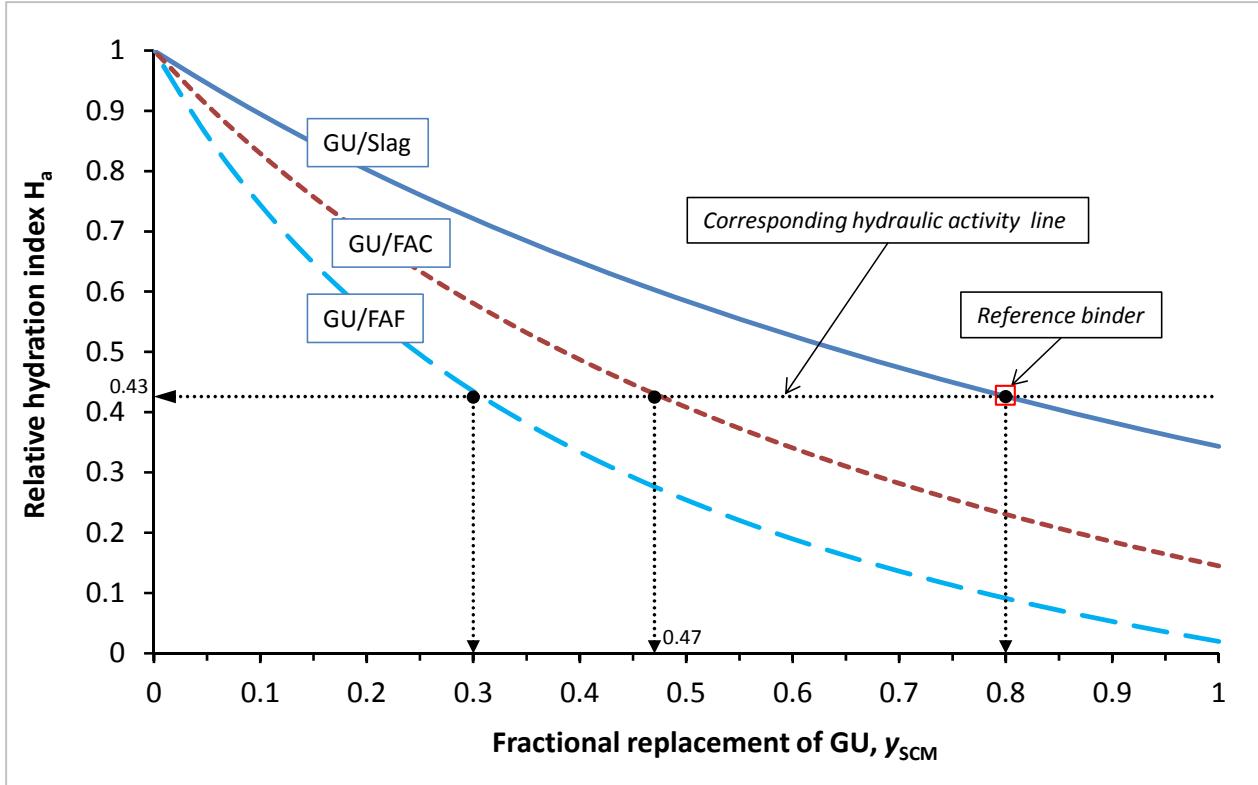


Figure 4-2: Variation in H_a as a function of the fractional replacement of GU cement

Figure 4-2 presents the theoretical evolution curves of H_a for the most typical binders that are currently used for cemented mine backfills preparation. In this figure the horizontal dotted line refers to “Corresponding hydraulic activity line” (CHAL) which yields the same value of the parameter H_a of any binder as the reference binder (20GU/80Slag). It is expected that any type of binder having the same H_a as the reference binder ($H_{a\text{-binder}} = H_{a\text{-ref}}$) should allow good strength development of backfill (but not necessarily comparable because of the difference in mineralogy and glass content). The fractional replacement y_{SCM} to be used for other types of binder can then be determined graphically in Figure 4-2 which shows that for the condition $H_{a\text{-binder}} = H_{a\text{-ref}}$, $y_{SCM} = 0.3$ for GU/FAF type of binder (i.e. 70GU/30FAF) and $y_{SCM} = 0.47$ for GU/FAC type of binder (i.e. 53GU/47FAC). Therefore, these two binder formulations should produce good strength development. Note that at this stage it is nearly impossible to make a direct link between H_a and the anticipated mechanical performance. This parameter should be used only in the formulation or selection of optimal blended binders suitable for use in cemented mine backfill materials (Belem et al., 2010).

4.4.6 Optimum reactivity of binding agents

Rather than using the “Corresponding hydraulic activity line” for selecting the suitable fractional replacement of a binder having an "equivalent" hydraulic activity as the reference binder (Figure 4-2), it is preferable to use a probabilistic representation based on probability density functions (*pdf*). Since the concepts of statistical mean (or expectation) and standard deviation shall not apply to the distribution of physicochemical parameters of binder, the *pdf* could then be described by Cauchy law (or Lorentz law). The *pdf* of Cauchy distribution is given by the following equation:

$$f(x) = \frac{a}{\pi \left[a^2 + (x - x_0)^2 \right]} \quad (4-19)$$

where x is the distributed variable, x_0 is a parameter of location and a is a scale parameter, that is to say, spreading (or flattening). Furthermore, x_0 is both the mode and the median of the distribution.

The curve obtained by the *pdf* of the Cauchy distribution is called “Cauchy’s bell” which is also a cubic function of Agnesi given by the following relationship:

$$f(x) = \frac{a^3}{\left[a^2 + x^2 \right]} \quad (4-20)$$

Assuming that the distributed variable x is the hydraulic modulus Hm_b , that $x_0 = Hm_{b-ref}$ is the parameter of location (centering parameter) and that the scale parameter $a = H_{a_ref}$, the *pdf* of Cauchy law is then written as follows:

$$pdf(Hm_b) = \frac{\left(H_{a_ref} \right)^3}{\left[\left(H_{a_ref} \right)^2 + \left(Hm_b - Hm_{b_ref} \right)^2 \right]} \quad (4-21)$$

and the *pdf* of Cauchy distribution with the same scale as the cubic function of Agnesi is then:

$$pdf(Hm_b) = \frac{0.57 \cdot H_{a_ref}}{\pi \left[\left(H_{a_ref} \right)^2 + \left(Hm_b - Hm_{b_ref} \right)^2 \right]} = \frac{\left(H_{a_ref} \right)^3}{\left[\left(H_{a_ref} \right)^2 + \left(Hm_b - Hm_{b_ref} \right)^2 \right]} \quad (4-22)$$

Table 4-5 contains the calculation of the *pdf* values for different formulations of binder.

Table 4-5: Calculation of the probability density function (*pdf*) for different H_{mb}

yGU	ySC M	H_{mb} (Slag)	H_{mb} (FAC)	H_{mb} (FAF)	pdf (Slag)	pdf (FAC)	pdf (FAF)
0	1	0.80	0.34	0.05	0.35	0.13	0.07
0.05	0.95	0.85	0.39	0.08	0.38	0.14	0.08
0.1	0.9	0.90	0.44	0.12	0.40	0.15	0.08
0.15	0.85	0.95	0.49	0.17	0.42	0.17	0.09
0.2	0.8	1.00	0.54	0.21	0.43	0.20	0.10
0.25	0.75	1.06	0.60	0.26	0.42	0.23	0.11
0.3	0.7	1.11	0.66	0.32	0.40	0.26	0.12
0.35	0.65	1.17	0.73	0.38	0.37	0.30	0.14
0.4	0.6	1.24	0.80	0.45	0.33	0.35	0.16
0.45	0.55	1.30	0.88	0.52	0.28	0.39	0.19
0.5	0.5	1.38	0.96	0.60	0.24	0.42	0.23
0.53	0.47	1.42	1.02	0.65	0.22	0.43	0.25
0.55	0.45	1.45	1.05	0.69	0.20	0.42	0.28
0.6	0.4	1.53	1.15	0.79	0.17	0.38	0.34
0.65	0.35	1.61	1.25	0.90	0.14	0.31	0.40
0.7	0.3	1.70	1.37	1.02	0.12	0.24	0.43
0.75	0.25	1.79	1.50	1.17	0.10	0.18	0.37
0.8	0.2	1.89	1.63	1.33	0.08	0.13	0.27
0.85	0.15	2.00	1.79	1.53	0.07	0.10	0.17
0.9	0.1	2.11	1.96	1.75	0.05	0.07	0.10
0.95	0.05	2.23	2.15	2.03	0.05	0.05	0.06
1	0	2.36	2.36	2.36	0.04	0.04	0.04

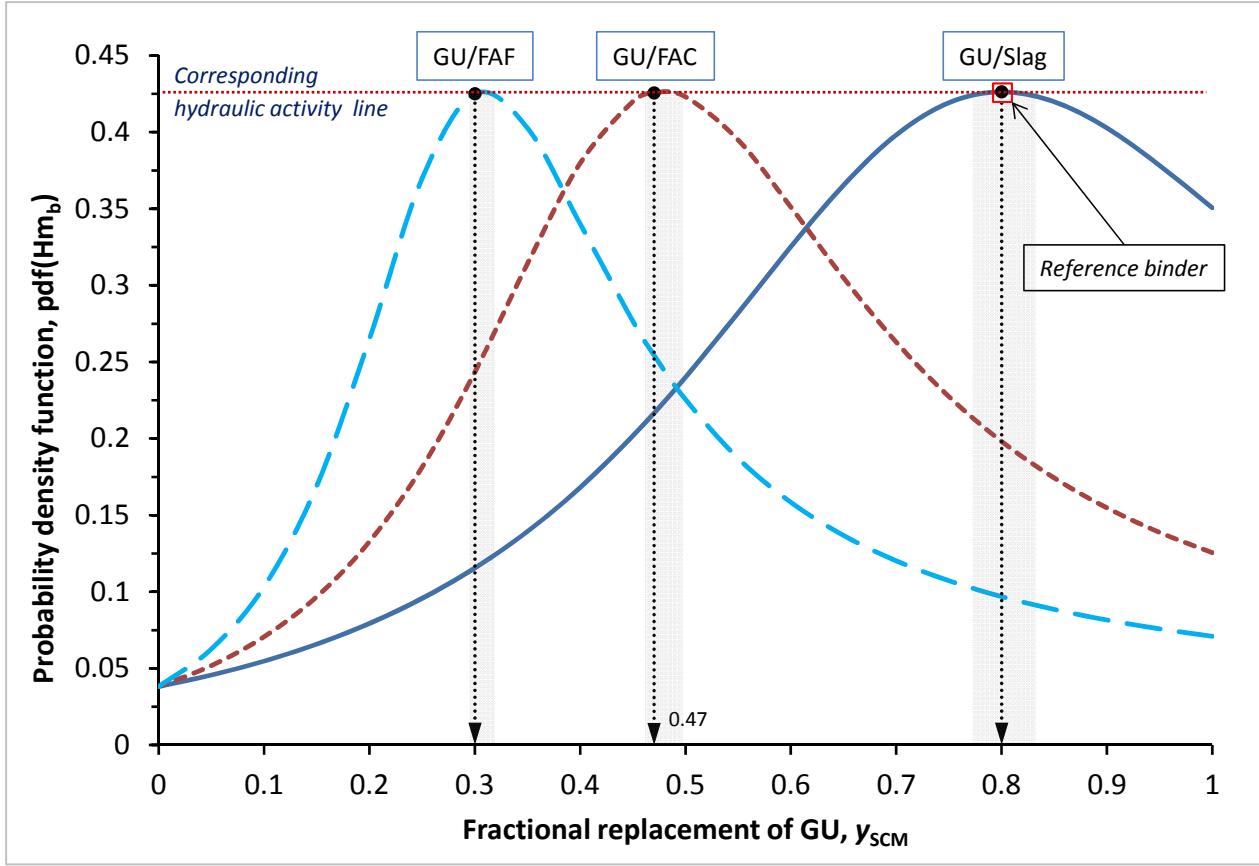


Figure 4-3: Calculated probability density function (pdf) as a function of the fractional replacement of GU

Figure 4-3 shows the probability of density functions (Cauchy's "bells") of the hydraulic modulus of binder as a function of the fractional replacement of GU cement. These curves allow observing directly the optimum for the suitable binder selection (selection of the optimal fractional replacement of GU cement by a supplementary cementing material). As can be seen in Table 4-5 and on Figure 4-3, the optimal value of the relative hydration index H_a is 0.43. This would mean that any blended binder having a H_a value of 0.43 may be considered as an effective binder that should allow the best strength development among its category (slag-based, class F fly ash-based or class C fly ash-based binders). From Figure 4-3 it can be determined that the binder formulations 70GU/30FAF and 53GU/47FAC have the same $H_a = 0.43$ than the reference binder (20GU/80Slag) and should develop the highest strength among their category.

Due to the complexity of cemented mine backfill mixtures, it is expected that the optimal formulations are around formulations determined using pdf according to a certain standard deviation value on Hm_b to be determined from the experimental tests.

4.4.7 Empirical predictions of the physicochemical parameters

The calculation of physicochemical parameters of binders using Equations (4-10) to (4-22) may be long and tedious. To simplify and facilitate their use, empirical relationships can be obtained for predicting the hydraulic modulus of binders Hm_b and the relative hydration index of binders H_a . Figure 4-4a shows the statistical regression between Hm_b and the fractional replacement of GU y_{SCM} while Figure 4-4b shows the statistical regression between H_a and the hydraulic modulus Hm_b (only valid for binary blends).

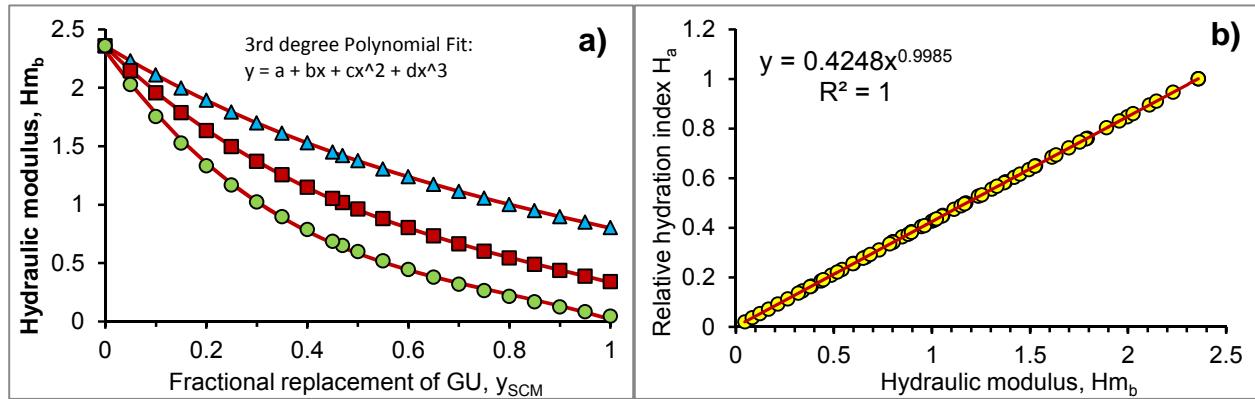


Figure 4-4: Regressions equations for predicting: a) the hydraulic modulus and b) the relative hydration index

For binary blended binders the hydraulic modulus can be predicted using a third degree polynomial fitting model to the data in Table 4-4 as follows:

$$Hm_b \approx a + b(y_{SCM}) + c(y_{SCM})^2 + d(y_{SCM})^3 \text{ with } r=1 \quad (4-23)$$

where y_{SCM} = fractional replacement of GU by any supplementary cementing material; a, b, c and d are polynomial fitting constants that are given in Table 4-6:

Table 4- 6: Values of the polynomial fitting constants for use with Eq. (4-23)

Fitting constant	GU/Slag	GU/FAC	GU/FAF
a	2.3573	2.3494	2.3159
b	-2.6020	-4.1585	-5.9567
c	1.4972	3.3457	6.3030
d	-0.4521	-1.2020	-2.6423
Std. error	0.0030	0.0064	0.0212
Correlation coeff.. r	1.000	1.000	1.000

Again for binary blended binders the relative hydration index H_a can be predicted using a power law (or linear) fitting model to the data in Table 4-5 as follows:

$$H_a \approx 0.4248(Hm_b)^{0.9985} \quad \text{with } r=1 \quad (4-24)$$

Thus, it is possible to first predict Hm_b using Eq. (4-23) and then predict H_a using Eq. (4-24). The relative hydration index can be used as a predictive tool in the selection of optimum binding agents for cemented paste backfills preparation.

4.5 Experimental validation

4.5.1 Cemented paste backfill ingredients

Tailings sample

The tailings sample used in this study was taken from Casa Berardi mine. Casa Berardi mine (Hecla gold Mining Company, Quebec, Canada) is located in North-West Quebec (Canada). The tailings were collected from the ore processing plant and stored in barrels. After transferring to the lab, tailings barrels were first homogenized, then different tailings samples were taken for the X-ray diffractometric (XRD) analysis (mineralogy), grain size distribution, and inductively coupled plasma-atomic emission spectrometer (ICP-AES) analysis (chemical composition). The physical and mineralogical properties are shown in Table 4-7. The grain size distribution of the tailings was determined using a Malvern® Mastersizer S 2000 laser particle size analyzer. The Mastersizer uses laser diffraction to measure the particle of the size from 0.06 to 879 μm (Figure 4-5). The mineralogy was determined by X-Ray diffraction (XRD) analysis using Bruker AXS Advance D8 diffractometer equipped with a Cobalt anticathode, scanning over a diffraction angle (2θ) range from 5° to 70° . To identify the mineral species, the DiffracPlus EVA was used. The results of analysis show that the mineralogical composition of the tailings is dominated by Quartz (34.8%) and muscovite (22.7%). The specific gravity of the tailings (G_s) was determined to be 2.9 using a helium pycnometer (AccuPyc 1330 from Micrometrics).

Table 4- 7: Physical and mineralogical properties of Casa Bacardi's mine tailings

Parameter	Value	Mineral	Value (%)
D10	3.6 μm	Quartz	34.8
D30	9 μm	Chlorite	12.3
D50 (dav)	19.3 μm	Ankérite	18.3
D60	26.2 μm	Pyrite	2.7
D90	120.7 μm	Albite	9.2
P20 μm	51%	Muscovite	22.7

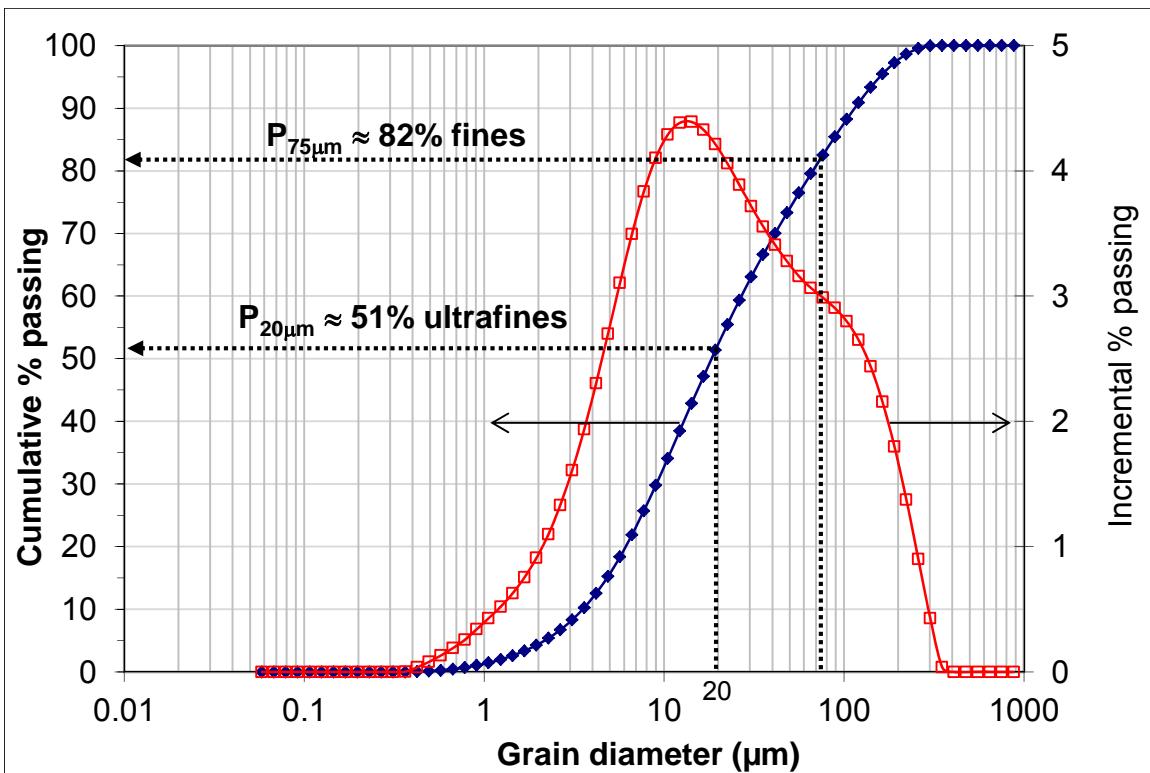


Figure 4-5: Grain size distribution curves of Casa Berardi mine tailings sample used

Categories of binder

In this study, numerous cemented paste backfill mix recipes will be prepared and tested. These recipes will be prepared based on three categories of binder formulations:

- Ground granulated blast furnace slag-based binders ($x\text{GU}/y\text{Slag}$);
- Class F fly ash-based binders ($x\text{GU}/y\text{FAF}$);
- Class C fly ash-based binders ($x\text{GU}/y\text{FAC}$).

Table 4-8 contains all the binder formulations that will be teste in this study and Table 4-9 contains the calculated physicochemical parameter of corresponding binder formulations. Tables 4-10 & 4-11 contain the chemical composition and the physical properties of cement and SCMs, respectively.

Table 4- 8: Categories of binder formulation

GU/Slag	GU/FAF	GU/FAC
10GU/90Slag	40GU/60FAF	30GU/70FAC
<u>20GU/80Slag</u>	50GU/50FAF	50GU/50FAC
30GU/70Slag	60/GU-40FAF	53GU/47FACb
40GU/60Slag	70GU/30FAFb	60GU/40FAC
100GU (control)	100GU (control)	70GU/30FAC 100GU (control)

^areference binder; ^boptimal binder

Table 4- 9: Calculation of the physicochemical parameters of the different binder formulations tested in this study

Liant	ρ_s (g/cm³)	SSm-b (cm²/g)	dav-b (cm)	Rf	Hmb	Ha	fdp
10GU/90Slag	2,51	29667,44	0,00114	84,76	0,90	0,38	0,40
20GU/80Slag	2,53	24715,90	0,00118	73,88	1,00	0,43	0,43
30GU/70Slag	2,56	21180,79	0,00122	66,16	1,11	0,47	0,40
40GU/60Slag	2,59	18530,39	0,00126	60,43	1,24	0,53	0,33
30GU/70FAF	2,63	12349,30	0,00115	37,31	0,32	0,14	0,12
50GU/50FAF	2,67	11787,57	0,00125	39,29	0,60	0,25	0,23
40GU/60FAF	2,69	11525,45	0,0013	40,25	0,79	0,33	0,34
70GU/30FAF	2,71	11274,73	0,00135	41,20	1,02	0,43	0,43
75GU/25FAF	2,72	11153,41	0,001375	41,67	1,17	0,49	0,37
40GU/60FAC	2,72	11707,96	0,002100	66,76	0,80	0,34	0,35
50GU/50FAC	2,72	11504,35	0,002000	62,68	0,96	0,41	0,42
53GU/47FAC	2,73	11444,64	0,001970	61,48	1,02	0,43	0,43
60GU/40FAC	2,73	11307,69	0,001900	58,72	1,15	0,49	0,38
70GU/30FAC	2,74	11117,65	0,001800	54,88	1,37	0,58	0,24
100GU	2,77	10584,00	0,001500	43,98	2,36	1,00	0,04

Table 4- 10: Chemical composition of cement and supplementary cementing materials

Type de binder	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	Fe ₂ O ₃ (%)	CaO (%)	MgO (%)	Na ₂ O (%)	K ₂ O (%)	TiO ₂ (%)	P ₂ O ₅ (%)	MnO (%)	Cr ₂ O ₃ (%)	V ₂ O ₅ (%)
GU	19.3	4.99	2.97	64.3	2.1	0.27	0.50	0.27	0.26	0.12	0.01	0.03
Slag	35.6	10.5	0.65	37.5	11.9	0.46	0.51	0.98	0.93	0.50	<0.01	0.01
FAC	37.2	18.4	5.52	20.8	4.9	4.37	0.69	1.29	<0.01	0.02	0.02	0.05
FAF	45.3	22.5	19.2	4.02	0.97	0.60	1.66	1.13	0.13	0.03	0.03	0.05

Table 4- 11: Physical properties of cement and supplementary cementing materials

	GU	Slag	FAC	FAF
Sm-BET (cm²/gr)	11000	27500	22400	9300
ρ_s (gr/cm³)	3.15	2.94	2.68	2.34
dav (cm)	0.001411	0.000725	0.000888	0.002466

Mixing water

Tap water from the Municipality of Rouyn-Noranda will be used as mixing water for the different cemented paste backfill mixtures recipes. Table 4-12 summarizes the chemical composition and the geochemistry of the tap water used.

Table 4-12: Chemical composition and geochemistry of mixing water used (tap water)

Chemical composition	Value
SO42-	87 mg/L
Al	0,046 mg/L
Ba	0,009 mg/L
Ca	25,7 mg/L
Cu	0,099 mg/L
Fe	0,027 mg/L
K	0,707 mg/L
Li	0,001 mg/L
Mg	3,27 mg/L
Mn	0,005 mg/L
Na	5,69 mg/L
Ni	0,005 mg/L
Stot	22,1 mg/L
Si	1,68 mg/L
Sr	0,039 mg/L
Te	0,004 mg/L
Zn	0,183 mg/L
<i>Geochemistry</i>	
pH	7,9
Eh	647 mV
Electrical conductivity (EC)	212 μ S/cm

4.5.2 Preparation of paste backfill mixtures

Experimental program

For each type of binder formulation, two binder proportions were used: 4.5% and 7% (by dry mass of tailings). These two binder proportions are commonly used in the mining industry. The mixtures were prepared at a single standard (Abrams's cone) slump height of 7 inches (178 mm) which corresponds to a solid mass concentration $C_{w\%}$ in the range 70 – 72%.

Table 4-13 presents the mix proportioning of all the prepared CPB specimens. The CPB preparation starts with the addition of the amount of binder mixed with the tailings in a Hobart mixer while tap water is slowly added to reach the target slump height of ~178 mm (7 inches). A total of fifteen mixtures and 360 triplicate specimens were prepared and poured into cylindrical plastic molds of 50.8 mm diameter and 101.6 mm height (2 inches diameter and 4 inches height), capped and stored in a humidity chamber at 23°C and > 90% relative humidity for four curing times (14, 28, 56 and 91 days).

Table 4- 13: CPB mixture formulations and characteristics

Formulation	Binder content (%)	Curing time (day)	Slump (mm)	Nb of specimens
100GU (control)	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	2*4*3 = 24
10GU/90Slag	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
20GU/80Slag	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
30GU/70Slag	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
40GU/60Slag	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
30GU/70FAF	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
50GU/50FAF	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
40GU/60FAF	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
70GU/30FAF	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
75GU/25FAF	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
40GU/60FAC	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
50GU/50FAC	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
53GU/47FAC	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
60GU/40FAC	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
70GU/30FAC	4.5%; 7%	14, 28, 56 & 90	178	24
			Total	360

4.5.3 Unconfined compression tests

After the curing times of 14, 28, 56 and 90 days, the CPB specimens extracted from the plastic molds were subjected to unconfined compression tests in accordance with ASTM C39 standard. These compression tests were carried out using a computer-controlled mechanical press (MTS 10/GL) having an axial loading capacity of 50 kN and the tests were performed at a deformation rate of 1 mm/min and intended to determine the unconfined compressive strength (UCS) of the CPB specimens. The UCS corresponds to the ultimate axial stress (peak stress at failure) reached

during the compression. For a given CPB mix recipe, triplicate tests were performed and each UCS is the average value.

4.6 Experimental results and discussion

4.6.1 UCS from the GU/Slag mix recipes

Figure 4-6 shows the evolution of the UCS obtained from different replacement of GU cement by the ground granulated blast furnace slag ($x\text{GU}/y\text{Slag}$) and for the four curing times.

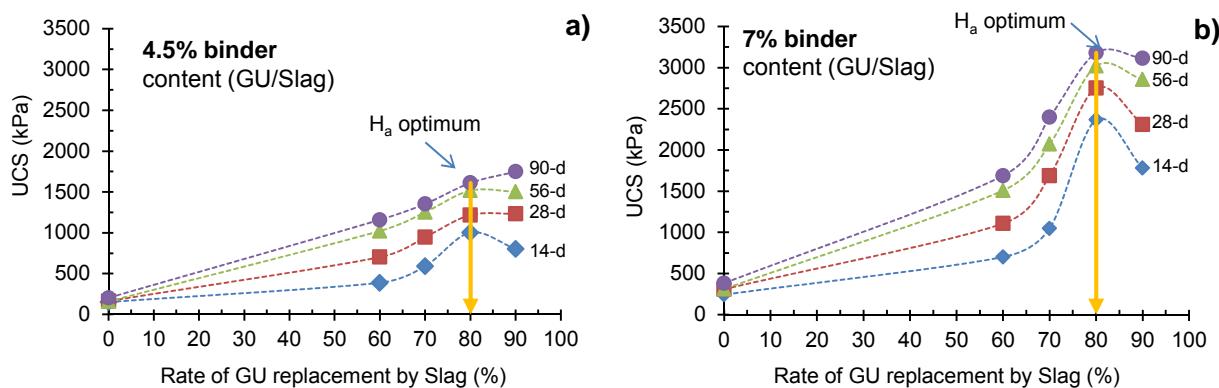


Figure 4-6: Variation in UCS with the rate of replacement of GU cement by the ground granulated blast furnace slag (GU/Slag binder category) and for four curing times: a) 4.5% binder content and b) 7% binder content.

The replacement rates of GU by slag were 0% (GU cement, control), 60%, 70%, 80% and 90% with two binder contents of 4.5% (Figure 4-6a) and 7% (Figure 4-6b). The curves on Figures 4-6a and 4-6b show the existence of an optimum strength that matches with the mix recipes prepared with the reference binder (20GU/80Slag) and for the four times of curing. However, with 4.5% binder and after 90 days of curing the mix recipes prepared with the binder type (10GU/90Slag) developed the highest strength. The optimum strength is also marked when the binder content was increased from 4.5% to 7%.

In general, the compressive strengths achieved with the entire mix recipes prepared with 7% of binder are consistently higher than those achieved with the mix recipes prepared with 4.5% binder. This confirms the fact that the greater the percentage of binder and the higher the developed strength. These results also show that the lower strengths are obtained with the control binder (100GU). Compared to the control binder and after 28 days of curing time, 87% strength

gain was achieved with 4.5% of the binder 20GU/80Slag (reference binder) and 89% strength gain was achieved with 7% of the same reference binder. After 90 days of curing, the strength gains were 87% with 4.5% of the reference binder and 88% with 7% of the same binder.

4.6.2 UCS from the GU/FAF mix recipes

Figure 4-7 shows the variation in UCS as a function of the rate of replacement of GU cement by Class F fly ash (FAF) and for the same four curing times. The replacement rates tested were 0% (control binder), 25%, 30%, 40%, 50% and 70% with two binder contents of 4.5% (Figure 4-7a) and 7% (Figure 4-7b).

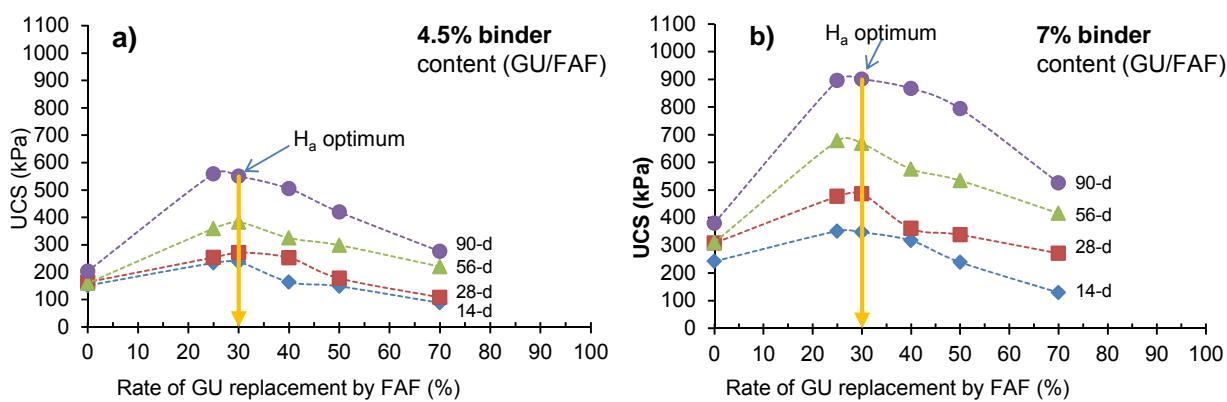


Figure 4-7: Variation in UCS with the rate of replacement of GU cement by class F fly ash (GU/FAF binder category) and for four curing times: a) 4.5% binder content and b) 7% binder content.

Figure 4-7 shows “bell curves” that exhibit an optimum strength which corresponds to the mix recipes prepared with the optimal binder formulation (70GU/30FAF) and for the four curing times. As observed with the GU/slager binders, if the binder percentage increases, the compressive strength increases as well. Also, the experimental optimum compressive strengths were obtained with the optimum binder (70GU/30FAF) predicted using the physicochemical parameter Ha for both binder contents tested (4.5% and 7%).

The results show that at short-term (14 to 28 days of curing time) the lower compressive strengths were developed with the binder type 30GU/70FAF and with the two percentages of binder tested. However, in mid-term and long-term (56 to 90 days of curing time) the lower strengths were developed with control binder (100GU). Compared to the control binder and after 28 days of curing time, 40% strength gain was achieved with 4.5% of the binder 70GU/30FAF

(optimum binder) and 37% strength gain was achieved with 7% of the same optimum binder. After 90 days of curing, the strength gains were 63% with 4.5% of the optimum binder and 58% with 7% of the same binder. It is important to note that the higher strength gains were achieved with the lowest binder content of 4.5%.

4.6.3 UCS from the GU/FAC mix recipes

Figure 4-8 shows the variation in UCS as a function of the rate of replacement of GU cement by Class C fly ash (FAC) and for the four different curing times. The replacement rates tested were 0% (control binder), 30%, 40%, 47%, 50% and 60% with two different binder contents of 4.5% (Figure 4-8a) and 7% (Figure 4-8b).

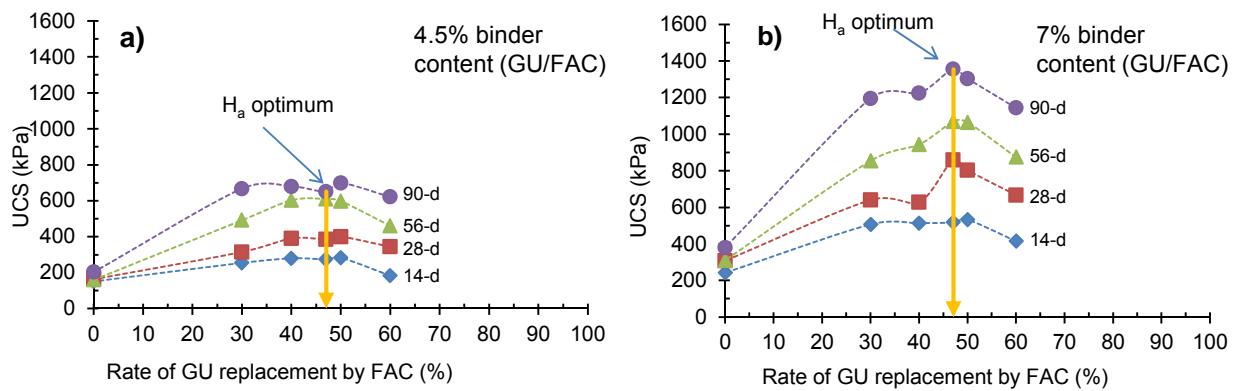


Figure 4-8 : Variation in UCS with the rate of replacement of GU cement by class C fly ash (GU/FAC binder category) and for four curing times: a) 4.5% binder content and b) 7% binder content.

Figure 4-8 show again the “bell curves” that exhibit an optimum strength which corresponds to the mix recipes prepared with the optimal binder formulation (53GU/47FAC) and for the same four curing times. As previously, it can be observed that the strength increases with the increase of the binder content. Again the experimental optimum compressive strengths were obtained with the optimum binder (53GU/47FAC) predicted using the relative hydration index H_a , especially for 7% binder content.

These results show that the lower strengths are obtained with the control binder (100GU). Compared to the control binder and after 28 days of curing time, 58% strength gain was achieved with 4.5% of the binder 53GU/47FAC (optimum binder) and 64% strength gain was achieved with 7% of the same optimum binder. After 90 days of curing, the strength gains were 69% with

4.5% of the optimum binder and 72% with 7% of the same binder. Again, it may be noted that the higher strength gains were achieved with the highest binder content of 7%.

4.6.4 Discussion

It should be noticed that the UCS results obtained with all the cemented paste backfill mix recipes reveal that for each type of binder formulation (blended binder) there is an optimal mix recipe that was anticipated using the relative hydration index H_a . In other words, these mix recipes developed the highest strength after the four curing times and with 4.5% and 7% binder contents.

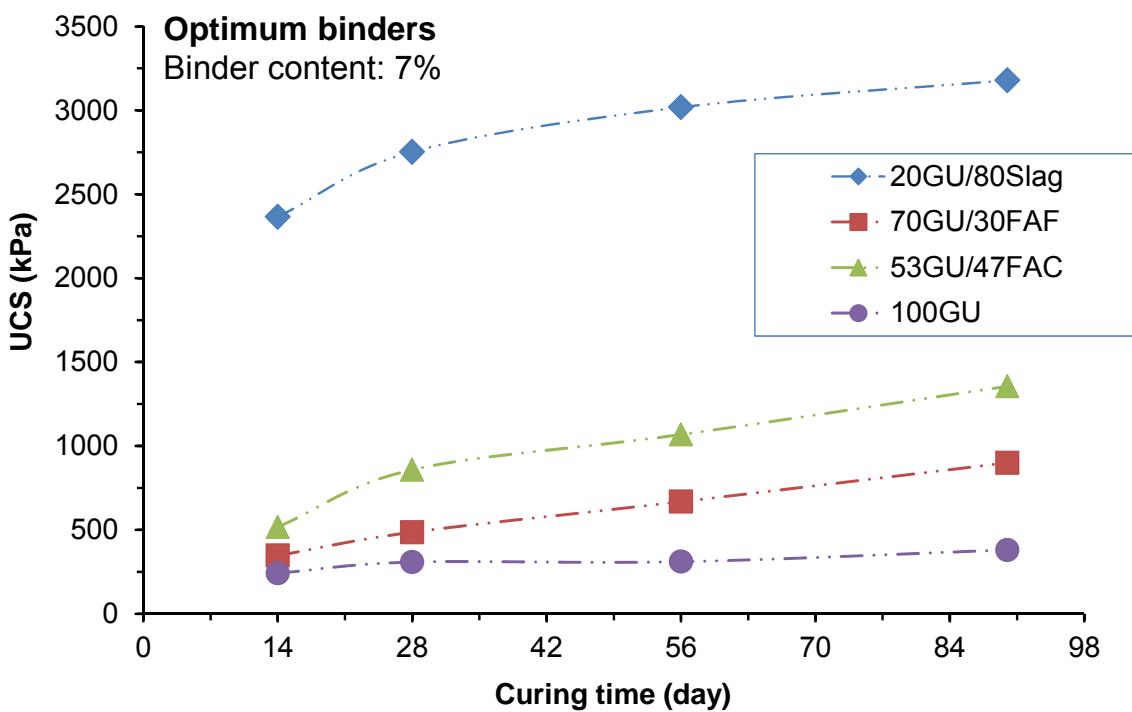


Figure 4-9 : Variation in UCS as a function of curing time for mix recipes prepared with 7% binder with control binder (100GU) compared to the optimal binders having an equivalent relative hydration index ($H_a = 0.43$).

Figure 4-9 shows the variation in UCS as a function of cure time obtained from the CPB mix recipes prepared with the optimal binder formulation for the three categories of binding agents (20GU/80Slag, 70GU/30FAF and 53GU/47FAC) compared to the control binder (100GU). It can be observed that the compressive strengths obtained using the reference binder 20GU/80Slag

were much higher, thus supporting its selection as the reference binder. However, even if all the optimum binders have the same relative hydration index value of $H_a = 0.43$, Figure 4-9 suggests and confirms that the hydration mechanisms differ between binders. Consequently, it would be difficult to define an “equivalent binder” based solely on H_a because of the differences in their glass content which was not taken into account in its definition (see Equation 60). From the results of the present study the UCS achieved by the CPB mixtures prepared with the reference binder (20GU/80Slag) is about 9 times higher compared to the UCS achieved by the CPB mixtures prepared with the control binder (100GU), 5 times higher compared to the UCS achieved by the CPB mixtures prepared with the optimum binder 70GU/30FAF and 3 times higher compared to the UCS achieved by the CPB mixtures prepared with the optimum binder 53GU/47FAC. In addition, H_a does not take into account the effect of soluble sulfates presence.

Figure 4-10 illustrates the effect of increasing the binder proportion from 4.5% to 7% on the strength development of cemented paste backfill specimens prepared with the three categories of binder formulations (GU/Slag, GU/FAC and GU/FAF) and after 28 and 90 days of curing time. It can be observed from this figure that the increase in the binder proportion from 4.5% to 7% has greatly improved the short-term (28 days) and long term (90 days) performance of CPB but did especially better exhibit the optimum strengths. These optimal strengths were successfully anticipated by binder formulations made with the aid of parameter H_a . Figure 4-10 also shows that the GU/Slag binder formulations with a proportion of 7% achieved a strength gain of 81% compared to the strengths developed with paste backfill mixtures containing 4.5% of binder.

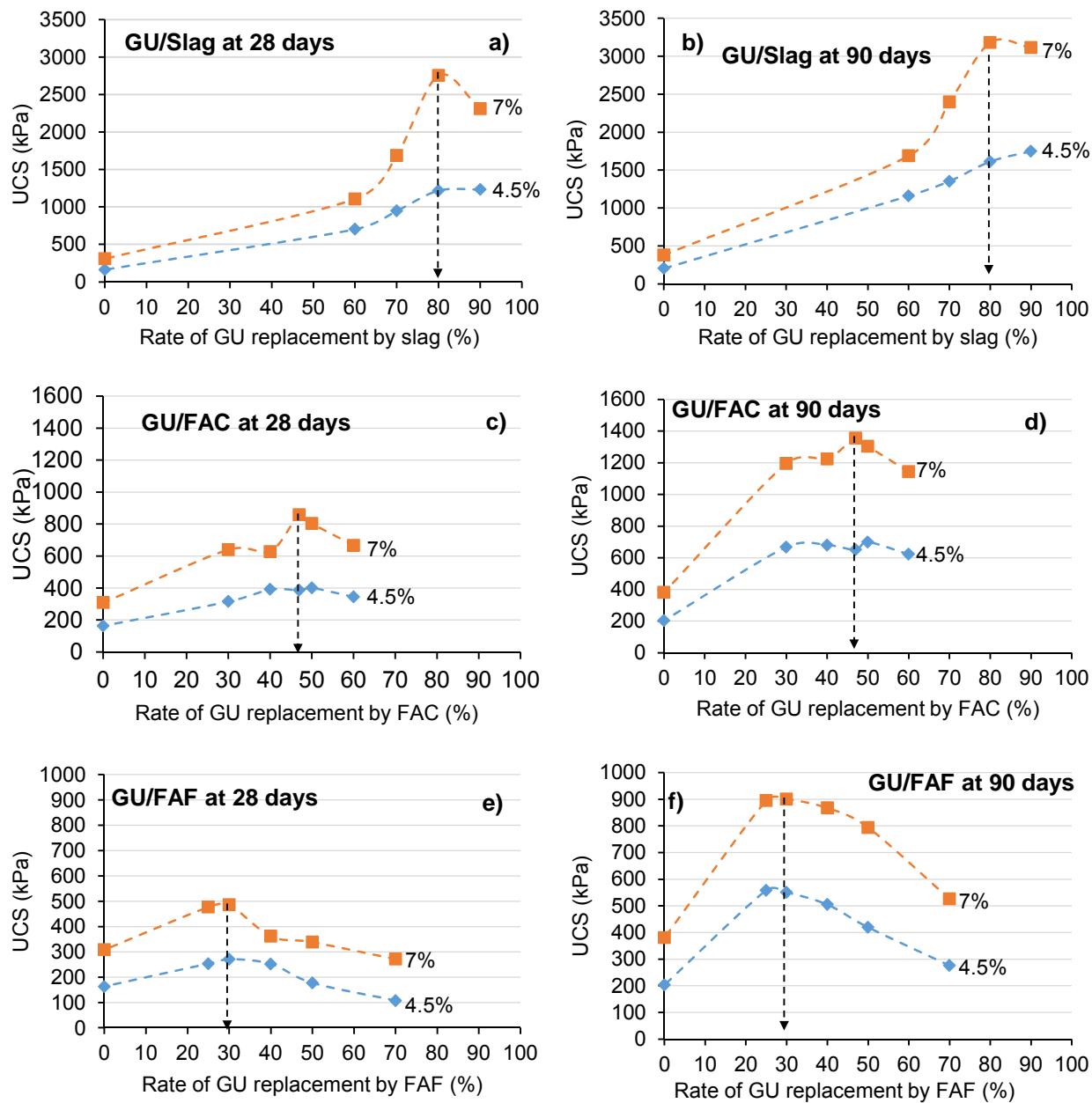


Figure 4-10: Variation in UCS as a function of the rate of GU replacement by SCM after 28 and 90 days of curing

Also, the GU/FAC binder formulations with a proportion of 7% achieved a strength gain of 93% compared to the strengths developed with CPB mixtures containing 4.5% of binder. The GU/FAC binder formulations with a proportion of 7% achieved a strength gain of 63% compared to the strengths developed with CPB mixtures containing 4.5% of binder. The beneficial effect of increasing the binder content is attributed to the production of C-S-H gel, which is the result of

the pozzolanic reaction of mineral additives with CH formed during GU Portland cement hydration process.

4.7 Concluding remarks

In this paper, a physicochemical parameter set to quantify the chemical composition and the degree of the relative chemical reactivity of binding agents (blended binders) typically used in the preparation of cemented mine backfill was presented. This parameter called “relative hydration index” H_a , combines the chemical composition through the hydraulic modulus (Hm_b) and the reactivity with water through the relative reactivity factor (R_{f-b}). The purpose of this paper was to experimentally validate the ability of this physicochemical parameter (H_a) for the selection and/or the formulation of optimal blended binders based on the unconfined compression tests (UCS). The H_a parameter was used for the formulation of optimal binders for three categories of binder which are Slag-based binders (GU/Slag), Class F fly ash-based binders (GU/FAF) and Class C fly ash-based binders (GU/FAC). The three optimum binders were formulated as follows: 20GU/80Slag (also designated as “reference binder” in this study), 30GU/70FAF and 53GU/47FAC.

Experimental results clearly confirm that the highest compressive strength for each category of binder corresponds exactly to the mix recipes prepared with the optimum binders selected with the aid of H_a . The fact that the strengths achieved with the binder 20GU/80Slag were higher than the UCS achieved with other types of binder validate its designation as a reference binder. This study shows that the relative hydration index (H_a) might represent an appropriate and simple parameter for the selection/formulation of optimal binders used for the preparation of cemented mine backfills.

4.8 References

- ACI Committee 233, 2000. Ground granulated blast-Furnace slag as a cementitious constituent in concrete. ACI 233R-95 Reported by ACI, 18 p.
- ACI Committee 211, 1998. Standard Practice for Selecting Proportions for Structural Lightweight Concrete, ACI 211.2-98, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 1998, 14 p.

- Belem T., Mbonimpa M., 2016. Minimum strength required for resisting to cyclic softening/failure of cemented paste backfill at early age. Proceedings the 3rd International Symposium on Mine Safety Science and Engineering, August 13-19, 2016, Montreal, Canada. Paper 263, 6p.
- Belem T., Effenguet H., Mbonimpa M., 2013. Estimation of required minimum binder content by assessing the liquefaction potential of early age cemented mine backfill. Proc. of 66th Canadian Geotechnical Conference, Montreal, Quebec, Canada, September 29 - October 3, 2013, 8p.
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., 2000. Mechanical behaviour of cemented paste backfill. In: Proceedings of 53th Canadian Geotechnical Conference, "Geotechnical Engineering at the dawn of the third millennium", 15-18 October 2000, Montreal, Vol. 1: 373-380.
- Belem, T., Bussière, B., Benzaazoua, M., 2001. The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill, in Proceedings of Tailings and Mine Waste'01, January 16-19, Fort Collins, Colorado, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 365–374.
- Belem, T., Benzaazoua, M., 2008a. Underground mine paste backfill technology: applications and design methods. *Geotechnical and Geological Engineering*. Vol. 26(2): 147-174.
- Belem, T., Benzaazoua, M., 2008b. Predictive models for prefeasibility cemented paste backfill mix design. Proc. International Symposium on Post-Mining 2008. Nancy, France. February 6-8, CD ROM.
- Belem, T., Peyronnard, O., Benzaazoua, M., 2010. A model of formulation of blended binders for use in cemented mine backfills. Proceedings of 1st International Seminar on Reduction of Risk in the Management of Tailings and Mine Waste – Mine Waste 2010, A.B. Fourie and R.J. Jewell (eds), Australian Centre for Geomechanics, Perth, Australia (ISBN 978-0-9806154-2-5), 29 sept – 1st oct. 2010, pp. 433-447.
- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S. Newman, P., Verburg, R., 1999. Cementitious backfill with high sulfur content: physical, chemical and mineralogical characterization. *Cement and Concrete Research*, 29, pp. 719-725.

- Benzaazoua M., Belem T., Bussière B. 2002. Chemical aspect of sulfurous paste backfill mixtures. *Cement and Concrete Research*, Vol. 32 (7), pp. 1133–1144.
- Benzaazoua, M., Fall, M. and Belem, T., 2004a. A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Minerals Engineering*. Vol. 17(2): 141-152.
- Benzaazoua, M., Marion, P., Picquet, I. and Bussière, B., 2004b. The use of pastefill as a solidification and stabilization process for the control of acid mine drainage. *Minerals Engineering*. Vol. 17(2): 233-243.
- Benzaazoua, M., Peyronnard, O., Belem, T., Fried, E., Stephan D. and Dublet, G., 2010. Key issues related to behavior of binders in cemented paste backfilling. *Paste 2010*, R.J. Jewell and A.B. Fourie (eds), Toronto, Canada, 3-6 May. Vol. 13: 345-364.
- Ganesh Babu, K., Sree Rama Kumar V., 2000. Efficiency ofGGBS in concrete, *Cern. Concr. Res.* 30 (2000) 103 1 - 1036.
- Grice T., 1998. Underground mining with backfill. Proceedings of the 2nd Annual Summit on Mine Tailings Disposal Systems, 1998, Brisban, 14 p.
- Hassani, F., Archibald, J.H., 1998. Mine Backfill. CD-ROM.
- Hassani, F.P., Ouellet, J., Hossein, M., 2001. Strength development in underground high sulphate paste backfill operation. *CIM Bull.* 94 (1050), 57-62.
- Hwang, C.L., Lin, C.Y., 1986. Strength development of blended blast furnace slag cement mortars, SI' 91 -65, V.M. Malhotra (Ed.), Proceeding of the 2nd International Conference on Fly ash, Silica fume, Slag and Natural pozzolan; in Concrete. Madrid, Spain, vol. 2. American Concrete Institute, Detroit, MI, USA, 1986, pp. 1323-1340.
- Kamon, M. and Nontananandh, S., 1991. Combining industrial wastes with lime for soil stabilization. *Journal of Geotechnical Engineering*. Vol. 117(1) 1-17.
- Keil, F. 1952. Slag cements, Proceedings of the 3rd International Symposium on the Chemistry of Cements, London, Cement and Concrete Association, UK. 1952. pp. 530 571.
- Landriault, D.A., Verburg, R., Cincilla, W., and Welch, D., 1997. Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications. Technical workshop.

CHAPITRE 5 DISCUSSION

Comme cela a été abordé dans les chapitres précédents, le but de l'utilisation du remblai en pâte cimenté est de répondre aux besoins opérationnels de la mine. En d'autres termes, le remblai est généralement utilisé sous terre comme un support secondaire de terrain, d'où la nécessité d'acquérir une résistance mécanique adéquate afin de bien jouer son rôle. La résistance en compression uniaxiale est l'un des paramètres les plus importants dans la conception du remblai.

Les modèles développés dans la littérature pour le calcul de la résistance limite requise du remblai en pâte utilisé lors de sa conception ont déjà été présentés au Chapitre 2. Des modèles empiriques de prédiction de l'UCS du RPC y ont également été présentés. Un modèle plus récent de prédiction de l'UCS du RPC a été présenté au Chapitre 3 et qui est réellement basé sur les paramètres physico-chimiques des liants. À noter que les propriétés mécaniques des remblais en pâte cimentés sont aussi influencées par les facteurs à l'échelle du chantier minier remblayé (facteurs dits extrinsèques). Le remblai en pâte cimenté est aussi fortement influencé par ses trois ingrédients principaux (facteurs intrinsèques) tels que le type de résidu, le type et la proportion du liant et la chimie de l'eau (Belem, 2013; notes de cours). La Figure 5-1 présente les différents paramètres qui pourraient avoir un effet sur la performance mécanique du RPC.

Au niveau de ce chapitre, l'influence des facteurs intrinsèques sera discutée et une validation préliminaire du modèle semi-empirique de prédiction de l'UCS des RPC (équations 2-44 à 2-46) sera présentée.

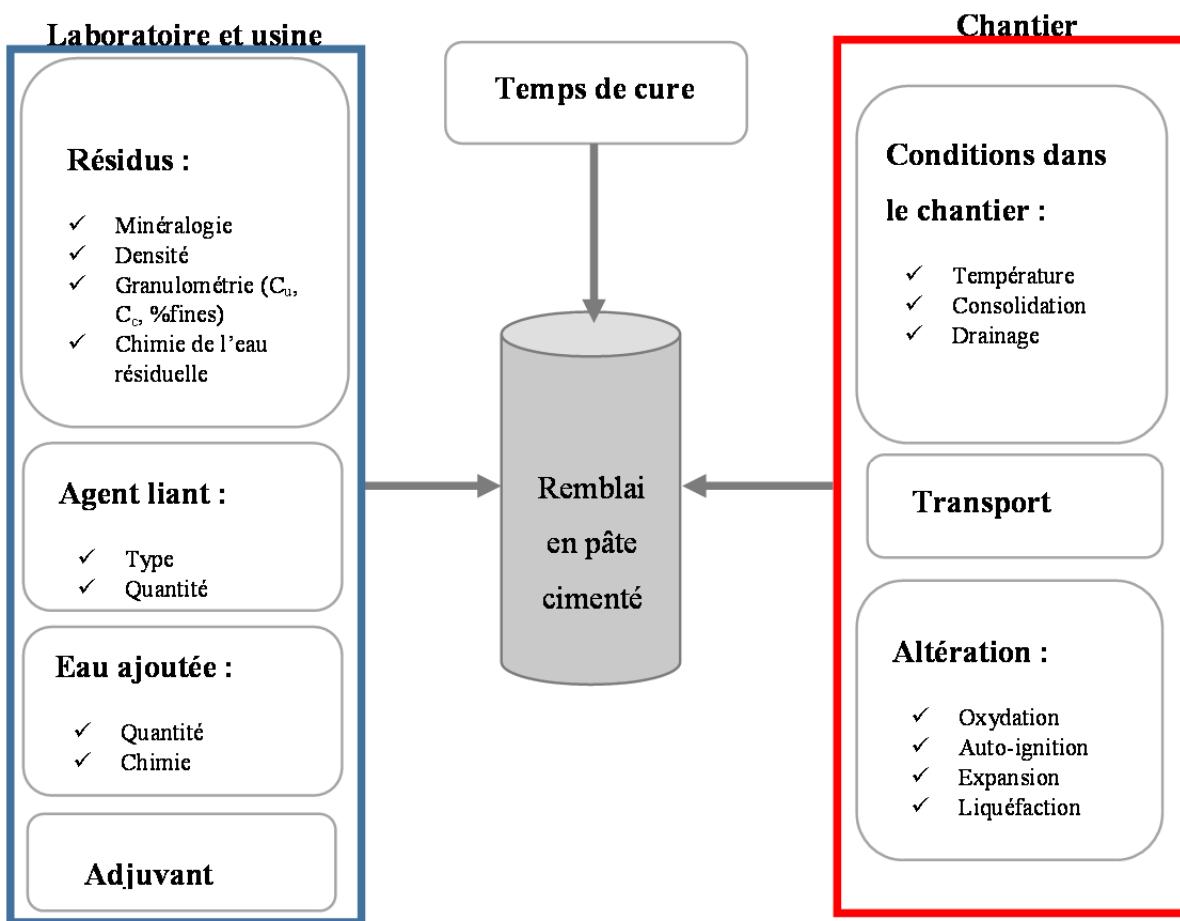


Figure 5-1: Les facteurs qui influencent le remblai en pâte cimenté (d'après Ouellet, 2006)

5.1 Évolution de l'UCS en fonction du type de liant

5.1.1 Effet de la Slag

La Figure 5-2 présente les résultats des UCS obtenus pour les différents mélanges réalisés à base du liant GU/Slag comparés à ceux obtenus avec le liant témoin 100GU et pour les deux pourcentages sw liant 4.5% et 7%. De façon général, les mélanges réalisés avec le liant GU/Slag ont produit des valeurs d'UCS plus élevées que le liant témoin 100GU. Ceci est attribué au fait que le laitier (Slag) contient des éléments pouzzolaniques dont la réaction donne lieu à la formation du gel C-S-H qui permet d'augmenter la résistance mécanique du matériau. Toutefois, à court terme, on remarque que l'ensemble des mélanges réalisés à base du liant GU/Slag

n'atteint pas de bonnes résistances, où elles varient entre 85 et 458 kPa avec 4,5% de liant et de 302 et 1064 kPa avec 7% de liant. Par contre à 90 jours les résistances sont de plus en plus meilleures et elles varient entre 725 kPa et 1002 kPa avec 4.5% de liant et entre 1522 et 2251 kPa avec 7% de liant. Ceci s'explique par le fait que la vitesse de la réaction d'hydratation de la Slag est généralement plus lente que celle du ciment Portland se traduisant ainsi par un lent processus d'acquisition de résistance (Hewlett, 2003). Il est reconnu que la Slag a toujours besoin d'un activateur pour pouvoir commencer son processus d'hydratation car elle possède des propriétés hydrauliques latentes. C'est ainsi que quand elle est utilisée en combinaison avec le ciment Portland, c'est ce dernier qui va réagir en premier lieu avec l'eau pour former l'hydroxyde de calcium Ca(OH)_2 qui est un activateur de la Slag. La réaction entre la Portlandite (Ca(OH)_2) et la Slag (réaction dite pouzzolanique) va produire plus de gels C-S-H qui augmenteront les résistances du matériau à long terme (Neville, 1995).

Les histogrammes de la Figure 5-2 montrent que les meilleures résistances ont été obtenues avec le liant 20GU/80Slag (considéré dans cette étude comme le liant de référence) pour les quatre temps de cure et pour les deux pourcentages de liants. Tandis que les faibles résistances ont été obtenues avec le liant témoin 100GU pendant tout le processus de durcissement. En effet, dans la littérature, il est conseillé d'utiliser la Slag en grande proportion dans la fabrication des remblais en pâte cimenté (Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2000, 2002, 2004 b; Fall et Benzaazoua, 2005; Kesimal et al., 2005; Ouellet et al., 2006; Ercikdi et al., 2009). Dans la plupart des mines canadiennes c'est le liant 20GU/80Slag qui est le plus utilisé dans la formulation des remblais en pâte cimentés, grâce aux bonnes performances mécaniques qu'il fournit à long terme.

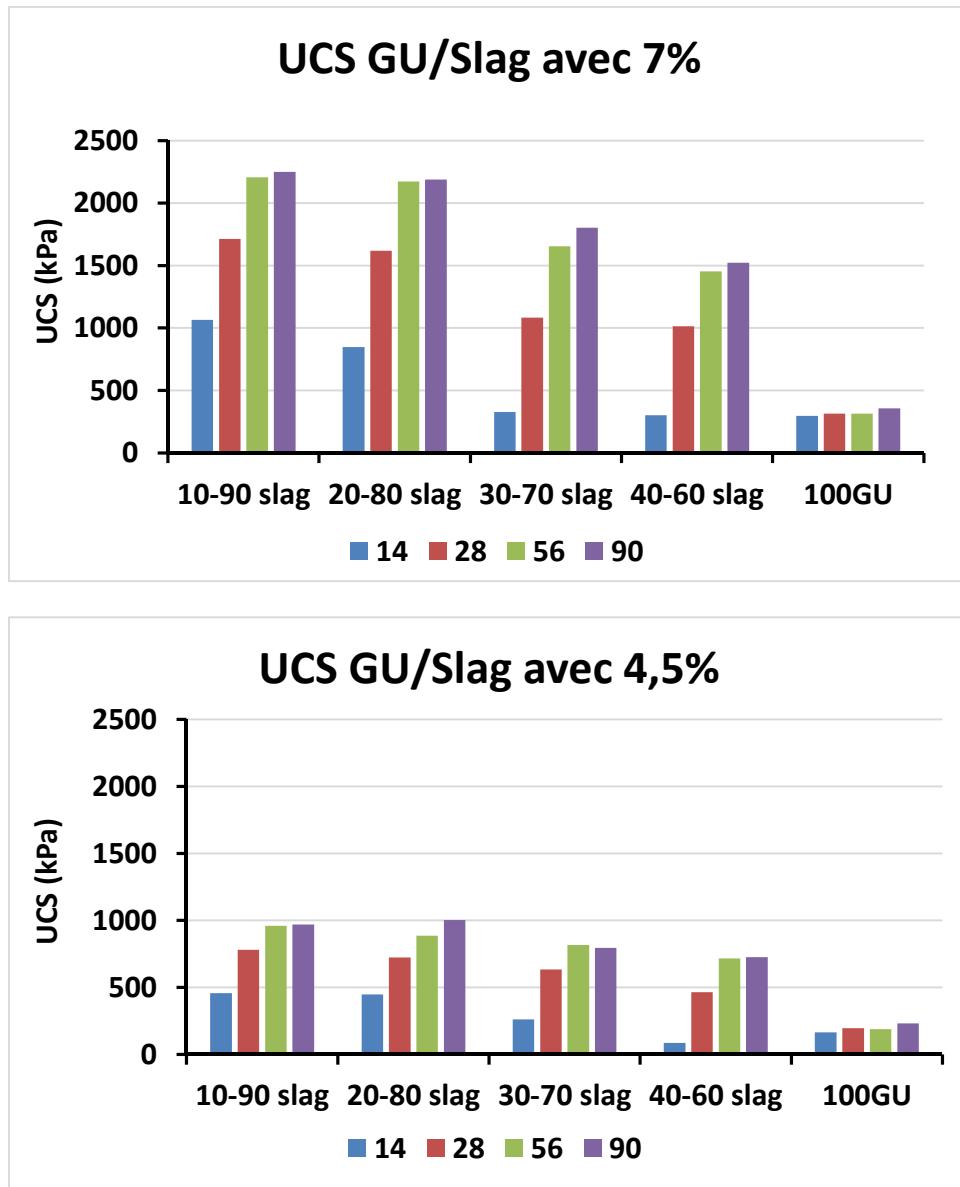


Figure 5-2: Variation de l'UCS en fonction de différentes formulations du liant GU/Slag

5.1.2 Effet des cendres volantes (fly ash de classes F et C)

Les Figures 5-3 et 5-4 montrent l'évolution de la résistance en compression uniaxiale des différentes recettes de remblai préparées à base de GU avec différents taux de substitution par les Fly-ash de classes F et C avec un pourcentage liant de 7% (les résultats obtenus avec le pourcentage liant 4,5% sont présentés dans les figure A2 et A3 de l'Annexe A-2).

Les liants optimaux sont 70GU/30FAF pour le liant GU/FAF et 53GU/47FAC pour le liant GU/FAC. Les deux figures montrent que les deux types de cendres volantes (FAF et FAC) ne

permettent d'atteindre de bonnes résistances à 14 jours, et ce n'est qu'à partir du 28^{ème} jour que les résistances deviennent de plus en plus élevées.

Les faibles résistances obtenues avec les mélanges de GU/FA peuvent être liées au faible pH du milieu à court terme puisque l'hydratation de la fly ash n'a lieu qu'à des pH élevés (environ pH = 13) qui est difficile à atteindre à court terme. Il est mentionné dans la littérature qu'à court terme il y a une production de Ca(OH)₂, qui libère plus de OH⁻ dans le milieu, ce dernier deviendra de plus en plus alcalin. Il faut noter que le Ca(OH)₂ joue un rôle d'activateur des propriétés hydrauliques des cendres volantes dans des réactions pouzzolaniques avec la partie hydraulique de la fly ash (SiO₂Al₂O₃). Une fois le pH est alcalin l'hydratation de la fly ash commence (Gordana et al., 2007). Ainsi, les mélanges à base de GU et fly ash acquièrent de bonnes résistances à long terme. En comparant les résultats obtenus par les mélanges à base du ciment Portland GU seul, avec les résistances obtenus par les liants GU/FAC et GU/FAF (Figures 5-3 et 5-4), on observe clairement que le liant 100GU confère des résistances très faibles par rapport aux deux autres liants. Ceci est probablement dû à la forte teneur du gel C-S-H qui est produite au cours de l'hydratation grâce à la réaction pouzzolanique de la fly ash.

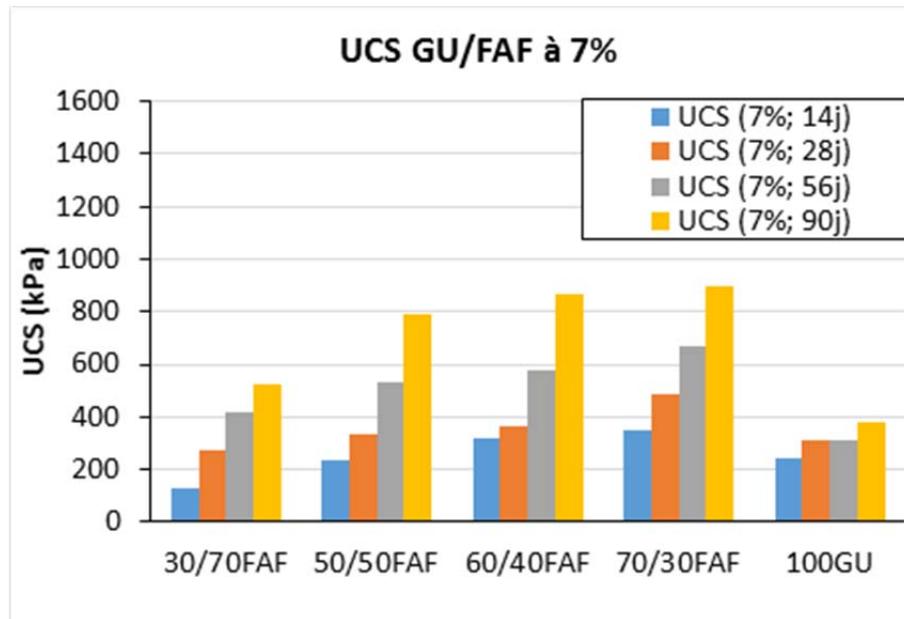


Figure 5-3: Variation de l'UCS en fonction de différentes formulations du liant GU/FAF

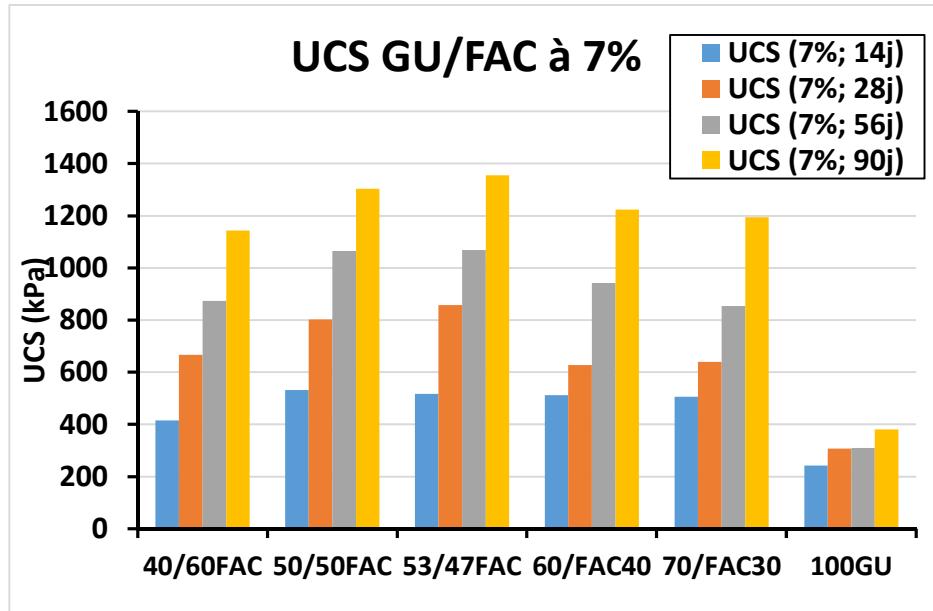


Figure 5-4: Variation de l'UCS en fonction de différentes formulations du liant GU/FAC

La Figure 5-5 présente une comparaison entre l'évolution de la résistance obtenue par l'ensemble des mélanges préparés à base de GU/FAF et GU/FAC. On observe que l'UCS obtenu avec les formulations de liant GU/FAC est beaucoup plus élevé par rapport à celui avec les formulations de liant GU/FAF. Toutefois, dans le domaine des ciments, la fly ash de classe F est reconnue par sa faible teneur en CaO généralement inférieure à 10% (low-calcium fly ash) selon la classification canadienne. Cette faible teneur permet de considérer la FAF comme un matériau pouzzolanique normal et qui a toujours besoin d'une certaine quantité de Ca(OH)₂ pour réaliser sa réaction pouzzolanique et pouvoir acquérir une certaine résistance. C'est ce qui explique les faibles résistances développées par l'ensemble des mélanges réalisés à base de GU/FAF à court terme. Les meilleures résistances, obtenues par l'ensemble des mélanges à base de GU/FAC, peuvent aussi être attribuées à sa forte teneur en CaO qui dépasse 20% (voir Tableau 3-8). Cette forte teneur en CaO lui permet d'avoir des propriétés hydrauliques (Vagelis et Papadakis, 1999, 2000).

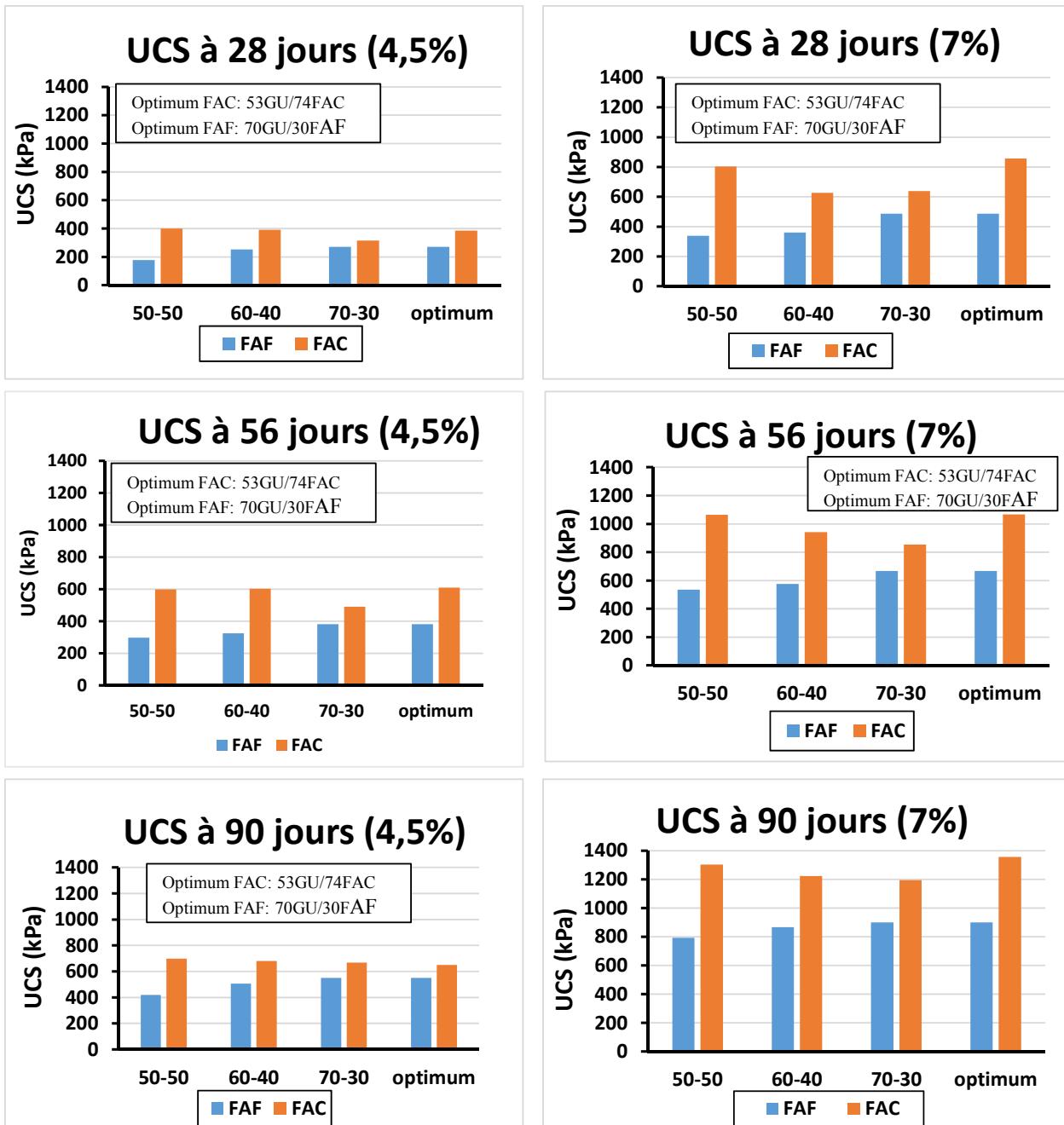


Figure 5-5: Variation d'UCS en fonction des différentes formulations des liants GU/FAF et GU/FAC

5.2 Évolution de l'UCS en fonction de la chimie de l'eau

La Figure 5-6 présente l'évolution de la résistance en compression uniaxiale en fonction de la teneur en sulfates pour les trois types de liant utilisés avec 7% de liant (les résultats obtenus avec 4,5% de liant sont présentés dans la Figure A5 de l'Annexe A-4).

Les courbes de cette figure montrent que les résistances obtenues avec l'eau de robinet sont beaucoup plus élevées par rapport à celles obtenues avec les eaux sulfatées. Toutefois, on remarque qu'à 14 jours de cure et pour les deux teneurs de 2500 et 5000 ppm en sulfates la résistance continue à augmenter jusqu'au 56^{ème} jour. À 90 jours de cure on note une chute de résistance pour les mélanges avec les deux teneurs (2500 et 5000 ppm). En effet, au début du processus d'hydratation les sulfates participent à la réaction d'hydratation, ce qui permet l'amélioration de la résistance dans les âges précoce. Tandis qu'à long terme ces sulfates réagissent avec les produits d'hydrations pour produire les minéraux secondaires comme l'ettringite et le gypse qui vont par la suite décalcifier le gel C-S-H déjà formé (Neville et al., 2000; Bakharev et al., 2002 ; Yilmaz et al., 2003; Benzaazoua et al., 2004; Kesimal et al., 2005; Ouellet et al., 2006).

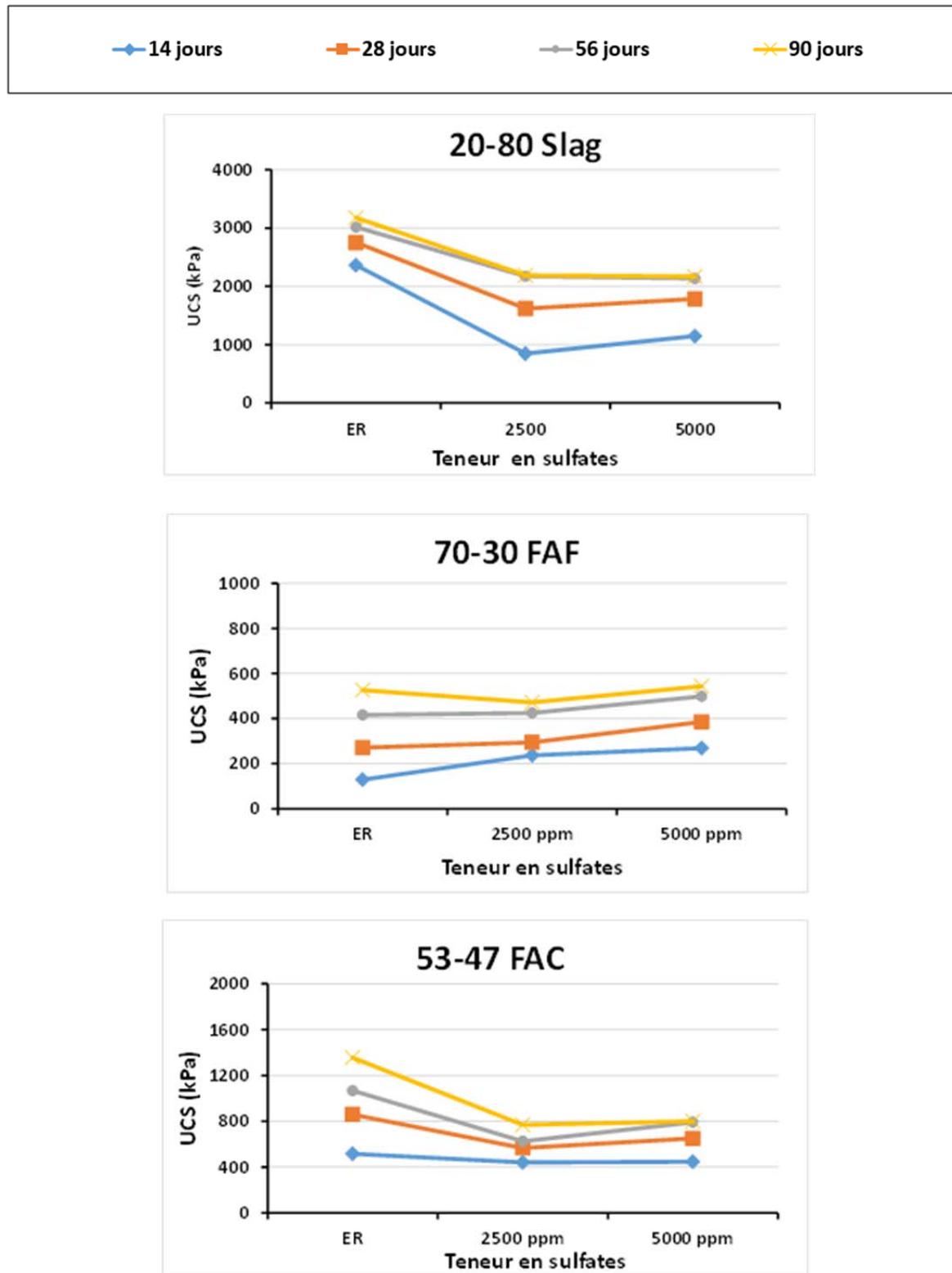


Figure 5-6: Variation de l'UCS en fonction du type d'eau et pour les quatre temps de cure et les trois formulations de liant sélectionnées comme optimales

5.2.1 Effet des sulfates sur les remblais à base de GU/Slag

La Figure 5-7 présente la variation de l'UCS en fonction de la teneur en sulfates dans l'eau pour les quatre temps de cure et les quatre formulations du liant GU/Slag dont la proportion est de 7% (les résultats obtenu avec le 4.5% de liant sont présentés dans la Figure A6 de l'Annexe A-5).

Les courbes de cette figure montrent l'effet des sulfates sur le développement de la résistance du matériau. Les mélanges réalisés à base d'eau de robinet ont pu développer les meilleures résistances, tandis que ceux réalisés avec les eaux sulfatées (2500 et 5000 ppm) ont eu les plus faibles résistances. Hormis que la résistance augmente en passant de 2500 ppm à 5000 ppm.

L'effet du taux de substitution de GU par la Slag est aussi très marqué. Les résultats obtenus montrent que la résistance à l'attaque sulfatique est très influencée par la quantité de la Slag dans le liant. En effet, on remarque que les fortes résistances ont été obtenues par l'ensemble des mélanges réalisés avec les liants 10GU/90Slag et 20GU/80Slag. En effet, aux court-termes (14 jours et 28 jours) les UCS obtenus pour ces deux liants étaient presque identiques pour les deux teneurs en sulfates où les résistances ont dépassé les 1000 kPa. Tandis que les formulations 30GU/70Slag et 40GU/60Slag n'ont pas pu développer de bonnes résistances. À long terme, c'est aussi les recettes réalisées avec les liants 10GU/90Slag et 20GU/80Slag qui ont pu développer les résistances les plus élevées.

Dans le domaine des bétons, les laitiers de hauts fourneaux ou Slag sont connus par leur potentiel d'augmenter la résistance à l'attaque sulfatique. Il a été conclu que la résistance aux sulfates augmentait avec l'augmentation du taux de la Slag dans le ciment (Tikalsky et Carrasquillo, 1989). En effet, quand des taux très élevés de la Slag sont utilisés, l'hydroxyde de calcium présent dans la pâte du ciment va être consommé à un taux rapide et croissant. Cette consommation va contrôler la formation de l'ettringite dans le béton, diminuant ainsi la dilatation provoquée par l'attaque sulfatique.

Une étude réalisée en 1976 par l'université de McMaster a montré que l'utilisation d'un taux de substitution de Slag de 50% dans le remblai en pâte, a pu donner des résistances identiques à celles obtenues par le ciment Portland résistant aux sulfates (CP50 ou HS). Selon Malhorta (1993), la résistance à l'attaque sulfatique est attribuée à la réduction de la perméabilité, la teneur du Ca(OH)_2 et la dilution du C_3A . Le taux de substitution élevé du GU par la Slag semble offrir

de bonnes performances. Toutefois, il faut faire attention au bon dosage du ciment pour le développement adéquat de la résistance à court terme.

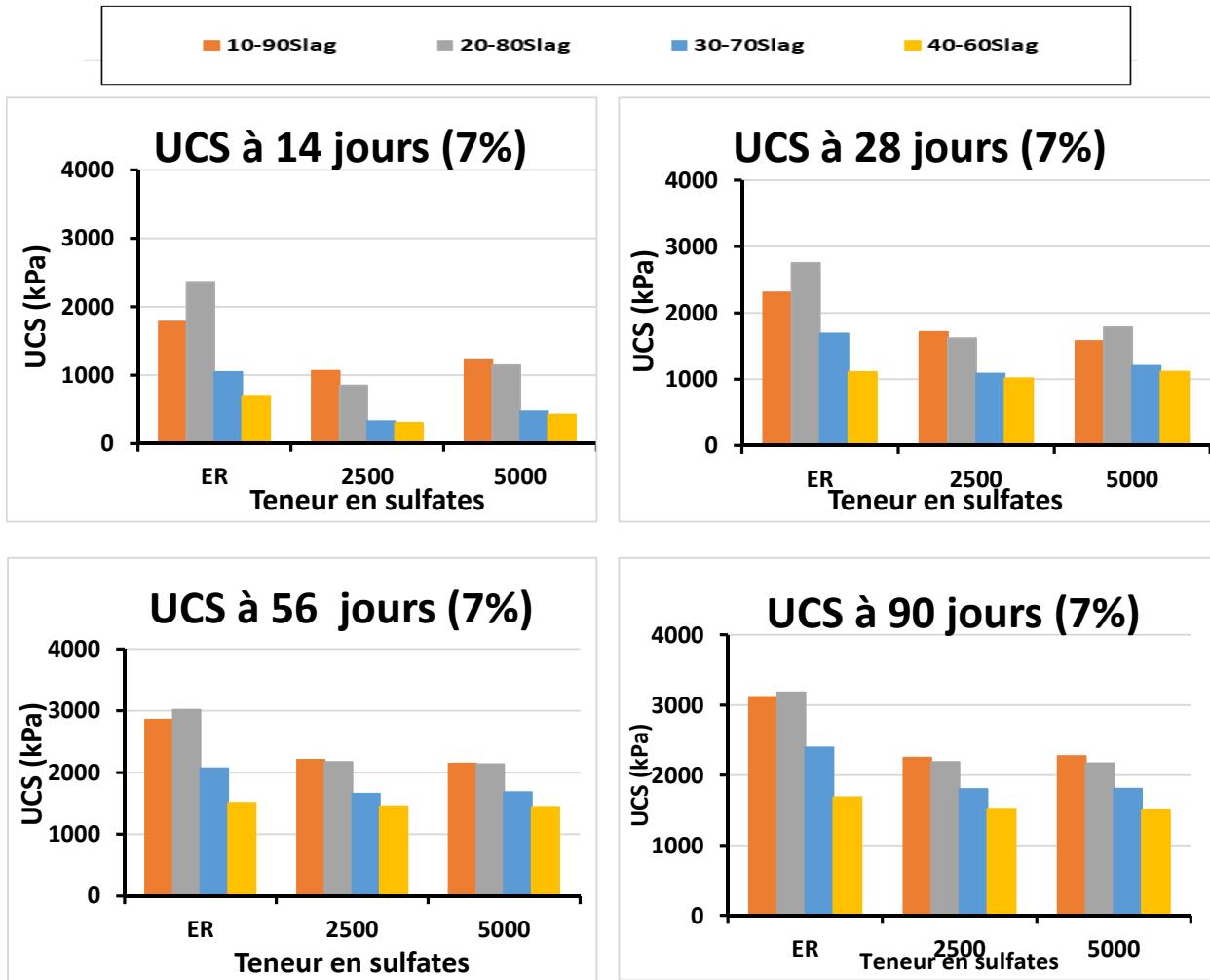


Figure 5-7: Évolution de la résistance des remblais à base de GU/Slag en fonction du type d'eau

5.2.2 Effet des sulfates sur les remblais à base de GU/FAF

La Figure 5-8 montre le développement de la résistance en fonction de la teneur en sulfates de l'eau de mélange, pour l'ensemble des mélanges réalisés avec le liant GU/FAF pendant les quatre temps de cure avec un pourcentage liant de 7% (les résultats obtenus avec 4.5% de liant sont présentées dans la Figure A7 de l'Annexe A-5).

Les résultats sur cette figure montrent encore une fois l'effet des sulfates sur la résistance du remblai en pâte cimenté où de nouveau ce sont les mélanges réalisés avec l'eau de robinet qui ont développé les meilleures résistances mécaniques. Au niveau de ces résultats et contrairement à

ceux avec la Slag, on remarque que la résistance à l'effet des sulfates est meilleure avec de faible taux de substitution de fly ash F. En effet, les meilleures résistances à court terme ont été obtenues par les remblais préparés avec un liant de **70GU/30FAF**. La même chose a été notée à long terme où ce sont les mélanges avec le même liant **70GU/30FAF** qui ont pu développer les meilleures résistances. D'autre part, les recettes de remblais réalisées avec le liant **30GU/70FAF** ont été les moins performantes pour les quatre temps de cure.

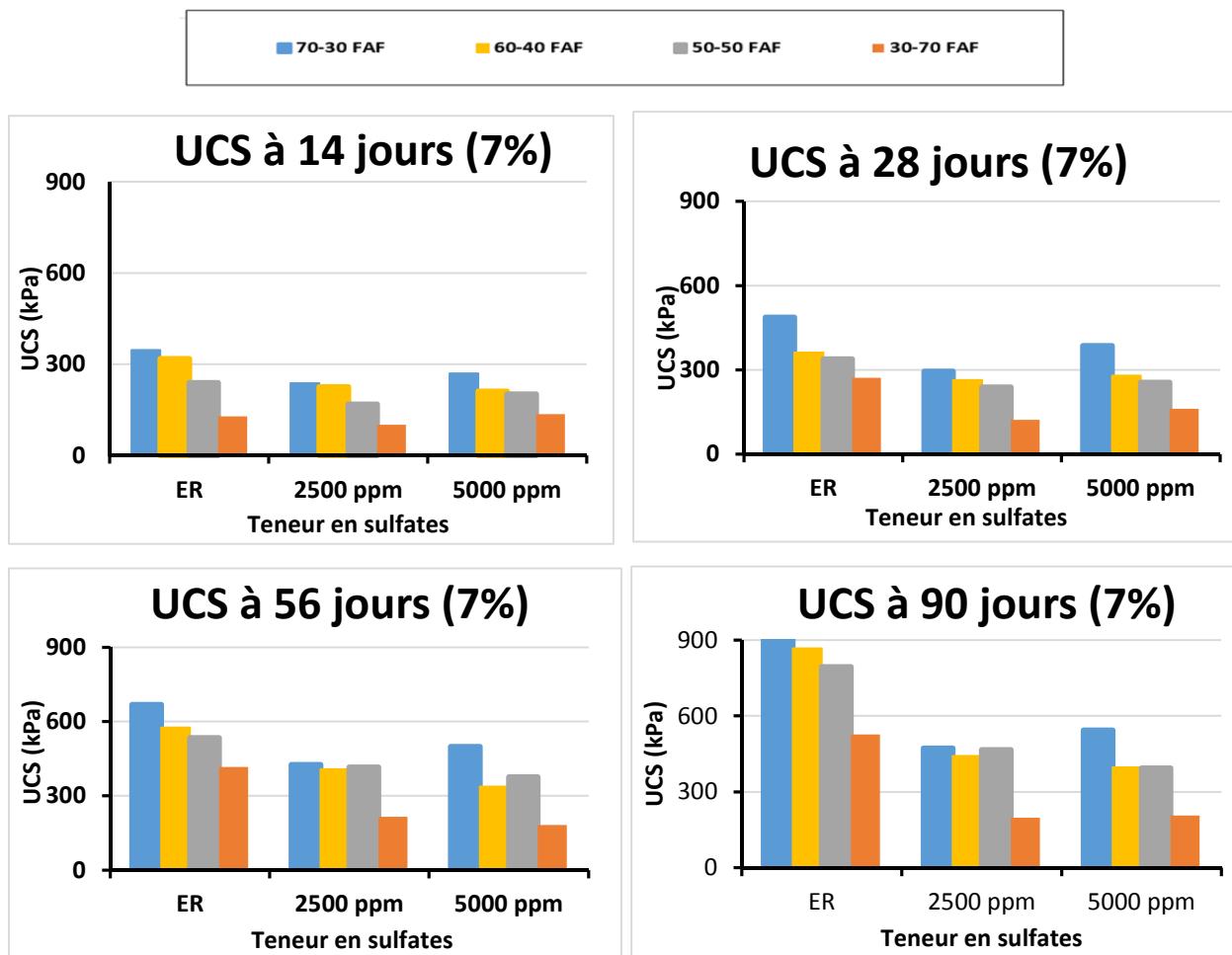


Figure 5-8: Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAF en fonction du type d'eau

5.2.3 Effet des sulfates sur les remblais à base de GU/FAC

La Figure 5-9 montre le développement de la résistance en fonction de la teneur en sulfates de l'eau de mélange pour l'ensemble des mélanges réalisés avec le liant GU/FAC et pour les quatre temps de cure avec un pourcentage liant de 7% (les résultats obtenu avec le pourcentage liant 4,5% sont présentées dans la Figure A8 de l'Annexe A-5).

L'effet des sulfates sur la résistance est aussi très marqué dans ces résultats où les meilleures résistances sont obtenues par les mélanges préparés avec l'eau de robinet. Quant à l'effet de la teneur en sulfates, on remarque qu'à court terme les meilleures résistances sont obtenues par l'ensemble des mélanges réalisés avec le liant 53GU/47FAC (liant optimal) pour les deux teneurs en sulfates (2500 et 5000 ppm). Cependant, à long terme les résistances pour toutes les recettes sont proches. Contrairement à la Slag pour qui la résistance à l'attaque sulfatique augmente avec sa proportion dans le ciment ou la fly ash F qui en diminuant son taux de substitution dans le ciment permet d'avoir de bonnes résistances, pour la fly ash C on peut dire que la sélection du dosage optimale est très recommandée pour avoir de bonnes résistances à l'attaque de sulfates.

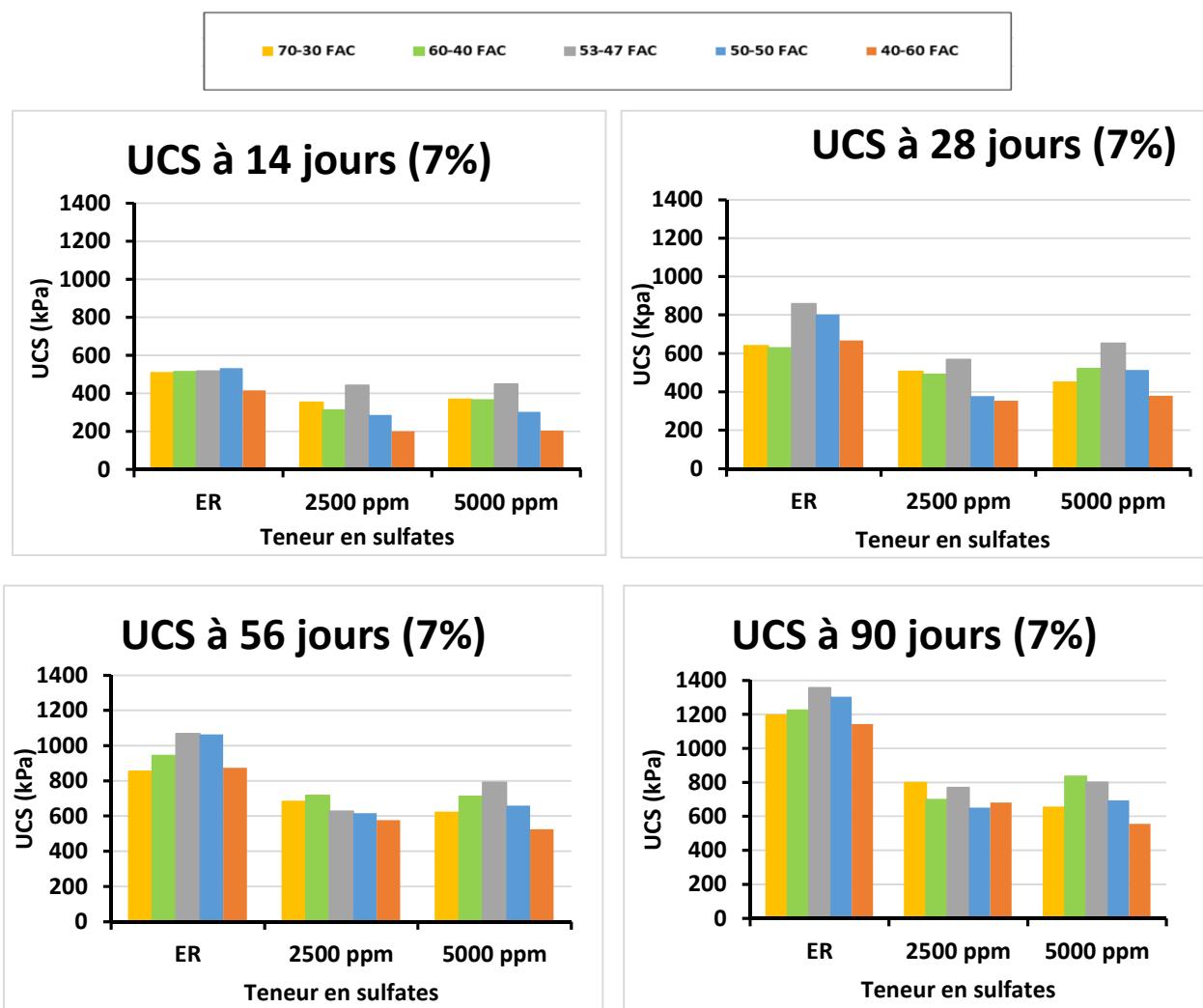


Figure 5-9: Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAC en fonction du type d'eau

5.2.4 Effet du type de liant en présence des sulfates

La Figure 5-10 montre l'évolution de la résistance mécanique en fonction du temps de cure pour les trois formulations optimales des trois liants (20GU/80Slag, 70GU/30FAF et 53GU/47FAF) et le liant témoin (100GU). Cette figure est une comparaison entre le comportement de chaque type de liant en présence des sulfates pendant tout le processus de durcissement. Les courbes de cette figure montrent que les résistances obtenues avec le liant 20GU/80Slag étaient les plus élevées, tandis que les faibles résistances ont été obtenues avec le liant témoin 100GU et le liant 70GU/30FAF. L'utilisation du liant composé de ciment Portland GU et la Slag dans la préparation de remblai avec des résidus sulfureux a été prouvée prometteuse par plusieurs auteurs (Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2000, 2002, 2004b; Fall et Benzaazoua, 2005; Kesimal et al., 2005; Ouellet et al., 2006; Ercikdi et al., 2009).

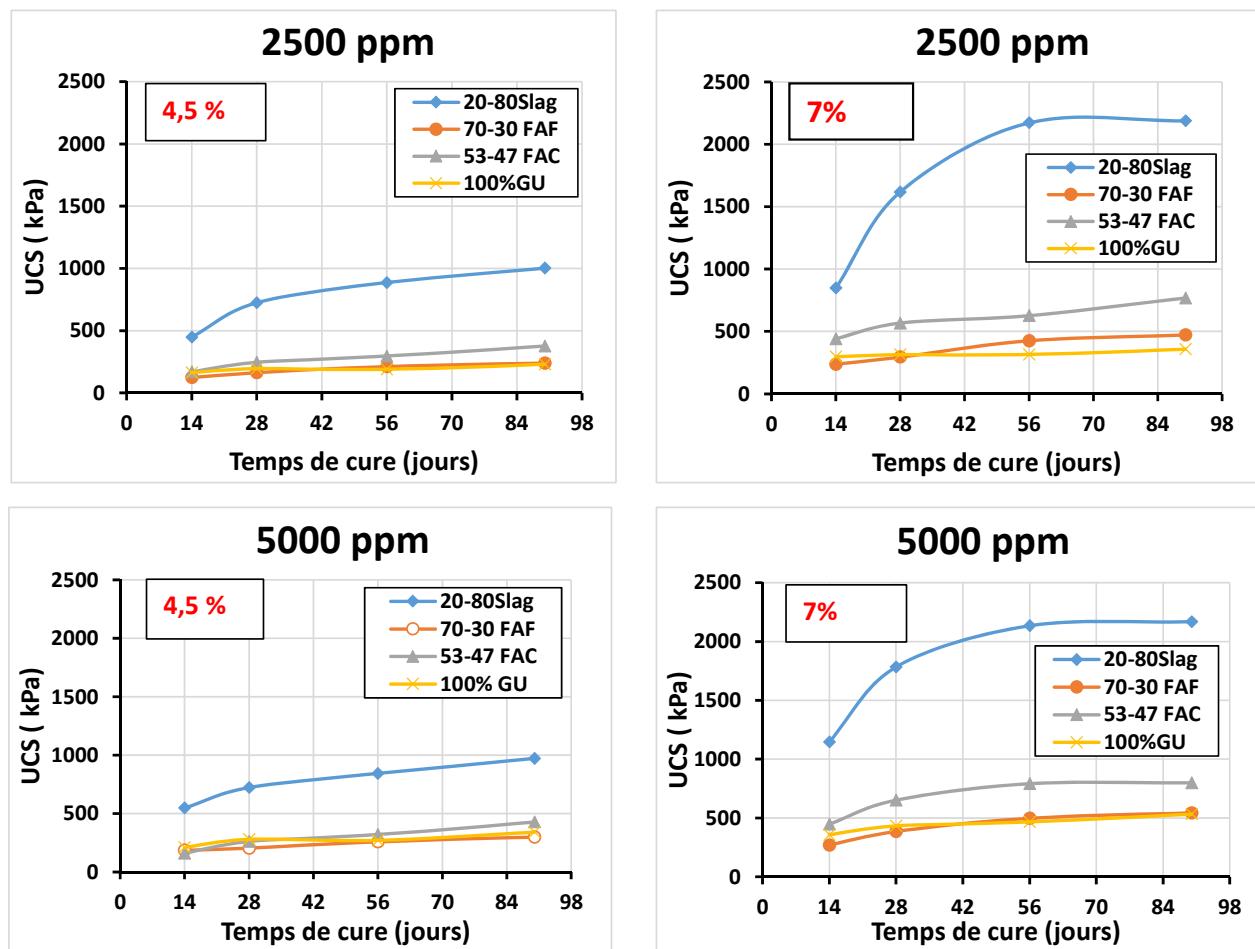


Figure 5-10: Évolution de la résistance UCS en fonction de type de liant en présence des sulfates.

5.3 Validité de l'indice d'hydratation relative H_a de sélection des agents liants en présence de sulfates

5.3.1 Résistance en compression uniaxiale (UCS) du liant GU/Slag

Les Figures 5-11 et 5-12 présentent l'évolution de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag pour les quatre temps de cure et pour les deux teneurs en sulfates. Les teneurs en sulfates sont 2500 ppm (Figure 5-11) et 5000 ppm (Figure 5-12) pour un pourcentage de liant de 7% (les résultats obtenus avec 4.5% de liant sont présentées dans les Figures A9 et A10 de l'Annexe A-6).

Les courbes des Figures 5-11 et 5-12 montrent l'existence d'un optimum de résistance qui correspond aux recettes préparées avec le liant 20GU/80Slag pour les quatre temps de cure testés. Cependant, avec le liant 10GU/90Slag, à long terme et pour les deux teneurs en sulfates, l'UCS était un peu plus élevé qu'avec le liant dit optimum (20GU/80Slag). Ceci peut être attribué à l'effet du taux de substitution de la Slag sur la résistance à l'attaque sulfatique (plus la quantité de Slag est élevée dans le ciment et plus la résistance à l'attaque sulfatique est élevée).

D'une manière générale, on remarque que les résistances obtenues avec les deux teneurs en sulfates de 2500 et 5000 ppm sont presque identiques. En effet, les deux teneurs en sulfates utilisées font partie de la gamme des sulfates qui ont une agressivité faible à modérée.

Ces résultats montrent en outre que les mélanges préparés à base du liant témoin 100GU confèrent les plus faibles résistances. Par rapport au liant 100GU et à 28 jours, le gain de résistance obtenu avec le liant 20GU/80Slag (liant considéré comme optimum pour cette catégorie) est de 591% avec 2500 ppm de sulfates et de 312% avec 5000 ppm. À 90 jours de cure ces gains de résistance sont de 512% avec 2500 ppm de sulfates et de 307% avec 2500 ppm de sulfate.

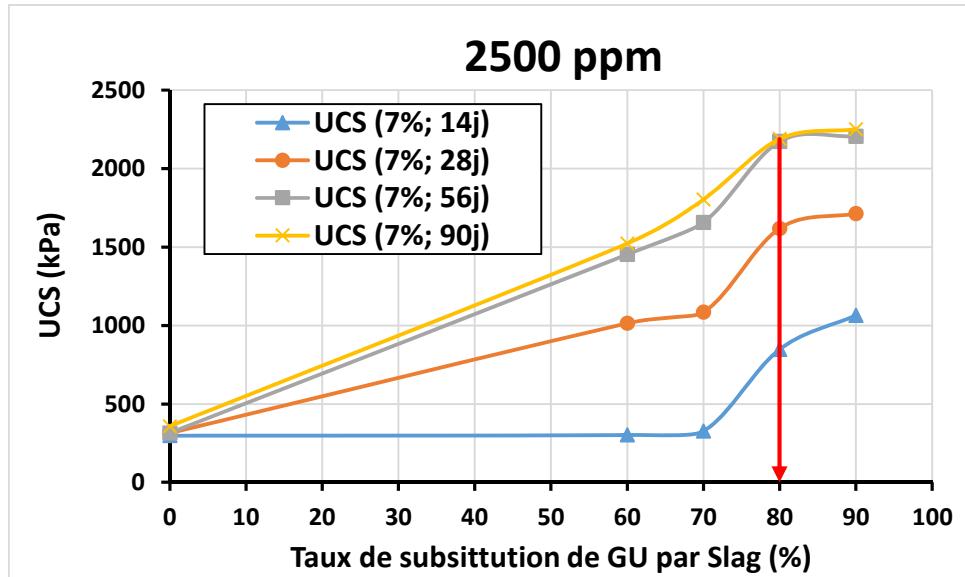


Figure 5-11: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates

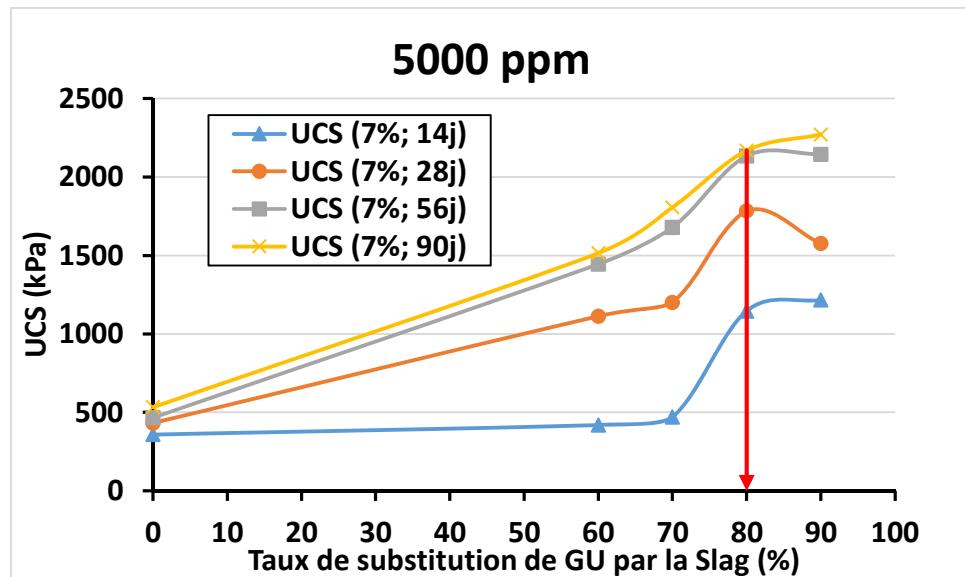


Figure 5-12: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates

5.3.2 Résistance en compression uniaxiale (UCS) du liant GU/Fly ash F

Les Figures 5-13 et 5-14 présentent le développement de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par les cendres volantes de classe F (FAF) pour les quatre temps de cure et pour les deux teneurs en sulfates de 2500 ppm et 5000 ppm et avec 7% de liant (les résultats obtenus avec 4,5% de liant sont présentées dans les Figures A11 et A12 de l'Annexe A-6). Les Figures 6-15 et 6-16 montrent aussi l'existence d'un optimum de résistance qui correspond aux recettes réalisées à base du liant 70GU/30FAF et pour les quatre temps de cure. Cependant, avec 2500 ppm de sulfates le liant 50GU/50FAF a aussi pu avoir des résistances proches de celle du liant considéré comme optimal. Avec 5000 ppm de sulfates et à court terme c'est le témoin 100GU qui a pu développer les meilleures performances mécaniques, tandis que le liant dit optimal (70GU/30FAF) était moins performant; ce n'est qu'à partir de 90 jours de cure que ce liant optimal a pu dépasser l'UCS développé par le témoin.

Ces résultats montrent que les faibles résistances ont été obtenues par l'ensemble des mélanges préparés avec le liant 30GU/70FAF. En effet, à 28 jours de cure le liant 70GU/30FAF a pu développer un gain de résistance de 141% par rapport au liant 30GU/70FAF avec 2500 ppm de sulfates et de 139% avec 5000 ppm de sulfates. À 90 jours de cure le gain était de 139% avec 2500 ppm et de 163% avec 5000 ppm.

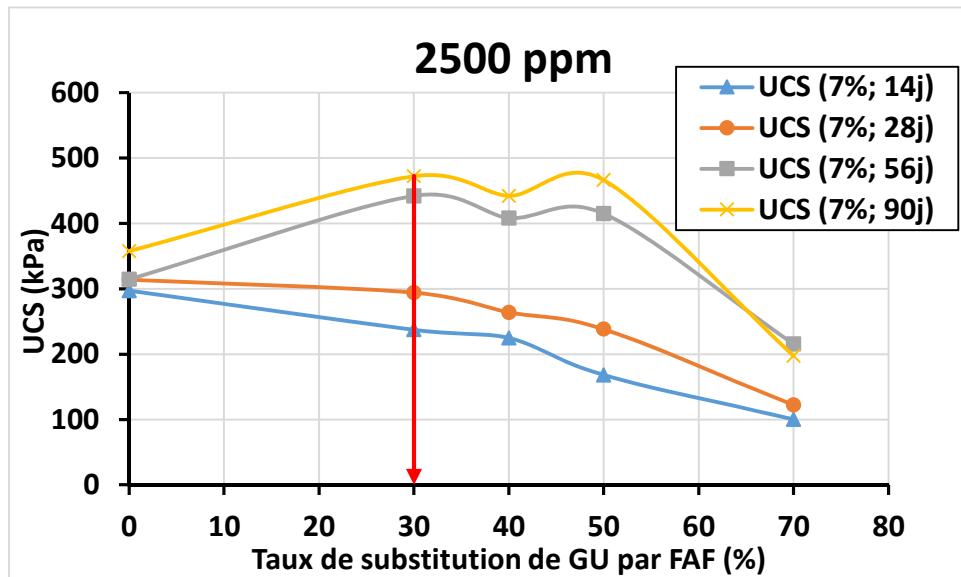


Figure 5-13: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates

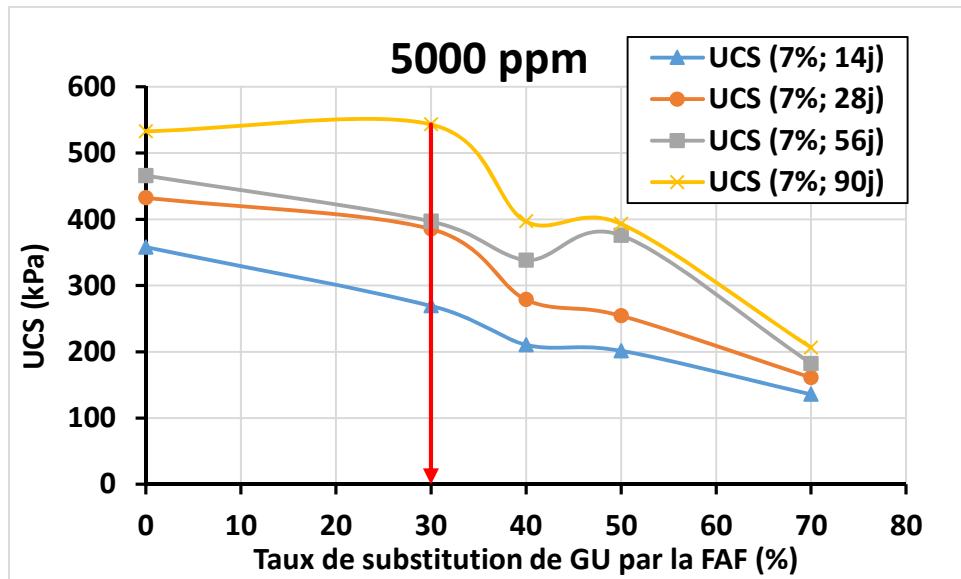


Figure 5-14: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates

5.3.3 Résistance en compression uniaxiale (UCS) du liant GU/Fly ash C

Les Figures 5-15 et 5-16 présentent le développement de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par les cendres volantes de classe C (FAC) et pour les quatre temps de cure et avec les deux teneurs en sulfates de 2500 ppm et 5000 ppm et avec 7% de liant (les résultats obtenus avec 4,5% de liant sont présentées dans les Figures A13 et A14 de l'Annexe A-6).

Sur ces Figures 5-15 et 5-16 on remarque l'existence d'un optimum net qui correspond au liant 53GU/47FAC (optimum sélectionné théoriquement). Tandis qu'à partir de 90 jours de cure et avec la teneur en sulfates de 2500 ppm, c'est le liant 70GU/30FAC qui a eu les résistances les plus élevées. Aussi, avec 5000 ppm de sulfates et à 90 jours de cure, ce sont les mélanges préparés avec le liant 60GU/40FAC qui ont dépassé le liant dit optimal (53GU/47FAC).

Ces résultats montrent que les faibles résistances sont obtenues par le liant 40GU/60FAC à 14 jours pour les deux teneurs en sulfates 2500 ppm et 5000 ppm. Par contre, à 56 et 90 jours c'est le liant témoin 100GU qui a eu les plus faibles résistances. Par rapport au témoin 100GU le gain de résistance de l'ensemble des mélanges préparés avec le liant 53GU/47FAC était de 81% avec 2500 ppm de sulfates et de 51% avec 5000 ppm de sulfates. À 90 jours le gain est de 115% avec 2500 ppm de sulfates et de 50% avec 5000 ppm de sulfates.

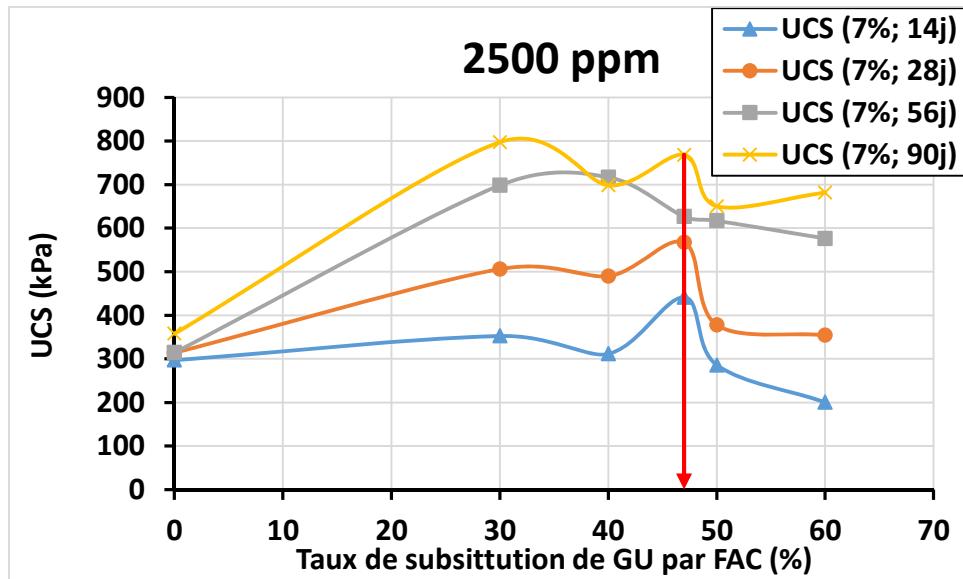


Figure 5-15: Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates

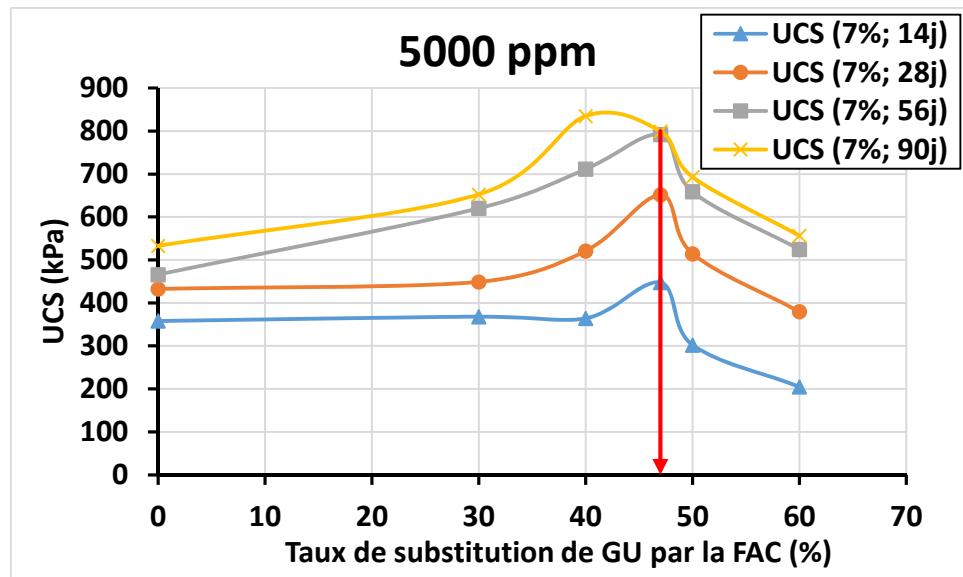


Figure 5-16 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates

5.4 Vérification du modèle de prédiction de l'UCS avec les résultats obtenus avec les trois liants (GU/Slag, GU/FAC, GU/FAF)

La Figure 5-17 montre la comparaison de l'évolution de l'UCS théorique et expérimental du remblai préparé avec le liant GU/Slag et pour différent taux de substitution de la Slag et avec 7% de liant. La Figure 5-17 montre que le modèle sous-estime les UCS pour les deux formulations 10GU/90Slag et 20GU/80Slag. Il sous-estime légèrement aussi les UCS pour les remblais avec le liant 30GU/70Slag. Tandis que pour la formulation 40GU/60Slag le modèle a surestimé l'UCS à court terme (les résultats obtenus avec 4,5% de liant sont présentées dans la Figure A15 de l'Annexe A-7).

La comparaison de l'évolution de l'UCS prédite et expérimental de l'ensemble des mélanges de remblai préparés avec quatre formulations du liant GU/FAC est présentée dans la Figure 5-18 (le pourcentage de liant est de 7%). Ces résultats montrent que le modèle a tendance à sous-estimer l'UCS pour l'ensemble des mélanges de remblai préparés avec le liant GU/FAC (les résultats avec 4,5% de liant sont présentés dans la Figure A16 de l'Annexe A-7).

La Figure 5-19 montre la comparaison de l'évolution de l'UCS prédit et expérimental des remblais en pâte préparés avec le liant GU/FAF et dont le pourcentage liant est de 7% (les résultats obtenus avec le pourcentage liant de 4,5% sont présentés à la Figure A17 de l'Annexe A-7). Les résultats de cette comparaison montrent encore une fois que le modèle surestime l'UCS pour les trois formulations (30GU/70FAF, 50GU/50FAF et 60GU/40FAF). Toutefois, le modèle sous-estime l'UCS pour les mélanges préparés avec la formulation 70GU/30FAF.

À partir de ces résultats, on peut considérer que ce modèle préliminaire peut être utile seulement pour donner une idée sur l'UCS dans le but d'aider à réaliser une formulation plus rationnelle des recettes de mélange de remblai. Le but initial du développement de ce modèle était de pouvoir prédire systématiquement et de façon sécuritaire l'UCS anticipé pour une formulation donnée de liant basée sur le paramètre physico-chimique Ha du liant et les propriétés de base des résidus et de l'eau de mélange. De ce fait, le modèle ne serait satisfaisant que s'il sous-estimait systématiquement les valeurs réelles expérimentales de l'UCS. Cette étude permet de confirmer que nous sommes sur la bonne voie de pouvoir bientôt atteindre l'objectif ultime visé en affinant davantage le modèle de base afin qu'il soit plus sensible à la chimie des liants.

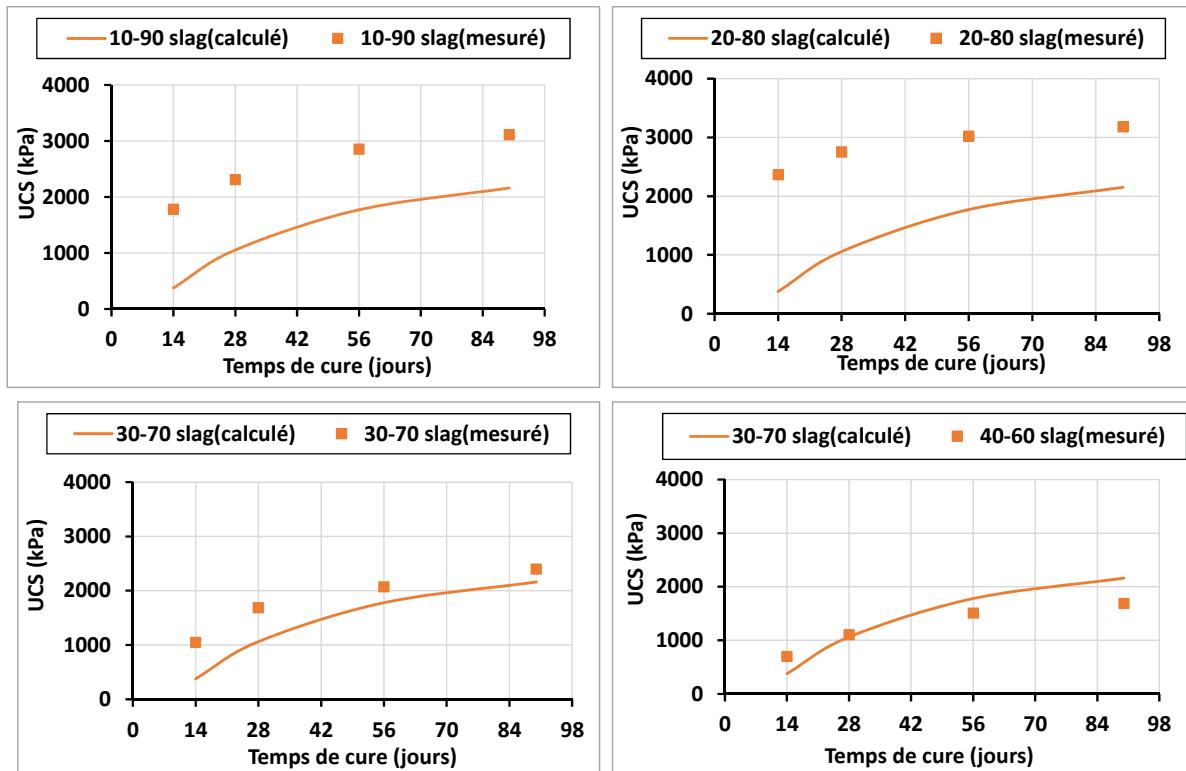


Figure 5-17: Comparaison du modèle avec les résultats du remblai avec le liant GU/Slag

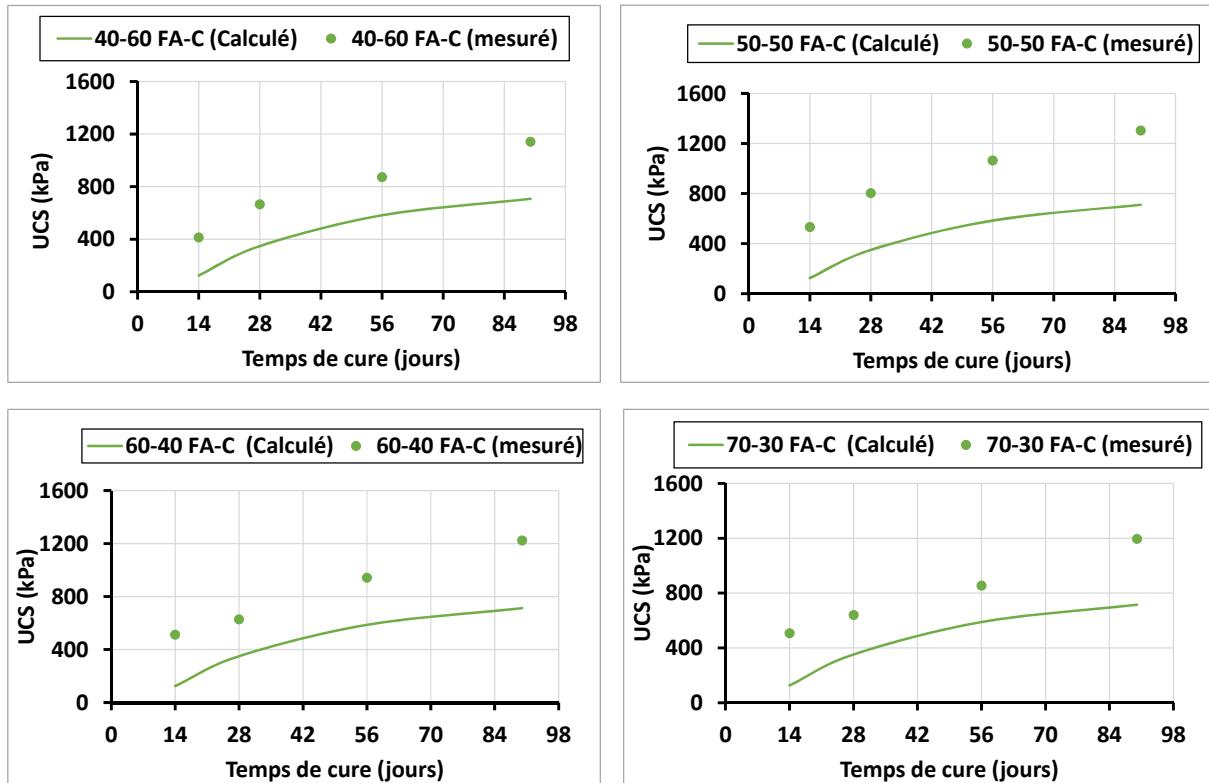


Figure 5-18: Comparaison du modèle avec les résultats du remblai avec le liant GU/FAC

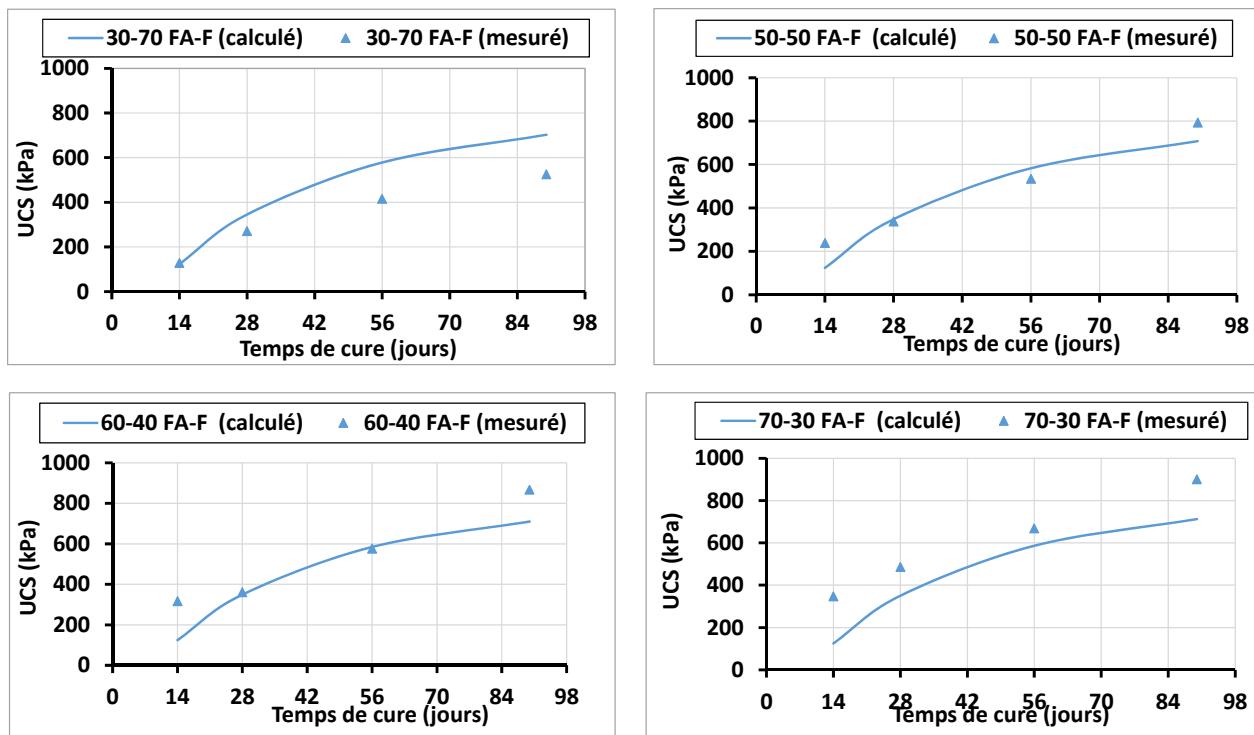


Figure 5-19: Comparaison du modèle avec les résultats du remblai avec le liant GU/FAF

5.5 Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989)

La Figure 5-20 montre une comparaison entre les UCS obtenues expérimentalement avec les UCS prédis par les modèles de Belem (2009) et Lamos et Clark (1989) après 28 jours de cure. Globalement, les histogrammes de cette figure montrent que le modèle de Lamos et Clark (1989) surestiment excessivement les UCS par rapport à celles obtenues expérimentalement. En effet, pour l'ensemble des mélanges de RPC fabriqués avec le liant 20GU/80Slag, le modèle de Lamos et Clark a estimé un UCS d'environ 27489 kPa (27,5 MPa) tandis que les UCS expérimentales étaient de 2753 kPa (2,7 MPa). Par contre le modèle de Belem (2009) sous-estime les UCS obtenus expérimentalement.

La Figure 5-21 montre la comparaison entre les UCS estimés théoriquement par les modèles de Lamos et Clark (1989) et de Belem (2009) à 28 jours. Pour le type de liant GU/FAF, le modèle de Lamos et Clark (1989) a surestimé les UCS par rapport aux UCS expérimentaux, tandis que le modèle de Belem (2009) sous-estime les UCS. Par exemple les UCS expérimentaux des remblais à base de 70GU/30FAF étaient d'environ 486 kPa, tandis que le modèle de Lamos et Clark a prédit des UCS qui dépassent les 17000 kPa (17 MPa) alors que le modèle de Belem (2009) a estimé des UCS d'environ 350 kPa.

Les résultats de comparaison entre les UCS prédis par le modèle de Lamos et Clark (1989) et le modèle de Belem (2009) avec les UCS obtenus au laboratoire avec le type de liant GU/FAC sont présentés dans la Figure 5-22. Au niveau de cette figure, on remarque aussi que le modèle Lamos et Clark (1989) surestime d'une manière excessive les UCS par rapport aux UCS obtenus expérimentalement, tandis que le modèle de Belem (2009) donne des UCS un peu proche de ceux obtenus expérimentalement. En effet, si l'on compare les UCS développés par les RPCs préparés avec le liant 50GU/50FAC et ceux prédis pour le même remblai avec le même liant par le modèle de Lamos et Clark (1989), on observe que ce dernier prédit des valeurs de 16446 kPa (16,4 MPa) tandis que ce remblai avec le même liant a développé au laboratoire des UCS qui ne dépassent pas 803 kPa.

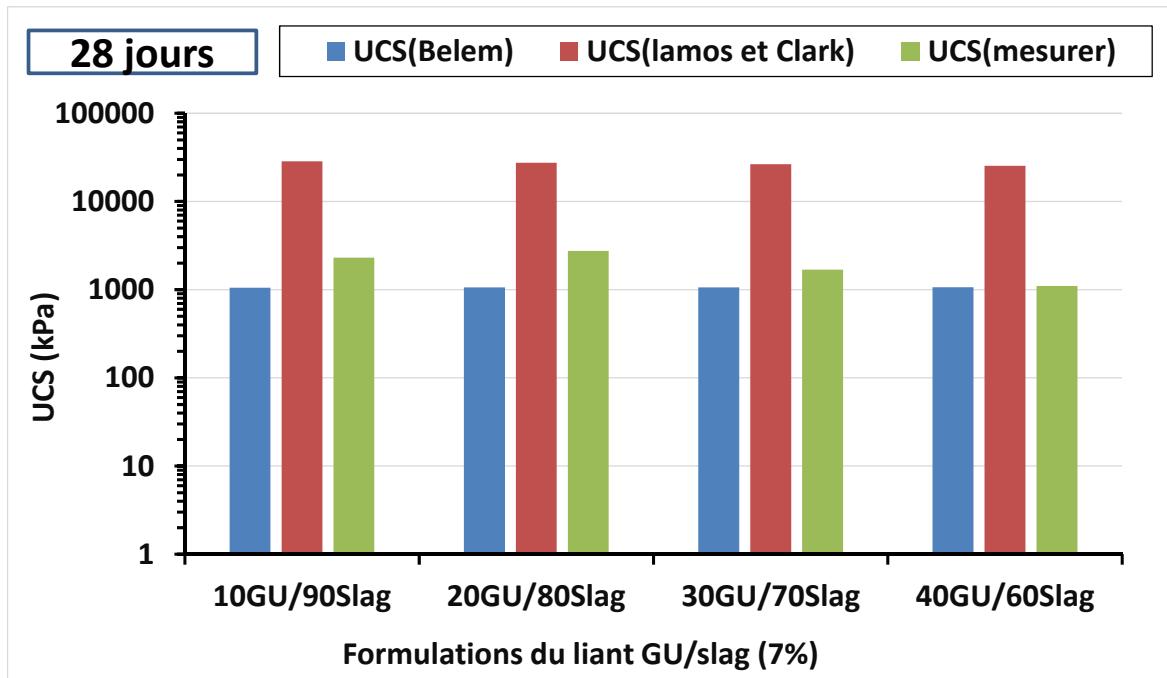


Figure 5-20 : Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989) pour le liant GU/Slag

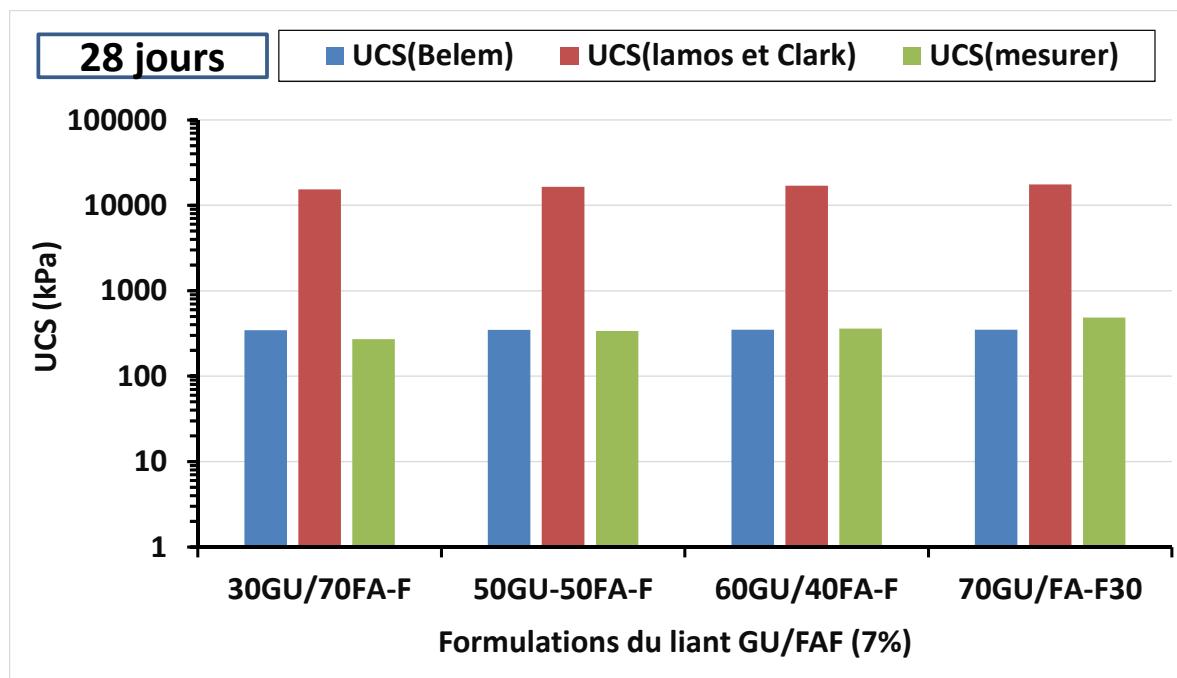


Figure 5-21 : Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989) pour le liant GU/FAF

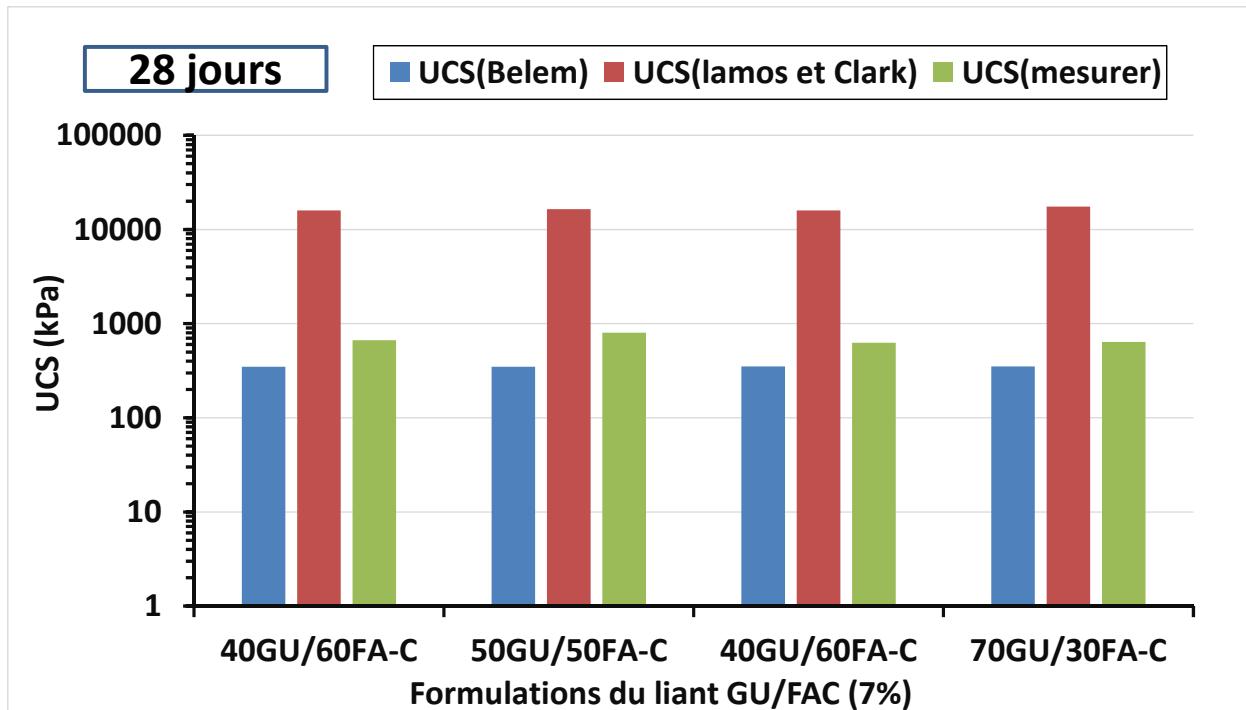


Figure 5-22 : Comparaison du modèle Belem (2009) avec le modèle de Lamos et Clark (1989)
pour le liant GU/FAC

CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

6.1 Conclusion

L'objectif principal de ce projet de maîtrise était de valider expérimentalement des paramètres physico-chimiques définis afin de quantifier la réactivité chimique relative des agents liants (ciment composés) utilisés généralement dans la fabrication des remblais miniers cimentés. Il s'agit du :

- Module hydraulique (H_{m_b}) qui est défini par le ratio de la somme des proportions de CaO et la somme des proportions de SiO₂, Al₂O₃ et Fe₂O₃;
- Facteur de réactivité relative (R_f) qui est le produit des propriétés physiques du liant;
- L'indice d'hydratation relative H_a qui est le produit des modules hydrauliques relatifs (= ratio de H_{m_b} du ciment GU et de celui d'un ajout minéral quelconque) et du facteur de réactivité relative (ratio de R_f du GU et de celui d'un ajour minéral quelconque).

En utilisant ces paramètres, trois formulations d'agents liants ont été sélectionnées parmi trois catégories de liants qui sont à base de Slag (GU/Slag), de cendres volantes de classe F (GU/FAF) et de cendres volantes de classe C (GU/FAC). Ces formulations sélectionnées sont censées être les optimums de leur catégorie de liant. Cette sélection a été réalisée en se basant sur le concept de réactivité équivalente d'un liant quelconque par rapport à un liant dit de référence.

L'agent liant 20GU/80Slag est considéré comme la formulation la plus efficace et qui est celle utilisée couramment déjà dans la plupart des opérations minière dans le monde qui utilisent le remblai en pâte cimenté. Plusieurs études ont montré que cette formulation permettait d'obtenir de bonnes performances mécaniques et qui a été fortement recommandé pour la fabrication des remblais en pâte cimentés.

Dans cette étude, la formulation 20GU/80Slag a donc été choisie comme l'agent liant de référence. En se basant sur son indice d'hydratation relative H_a qui est égale à 0.43, deux autres formulations ont été sélectionnées dans deux différentes catégories de liant et qui sont 70GU/30FAF (fly ash de classe F) et 53GU/47FAC (fly ash de classe C).

L'hypothèse posée dans cette étude était que chaque agent liant ayant un indice d'hydratation relative H_a identique à celui de l'agent liant de référence ($H_a = 0.43$) devrait pouvoir donner les meilleures résistances dans sa catégorie (selon le concept des états équivalents de réactivité).

Les résultats des essais en compression uniaxiale obtenus pour les différents mélanges de remblai en pâte avec l'eau du robinet ont montré clairement l'existence d'un optimum pour chaque type de liant. Ces optimums correspondaient exactement aux formulations sélectionnées théoriquement avec l'indice d'hydratation relative (H_a).

Les résultats obtenus à partir des mélanges préparés avec le liant GU/Slag ont montré que les résistances les plus élevées correspondaient au mélange préparé avec le liant 20GU/80Slag (liant de référence). Ce type de liant a pu avoir un gain de résistance très marqué par rapport au liant témoin (100GU). À 28 jours le gain était de 87% avec 4.5% de liant et 89% avec 7% de liant. À 90 jours le gain de résistance était de 87% avec 4.5% et de 88% avec 7% de liant.

Les résultats obtenus à partir des mélanges préparés avec le liant GU/FAF ont aussi montré l'existence d'un optimum. En effet, l'optimum de résistance pour ces mélanges de remblai correspondait à celui sélectionné avec le concept de réactivité équivalente et qui est le 70GU/30FAF. Par rapport au liant témoin 100GU cet agent liant a pu avoir un gain de résistance de 40% avec 4.5% et 37% avec 7% à 28 jours. À long terme (90 jours), le gain était de 63% avec 4.5% et 58% avec 7%.

Les recettes de remblai à base de GU/FAC ont aussi prouvé l'existence d'un optimum qui a atteint les meilleures résistances pendant les quatre temps de cure. Cet optimum correspond au mélange de remblai préparé avec l'agent liant 53GU/47FAC. Le gain de résistance obtenu par cette formulation par rapport au témoin (100GU) à 28 jours est de 58% avec 4.5% et 72% avec 7%. À 90 jours de cure ces gains de résistance sont de 69% avec 4.5% et de 72% avec 7% de liant.

En ce qui concerne les résultats de l'UCS obtenus à partir des mélanges préparés avec de l'eau sulfatée ont aussi montré la présence d'un optimum pour chaque catégorie de liant.

Les mélanges de remblai en pâte cimenté avec le liant GU/Slag ont montré que le liant 20GU/80Slag a pu développer les résistances maximales durant les quatre temps de cure. En effet, cet agent liant a pu avoir un gain de résistance par rapport au liant témoin (100GU) et à 28

jours de 59% avec 2500 ppm et 312% avec 5000 ppm. À 90 jours ses gains de résistance étaient de 512 % avec 2500 ppm et de 307% avec 5000 ppm.

Les résultats de l'UCS obtenus avec le GU/FAC ont aussi confirmé la présence d'un optimum qui correspond à l'optimum théorique qui est le 53GU/47FAC. Grace à cette formulation et à 28 jours, le gain de résistance par rapport au liant témoin 100GU est de 81% avec 2500 ppm et de 51% avec 5000 ppm. À 90 jours le gain de résistance était de 115% avec 2500 ppm et de 50% avec 5000 ppm.

Les résultats obtenus par l'ensemble des mélanges de GU/FAF montrent aussi la présence d'un optimum. Cet optimum a pu développer les meilleures résistances durant tout le processus de durcissement, il correspond à la formulation 70GU/30FAF. Il a pu avoir un gain de résistance à 28 jours par rapport au témoin 100GU de 141% avec 2500 ppm et 139% avec 5000 ppm. À 90 jours le gain était de 139 % avec 2500 ppm et 163% 5000 ppm.

Les résultats de l'UCS de l'ensemble des mélanges avec l'eau de robinet et l'eau sulfatée ont confirmé que pour chaque catégorie de liant il existait un optimum qui permettrait d'avoir les résistances maximales. Ces optimums correspondaient aux formulations sélectionnées avec l'indice d'hydratation relative H_a et le concept de réactivité équivalente.

L'influence des trois ingrédients (résidu, agent liant et eau) a été aussi évaluée durant cette étude. Les résultats de cette évaluation ont confirmé ce qui a été déjà montré dans la littérature; à savoir que la performance du remblai en pâte est frottement influencée par ses ingrédients. En effet, les résidus affectent la résistance du RPC par leur granulométrie et leur minéralogie, l'eau par sa chimie et l'agent liant par sa chimie ainsi que sa proportion dans le mélange.

L'analyse de l'influence des trois ingrédients a été réalisée pour les différentes recettes de mélanges de remblai préparées durant cette étude. Les résultats de cette analyse ont confirmé ce qui a été déjà démonté dans la littérature. La performance mécanique des remblais en pâte cimentés est fortement influencée par le type de résidu, la chimie de l'eau et la proportion et le type d'agent liant.

Ces analyses ont été réalisées dans le but de vérifier un modèle préliminaire de prédiction de l'UCS. En effet, un bon modèle de prédiction devra prendre en compte le temps de cure, le pourcentage des fines, la densité relative des résidus G_s , la chimie de l'eau, le type et la proportion du liant.

Dans cette étude, un tel type de modèle de prédiction a été présenté et confronté aux résultats expérimentaux. Ce modèle prend en compte tous les paramètres physico-chimiques du liant ainsi que les propriétés des résidus et de l'eau lors de la prédiction de l'UCS. Globalement, le modèle sous-estime l'UCS des remblais selon la formulation du liant tel que souhaité, mais il a tendance à surestimer l'UCS pour les formulations de liant à base de fly ash de classe F. On peut donc dire que ce modèle préliminaire est prometteur en autant qu'il soit encore affiné afin de le rendre opérationnel et de manière conservatrice.

6.2 Recommandations

Il ressort de cette étude que les liants sont caractérisés par un paramètre physicochimique qui est l'indice d'hydratation relative H_a . En utilisant le concept de réactivité équivalente, trois agents liants ont été sélectionnés comme des liants optimums dans leurs catégories.

Cependant, ces formulations dites optimales (20GU/80Slag, 30GU/70FAF et 53GU/47FAC) ont été sélectionnées parmi seulement trois catégories d'agents liants. Ces agents liants sont les plus utilisés dans les mines. Quelques points devront nécessairement être abordés pour la suite de cette étude à savoir :

- La réalisation de mélanges de remblais en utilisant d'autres types de liant tels que le ciments Portland type 30 ou HE et d'autres types d'ajouts minéraux comme les CKD.
- La réalisation des mélanges avec une large gamme de formulation de liants (de 0% à 100% de substitut de GU).
- Tester d'autres pourcentages de liant (2, 3 et 5%).
- Réaliser d'autres mélanges de remblai avec d'autres résidus provenant de différentes mines.

Aussi, l'indice d'hydratation relative pourrait donc être considéré comme un outil adéquat et simple pour la sélection des agents liants optimums. De plus, il pourra être utilisé avec confiance dans l'élaboration du modèle de prédiction de la résistance en compression uniaxiale des remblais en pâte cimentés. L'outil final de prédiction pourrait servir lors des étapes de préfaisabilité de la mise en place d'un système de remblayage souterrain avec du remblai en pâte cimenté.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ACI Committee 211 (1998) Standard Practice for Selecting Proportions for Structural Lightweight Concrete, ACI 211.2-98, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 1998, 14 p.
- Amaratunga, L. et Hein, G. (1997). Development of a high strength total tailings paste fill using fine sulphide mill tailings. Proceedings of 29th annual meeting of the Canadian Mineral Processors, Ottawa, Canada.
- Amaratunga, L. et Yaschyshyn, D. (1997). Development of a high modulus paste fill using fine gold mill tailings. *Geotechnical & Geological Engineering*, 15 (3), 205-219.
- Arioglu, E. (1983). Engineering properties of cemented aggregate fill for Uludag tungsten mine of Turkey. Proceedings of the International Symposium on Mining with Backfill.
- Askew, J., McCarthy, P. et Fitzgerald, D. (1978). Backfill research for pillar extraction at ZC/NBHC. *Mining with backfill*, 12, 100-110.
- Atkinson, R., Harris, L., Hannaford, A. et Philip, T. (1989). Using smelter slag in mine backfill. *Mining Magazine*, 160, 118-123.
- Aubertin, M., Li, L. et Simon, R. (2000). A multiaxial stress criterion for short-and long-term strength of isotropic rock media. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 37 (8), 1169-1193.
- Aylmer, F. (1973). Cement properties related to the behaviour of cemented fill. Proceedings of Jubilee Symposium on Mine Filling. The Australasian Institute of Mining and Metallurgy.
- Bakharev, T., Sanjayan, J. et Cheng, Y.-B. (2002). Sulfate attack on alkali-activated slag concrete. *Cement and Concrete Research*, 32 (2), 211-216.
- Belem, T., Benzaazoua, M. et Bussière, B. (2000). Mechanical behaviour of cemented paste backfill. Proc. of 53rd Canadian Geotechnical Conference, Montreal.
- Belem, T., Bussière, B. et Benzaazoua, M. (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. Proceedings of Tailings and Mine Waste, Fort Collins, Colorado, USA.

- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., Dagenais, A. (2002). Effects of settlement and drainage on strength development within mine paste backfill. Proceedings of the 9th International Conference, Tailings and Mine Waste, Fort Collins, Colorado, USA.
- Belem, T., Benzaazoua, M. et Bussière, B. (2003). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie I: De sa fabrication à sa mise en place sous terre. Symp. int. Apres-mines, GISOS, Gisos ed., Nancy, France.
- Belem, T., Benzaazoua, M. (2008a). Design and application of underground mine paste backfill technology. *Geotechnical and Geological Engineering*, 26 (2), 147-174.
- Belem, T., Benzaazoua, M. (2008b). Predictive models for prefeasibility cemented paste backfill mix design. Proc. International Symposium on Post-Mining 2008. Nancy, France. February 6-8, CD ROM.
- Belem, T. (2009). Développement d'une méthode intégrée d'analyse de stabilité des chantiers miniers remblayés. Institut de recherche en santé et en sécurité du travail du Québec (IRSST). Rapport No R-622, Quebec, pp. 1-97
- Belem, T., Peyronnard, O., Benzaazoua, M. (2010). A model of formulation of blended binders for use in cemented mine backfills. Proceedings of 1st International Seminar on Reduction of Risk in the Management of Tailings and Mine Waste – Mine Waste 2010, A.B. Fourie and R.J. Jewell (eds), Australian Centre for Geomechanics, Perth, Australia (ISBN 978-0-9806154-2-5), 29 sept – 1st oct. 2010, pp. 433-447.
- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S., Newman, P. et Verburg, R. (1999). Cementitious backfill with high sulfur content physical, chemical, and mineralogical characterization. *Cement and Concrete Research*, 29 (5), 719-725.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Jolette, D. (2000). Investigation de La Stabilité Chimique et Son Impact Sur La Qualité Des Remblais Miniers Cimentés. Institut de recherche en santé et en sécurité du travail du Québec (IRSST) R-260, Montréal (Québec), pp. 1-172
- Benzaazoua, M., Belem. T. (2001). Investigation de l'effet de la chimie des liants et des résidus miniers sur les propriétés des remblais en pâte. Colloque Contrôle de Terrains, Association Minière du Québec (AMQ).

- Benzaazoua, M., Belem, T., Bussiere, B. (2002a). Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill. *Cement and Concrete Research*, 32 (7), 1133-1144.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Ouellet, S. et Fall, M. (2003). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie II: comportement a court, a moyen et a long terme. *Après-mines 2003*, 5-7 Février 2003, Nancy, France.
- Benzaazoua, M., Fall, M., Belem, T. (2004a). A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Minerals Engineering*, 17 (2), 141-152.
- Benzaazoua, M., Fall, M., Ouellet, S. (2004b). Étude pluridisciplinaire visant à mettre au point un outil expert pour la prédiction du comportement des remblais en pâte. Institut de recherche Robert-Sauvé en santé et en sécurité du travail du Québec (IRSST) R-390, Montréal (Québec), pp. 1-28.
- Benzaazoua, M., Marion, P., Picquet, I., Bussière, B. (2004c). 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., Bois, D., Belem, T., Gauthier, P., Ouellet, S., Fall, M., et al. (2005). Remblais souterrains, évolution des connaissances et de la pratique. 20th Colloque Contrôle de terrains, AMQ, Val d'Or.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Bussière, B., Ouellet, S. (2005). Évolution des propriétés des remblais en pâte: principaux paramètres d'influence. Colloque contrôle de terrain, AMQ.
- Benzaazoua, M., Fiset, J.-F., Bussière, B., Villeneuve, M., Plante, B. (2006). Sludge recycling within cemented paste backfill: Study of the mechanical and leachability properties. *Minerals Engineering*, 19 (5), 420-432.
- Benzaazoua, M., Bussière, B., Demers, I., Aubertin, M., Fried, É. et Blier, A. (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., Peyronnard, O., Belem, T., Fried, E., Stephan, A., Dublet, G. (2010). Key issues related to behaviour of binders in cemented paste backfilling. Proceedings of the 13th International Seminar on Paste and Thickened Tailings, Toronto, Canada, May 3e6.
- Bernier, L. R., Michael, G. L., Moerman, A (1999) Effets oftailings and binder geochemistry on the physical strength of paste backfill, in Sudburry '99, Mining and the environment II, pp. 1113-1122
- Bloss, M., Revell, M. (2000). Cannington paste fill system—achieving demand capacity. MassMin, 29, 713-720.
- Bouzoubaa, N., Foo, S. (2004). Use of fly ash and slag in concrete: A Best Practice Guide. Materials and Technology Laboratory, MTL, 16.
- Brackebusch, F. W. (1995). Basics of paste backfill systems. In International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts (Vol. 3, No. 32, p. 122A).
- Bresson, A. (2006). Influence de la minéralogie sur le comportement des mortiers de ciment au jeune âge. Mémoire de maîtrise, Université Laval, Québec.
- Bussière, B., Aubertin, M. et Julien, M. (2001). Couvertures avec effets de barrière capillaire pour limiter le drainage minier acide: aspects théoriques et pratiques. Vecteur environnement, 34 (3), 37-50.
- Cai, S. (1983). A simple and convenient method for design of strength of cemented hydraulic fill. Proceedings of International Symposium on Mining with Backfill, AA Balkema, Rotterdam.
- Cayouette, J. (2003). Optimization of the paste backfill plant at Louvicourt mine. CIM bulletin, 96 (1075), 51-57.
- Cincilla, W., Landriault, D. et Verburg, R. (1997). Application of paste technology to surface disposal of mineral wastes. Proceedings of the Fourth International Conference on Tailings and Mine Waste, Fort Collins, Colorado, USA.
- Lj, Ć., Stefanović, G., & Sekulić, Ž (2005). Influence of the fly ash chemical composition on the portland cement and fly ash mixture hydration mechanism. *Facta Universitatis “-Series Mechanical Engineering*, 3(1), 117-125.
- Coussy, S. (2011). Stabilisation de rejets miniers

pollués à l'arsenic à l'aide de sous-produits cimentaires: étude de l'influence de la cristallochimie sur le risque de mobilisation des polluants. Thèse de Doctorat; Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue.

Craig, R.F. (1995). Soil mechanics. 5th edn. Chapman and Hill Publishing, London, 427 pp.

Crandall, W. E. (1992). Backfilling Methods. SME Mining Engineering Handbook, 2, 1769-1772.

Donovan, J. G. (1999). The effects of backfilling on ground control and recovery in thin-seam coal mining. Mémoire de maîtrise, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, 148 pp

Douglas, E., Malhotra, V. (1989). Ground granulated blast-furnace slag for cemented mine backfill: production and evaluation. CIM bulletin, 82 (929), 27-36.

Ercikdi, B., Kesimal, A., Cihangir, F., Deveci, H., Alp, İ. (2009). Cemented paste backfill of sulphide-rich tailings: Importance of binder type and dosage. Cement and Concrete Composites, 31 (4), 268-274.

Ercikdi, B., Cihangir, F., Kesimal, A., Deveci, H., Alp, İ. (2010). Utilization of water-reducing admixtures in cemented paste backfill of sulphide-rich mill tailings. Journal of hazardous materials, 179 (1), 940-946.

Fall, M., Benzaazoua, M. (2003). Advances in predicting performance properties and cost of paste backfill. In Proceedings on tailings and mine waste (Vol. 3, pp. 12-15).

Fall, M., Benzaazoua, M., Ouellet, S. (2004). Effect of tailings properties on paste backfill performance. Proceedings of the 8th International Symposium on Mining with Backfill, Beijing, China.

Fall, M., Benzaazoua, M. (2005). Modeling the effect of sulphate on strength development of paste backfill and binder mixture optimization. Cement and Concrete Research, 35 (2), 301-314.

Fall, M., Benzaazoua, M., Ouellet, S. (2005). Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill. Minerals Engineering, 18 (1), 41-44.

- Fall, M., Samb, S. (2009). Effect of high temperature on strength and microstructural properties of cemented paste backfill. *Fire Safety Journal*, 44 (4), 642-651.
- Fall, M., Pokharel, M. (2010). Coupled effects of sulphate and temperature on the strength development of cemented tailings backfills: Portland cement-paste backfill. *Cement and Concrete Composites*, 32 (10), 819-828.
- Feng, Q. L., Lachowski, E. E., & Glasser, F. P. (1988). Densification and migration of ions in blast furnace slag-portland cement pastes. In *MRS Proceedings* (Vol. 137, p. 419). Cambridge University Press.
- Fraay, A., Bijen, J., De Haan, Y. (1989). The reaction of fly ash in concrete a critical examination. *Cement and concrete research*, 19 (2), 235-246.
- Garcia Boivin, S. (1999). *Retrait au jeune âge du béton : Développement d'une méthode expérimentale et contribution à l'analyse physique du retrait endogène..* Thèse de Doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Gartner, E., Kurtis, K., Monteiro, P. (2000). Proposed mechanism of C-S-H growth tested by soft X-ray microscopy. *Cement and Concrete Research*, 30 (5), 817-822.
- Godbout, J. (2005). *Évolution des propriétés hydriques des remblais miniers cimentés en pâte durant le curage.* Mémoire de maîtrise, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue. 213p.
- Godbout, J., Bussière, B., Belem, T. (2007). Evolution of cemented paste backfill saturated hydraulic conductivity at early curing time. *Proceedings of 60th Canadian Geotechnical Conference and the 8th Joint CGS/IAH-CNC Groundwater Conference*, 21-24 October 2007, Ottawa, pp. 2230-2236.
- Gollop, R., Taylor, H. (1996). Microstructural and microanalytical studies of sulfate attack. V. Comparison of different slag blends. *Cement and Concrete Research*, 26 (7), 1029-1044.
- Grabinsky, M., Bawden, W. (2007). In situ measurements for geomechanical design of cemented paste backfill systems. *Proceedings of the 9th International Symposium in Mining with Backfill*, Montréal, Que.
- Grice, T. (1998). Underground mining with backfill. *Proceedings of the 2nd Annual Summit-Mine Tailings Disposal Systems*, 234-239.

- Hanehara, S., Tomosawa, F., Kobayakawa, M., Hwang, K. (2001). Effects of water/powder ratio, mixing ratio of fly ash, and curing temperature on pozzolanic reaction of fly ash in cement paste. *Cement and Concrete Research*, 31 (1), 31-39.
- Hassani, F., Bois, D. (1989). Economic and technical feasibility for backfill design in Quebec underground mines. Final report 1/2, Canada-Quebec Mineral Development Agreement. Research and Development in Quebec Mines. Contract No. EADM, 1992.
- Hassani, F., Archibald, J. (1998). Mine backfill. CIM, CD-ROM.
- Hassani, F., Ouellet, J., Hossein, M. (2001). Strength development in underground high-sulphate paste backfill operation. *CIM bulletin*, 94 (1050), 57-62.
- Hassani, F., Nokken, M., Annor, A. (2007). Physical and mechanical behavior of various combinations of minefill materials. *CIM Magazine/Bulletin*, 11 (2), 22-24.
- Hewlett, P. (2003).. Lea's Chemistry of Cement and Concrete (fourth edition), Ed. Butterworth-Heinemann, Oxford-England.
- Hoek, E., Brown, E. (1997). Practical estimates of rock mass strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34 (8), 1165-1186.
- Hossain, K., Lachemi, M. (2006). Performance of volcanic ash and pumice based blended cement concrete in mixed sulfate environment. *Cement and Concrete Research*, 36 (6), 1123-1133.
- Kamon, M., Nontananandh, S. (1991). Combining industrial wastes with lime for soil stabilization. *Journal of Geotechnical Engineering*, 117 (1), 1-17.
- Kesimal, A., Ercikdi, B., Yilmaz, E. (2003). The effect of desliming by sedimentation on paste backfill performance. *Minerals Engineering*, 16 (10), 1009-1011.
- Kesimal, A., Yilmaz, E., Ercikdi, B. (2004). Evaluation of paste backfill mixtures consisting of sulphide-rich mill tailings and varying cement contents. *Cement and concrete research*, 34 (10), 1817-1822.
- Kesimal, A., Yilmaz, E., Ercikdi, B., Alp, I., Deveci, H. (2005). Effect of properties of tailings and binder on the short-and long-term strength and stability of cemented paste backfill. *Materials Letters*, 59 (28), 3703-3709.

- Lamos, A., Clark, I. (1989). The influence of material composition and sample geometry on the strength of cemented backfill. Hassani FP, Scoble MJ, Yu TR, eds. Innovations in Mining Backfill Technology. Brookfield (USA): AA Balkema Publishers, 89-94.
- Landriault, D. (1995). Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining. Communications présentées au 97th Annual General Meeting of CIM. Rock Mechanics and Strata Control Session. Halifax, Nova Scotia.
- Landriault, D. A., COUNTER, D., & BROWN, R. (2000). Paste backfill study for deep mining at Kidd Creek. CIM bulletin, 93(1036), 156-161.
- Landriault, D. (2001). Backfill in Underground Mining. In Hustrulid, W.A. (ed), Underground Mining Methods : Engineering Fundamentals and International Case Studies (pp. 601-614). Littleton, CO, USA : Society for Mining Metallurgy & Exploration.
- Landriault, D., Johnson, J. M., & Palkovits, F. (2005). Thickened tailings and paste technology: The future of industrial waste disposal. In SME Annual Meeting Preprint, pp. 05-111.
- Lea, F. (1970). The Chemistry of Cement and Concrete. (3rd edn.) Arnold: London.
- Li, L., Aubertin, M., Simon, R., Bussière, B., Belem, T. (2003). Modeling arching effects in narrow backfilled stopes with FLAC. Proceedings of the 3rd international symposium on FLAC & FLAC 3D numerical modelling in Geomechanics, Ontario, Canada.
- Li, L., Aubertin, M. (2012). A modified solution to assess the required strength of exposed backfill in mine stopes. Canadian Geotechnical Journal, 49 (8), 994-1002.
- Manca, P.P., Massacci, G., Massidda, L., Rossi, G. (1983). Mill tailings and various binder mixtures for cemented backfill: Analysis of properties related to mining problems. Proceedings 3rd International Symposium on Mining with Backfill, p. 39-47.
- McGuire, A. (1978). Falconbridge slag as a cementing agent in backfill. Communications présentées au Mining with Backfilling. Proceedings of the 12 th Canadian Rock Mechanics Symposium.
- Mitchell, R., Wong, B. (1982). Behaviour of cemented tailings sands. Canadian Geotechnical Journal, 19 (3), 289-295.

- Mitchell, R. J., Olsen, R. S., Smith, J. D. (1982). Model studies on cemented tailings used in mine backfill. Canadian geotechnical journal, 19 (1), 14-28.
- Mitchell, R. (1989). Stability of cemented tailings mine backfill. Proceedings of Computer and physical modelling in geotechnical engineering. Edited by Balasubramaniam et al., AA Balkema, Rotterdam, 501-507.
- Mitchell, R. (1991). Sill mat evaluation using centrifuge models. Mining Science and Technology, 13 (3), 301-313.
- Nantel, J., Lecuyer, N. (1983). Assessment of slag backfill properties for the Noranda Chadbourne Project. CIM Bulletin, 76 (849), 57-60.
- Neville, A. M. (1995). Properties of concrete, (éd. 4). New York, US: Pitman Pub.
- Neville, A. M., (2000). Propriétés des bétons: Eyrolles.
- Ouellet, J., Benzaazoua, M., Servant, S. (1998). Mechanical, mineralogical and chemical characterization of a paste backfill. Proc. of Tailings and Mine Waste, Fort Collins, Colorado, USA.
- Ouellet, J., Hassani, F., Somot, S., Shnorhokian, S., Hossein, M. (2002). Stabilization/solidification of pyritic mill tailings by induced cementation. Proceedings of the 9th International Conference on Tailings and Mine Waste, Fort Collins, Colorado.
- Ouellet, S. (2006). Caractérisation minéralogique, évolution microstructurale et comportement environnemental de remblais miniers cimentés en pâte. Thèse de Doctorat, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue.
- Ouellet, S., Bussière, B., Mbonimpa, M., Benzaazoua, M., Aubertin, M. (2006). Reactivity and mineralogical evolution of an underground mine sulphidic cemented paste backfill. Minerals engineering, 19 (5), 407-419.
- Ouellet, S., Bussière, B., Aubertin, M., Benzaazoua, M. (2007). Microstructural evolution of cemented paste backfill: mercury intrusion porosimetry test results. Cement and Concrete Research, 37 (12), 1654-1665.
- Papadakis, V. G. (1999). Effect of fly ash on Portland cement systems: Part I. Low-calcium fly ash. Cement and Concrete Research, 29 (11), 1727-1736.

- Papadakis, V. G. (2000). Effect of fly ash on Portland cement systems: Part II. High-calcium fly ash. *Cement and Concrete Research*, 30 (10), 1647-1654.
- Potvin, Y., Thomas, E., Fourie, A. eds (2005). Handbook on mine fill. Australian Centre of Geomechanics, The University of Western Australia, Nedlands, Australia: ISBN 0-9756756-2-1.
- Uusitalo, R., Seppanen, P., Nieminin, P. (1993). The use of blast furnace slag as a binder. Proceedings of the Fifth International Symposium on Mining with Backfill, Johannesburg, South Africa, pp. 169-172.
- Ramlochan, T., Grabinsky, M., Hooton, R. (2004). Microstructural and chemical investigations of cemented paste backfills. *Tailings and Mine Waste*, Fort Collins, Colorado, USA.
- Rankine, R. M., Sivakugan, N. (2007). Geotechnical properties of cemented paste backfill from Cannington Mine, Australia. *Geotechnical and Geological Engineering*, 25 (4), 383-393.
- Rawling, J., Toguri, J., Cerigo, D. (1966). Strength and permeability of cement stabilized backfill. *Canadian Mining Journal*, 87, 43-47.
- Regourd, M. (1980). Structure and behaviour of slag Portland cement hydrates. Proceedings of the 7th international congress on the chemistry of cement (7th ICCC).
- Richardson, I., Groves, G. (1992). Microstructure and microanalysis of hardened cement pastes involving ground granulated blast-furnace slag. *Journal of Materials Science*, 27 (22), 6204-6212.
- Rietveld, H. M., 1993. Chapter 2. The Rietveld method, R.A. Young, Oxford University Press, Oxford.
- Roy, W. et Griffin, R. (1982). A proposed classification system for coal fly ash in multidisciplinary research. *Journal of Environmental Quality*, 11 (4), 563-568.
- Saebimoghaddam, A. (2010). Liquefaction of early age cemented paste backfill. Thèse de Doctorat, University of Toronto.
- Samad, M. A., Yanful, E. K. (2005). A design approach for selecting the optimum water cover depth for subaqueous disposal of sulfide mine tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 42 (1), 207-228.

- Schäfer, E. (2004). Einfluss der Reaktionen verschiedener Zementbestandteile auf den alkalihaushalt der Porenlösung des Zementsteins. Ph. D. thesis, Clausthal University of Technology, Clausthal-Zellerfeld, Germany.
- Schilling, P. J., Roy, A., Eaton, H., Malone, P. G., Brabston, N. W. (1994). Microstructure, strength, and reaction products of ground granulated blast-furnace slag activated by highly concentrated NaOH solution. *Journal of materials research*, 9 (01), 188-197.
- Scoble, M., Piciacchia, L. (1986). Hydraulic backfill design to optimize support and cost effectiveness. *Mining Science and Technology*, 4 (1), 75-85.
- Shi, C., Qian, J. (2000). High performance cementing materials from industrial slags—a review. *Resources, Conservation and Recycling*, 29 (3), 195-207.
- Stefanović, G., Ćojbašić, L., Sekulić, Ž., Matijašević, S. (2007). Hydration study of mechanically activated mixtures of Portland cement and fly ash. *Journal of the Serbian Chemical Society*, 72 (6), 591-604.
- Stone, D. M. R. (1993). The optimization of mix designs for cemented rockfill. In *Minefill*, Vol. 93, pp. 249-253).
- Swan, G. (1985). A new approach to cemented backfill design. *CIM Bulletin*, 78 (884), 53-58.
- Tanaka, H., Totani, Y., Saito, Y. (1983). Structure of Hydrated Glassy Blast Furnace Slag in Concrete. Dans Fly Ash, Silica Fume and Other Mineral By Products in Concrete, Vol. 2, pp. 963.
- Tariq, A. (2012). Synergistic and Environmental Benefits of Using Cement Kiln Dust With Slag and Fly Ash in Cemented Paste Tailings. Thèse de Doctorat, The University of Western Ontario.
- Tariq, A., Yanful, E. K. (2013). A review of binders used in cemented paste tailings for underground and surface disposal practices. *Journal of Environmental Management*, 131, 138-149.
- Taylor, H. F. (1997). *Cement chemistry*: Thomas Telford.
- Tenbergen, R. (2000). Paste dewatering techniques and paste plant circuit design. *Tailings and Mine Waste'00*, Balkema. ISBN, 90 (5809), 126.

- Terzaghi, K. (1943). Theory of Consolidation: Wiley Online Library.
- Thomas, E. (1973). A review of cementing agents for hydraulic fill. Communications présentées au Mine Filling. Proceedings of the Jubilee Symposium, Australian Institute of Mining and Metallurgy, Queensland, Australia.
- Thomas, E. (1983). Characteristics of cemented deslimed mill tailing fill prepared from finely ground tailing. Communications présentées au Proceedings of international symposium on mining with backfill, Rotterdam.
- Thomas EG, Nantel, JH, Notely KR (1979) Fill technology in underground metalliferous mines. International Academic Services Limited, Canada, 293 pp
- Thomas, E., Holtham, P. (1989). The basics of preparation of deslimed mill tailing hydraulic fill. Proc. Int. Symp. Mining with Backfill, 4th.
- Tikalsky, P. J. (1989). The effect of fly ash on the sulfate resistance of concrete. The university of Texas At Austin. Research report481-5.
- Udd, J. E., & Annor, A. (1993). Backfill research in Canada. In Proceedings, Fifth International Symposium on Mining with Backfill. The South African Institute of Mining and Metallurgy (p. 36).
- Vick, S. G. (1990). Planning, design, and analysis of tailings dams. Ed. John Wiley & Sons.
- Wang, S.-D., Scrivener, K. L. (1995). Hydration products of alkali activated slag cement. Cement and Concrete Research, 25 (3), 561-571.
- Weaver, W. S., Luka, R. (1970). Laboratory studies of cement-stabilized mine tailings. Canadian Mining and Metallurgical Bulletin, 63(701), 988.
- Yilmaz, E., Kesimal, A., Ercikdi, B. (2003). The factors affecting strength and stability of paste backfill. Turkish J. An. Earth Sci, 28, 155-169.
- Yilmaz, E., Belem, T., Bussière, B., Benzaazoua, M. (2008). Consolidation characteristics of early age cemented paste backfill. Proceedings of the 61st Canadian Geotechnical Conference and the 9th Joint CGS/IAH-CNC Groundwater Conference, Edmonton, Alberta, Canada.

- Yu, T. (1989). Some factors relating to the stability of consolidated rockfill at Kidd Creek. Innovations in Mining Backfill Technology, 279-286.
- Yu, T. et Counter, D. (1988). Use of fly ash in backfill at Kidd Creek Mines. CIM[Canadian Institute of Mining and Metallurgy] Bulletin, 81 (909), 44-50.
- Yu, T. (1992). Mechanisms of fill failure and fill strength requirements. Proceedings of 6th Canadian rock mechanics symposium.
- Živica, V. (2007). Effects of type and dosage of alkaline activator and temperature on the properties of alkali-activated slag mixtures. Construction and Building Materials, 21 (7), 1463-1469.

ANNEXES

ANNEXE A – RÉSULTATS UCS OBTENUS AVEC LE POURCENTAGE LIANT DE 4,5%

A-1 : Exemple de calculs des masses des ingrédients du remblai

Tableau A- 1 : Exemple de feuille Excel utilisée pour calculer les masses des ingrédients

A-2 : Évolution de la résistance en compression Uniaxiale (UCS) en fonction du type de liant

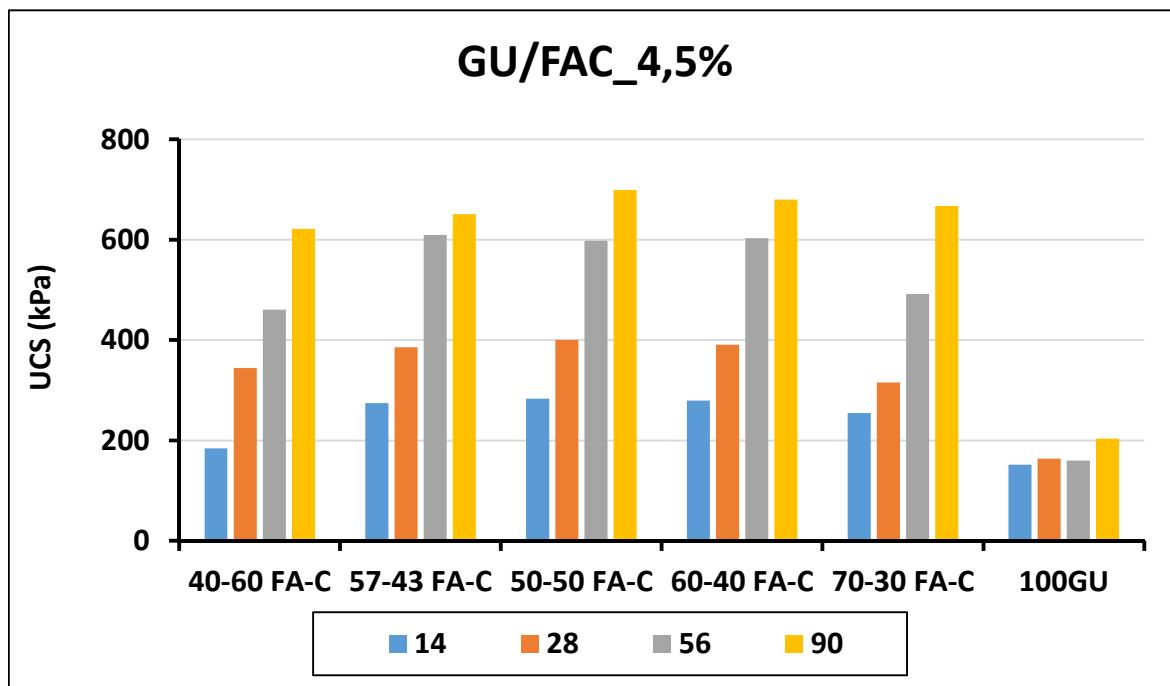


Figure A- 1 : Variation de l'UCS en fonction des différentes formulations du liant GU/FAC

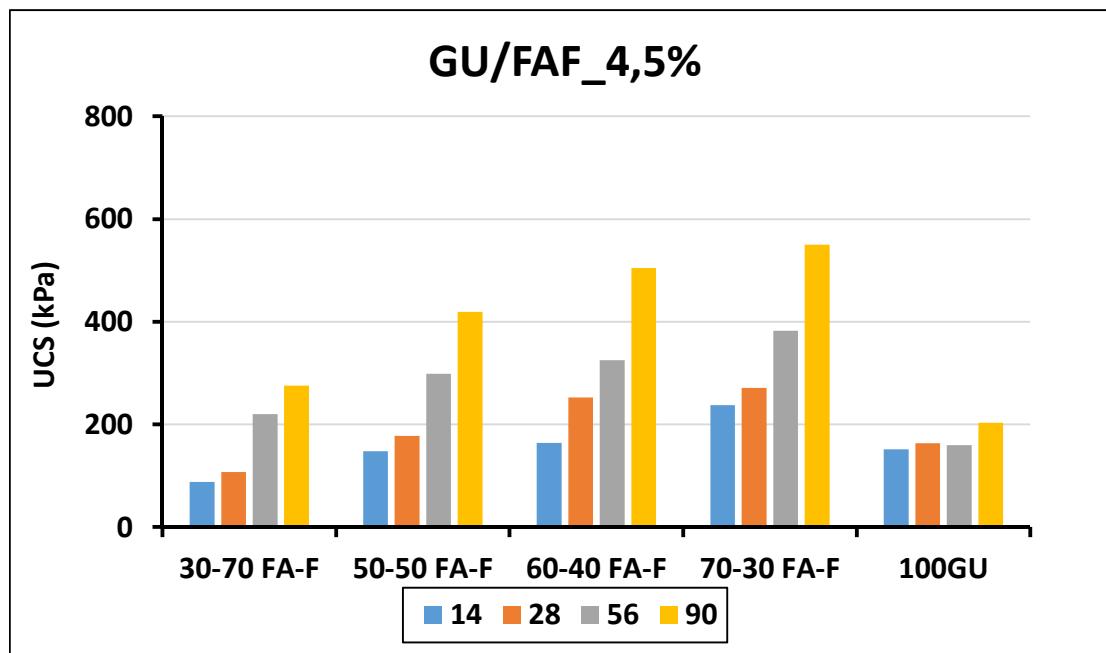


Figure A-2 : Variation de l'UCS en fonction des différentes formulations du liant GU/FAF

A-3 : Évolution de la résistance en compression uniaxiale (UCS) en fonction de la proportion du liant

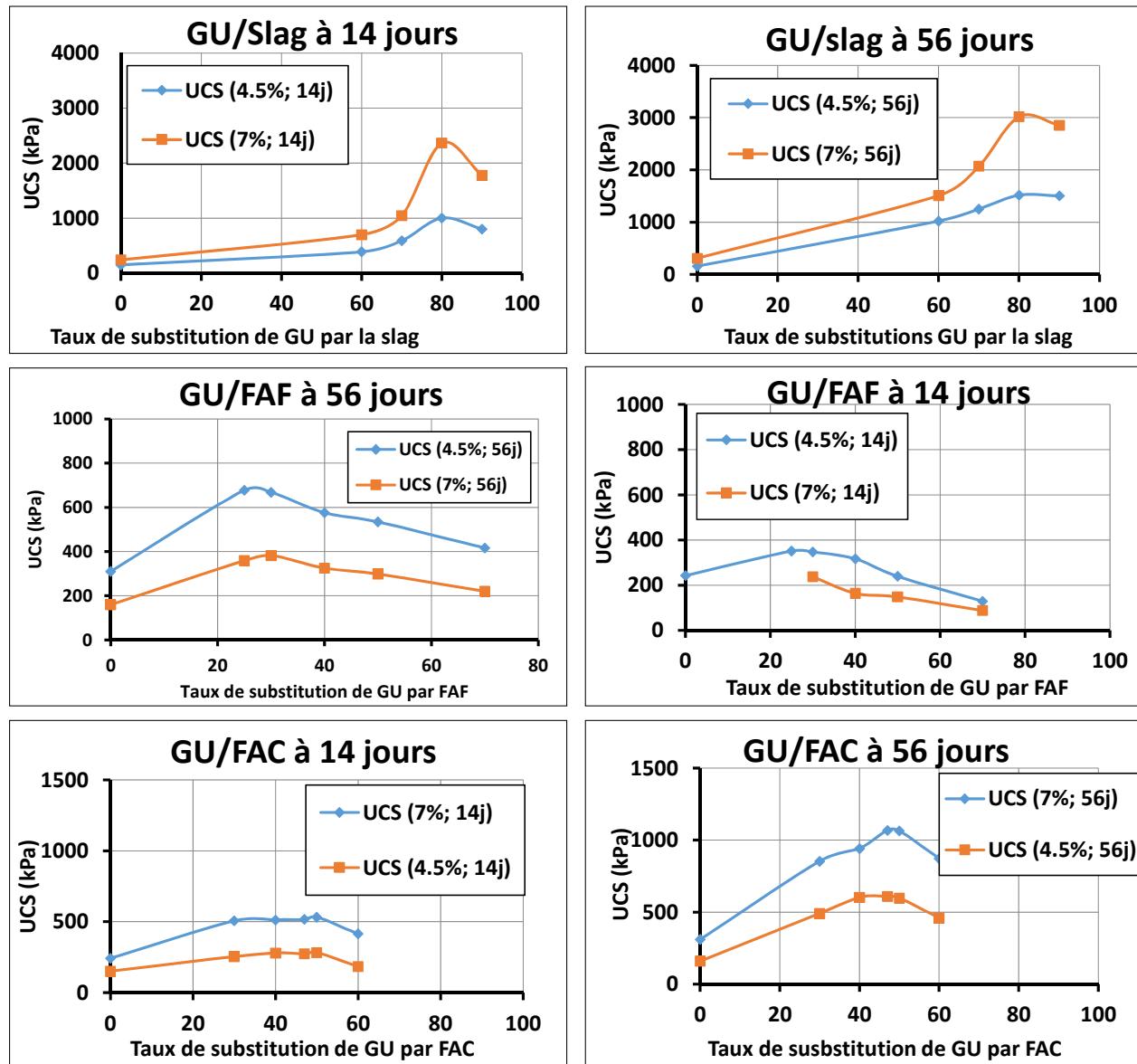


Figure A- 3 : Variation de l'UCS en fonction de la proportion du liant à 14 et 56 jours

A-4 : Évolution de la résistance en compression uniaxiale (UCS) en fonction de la chimie d'eau

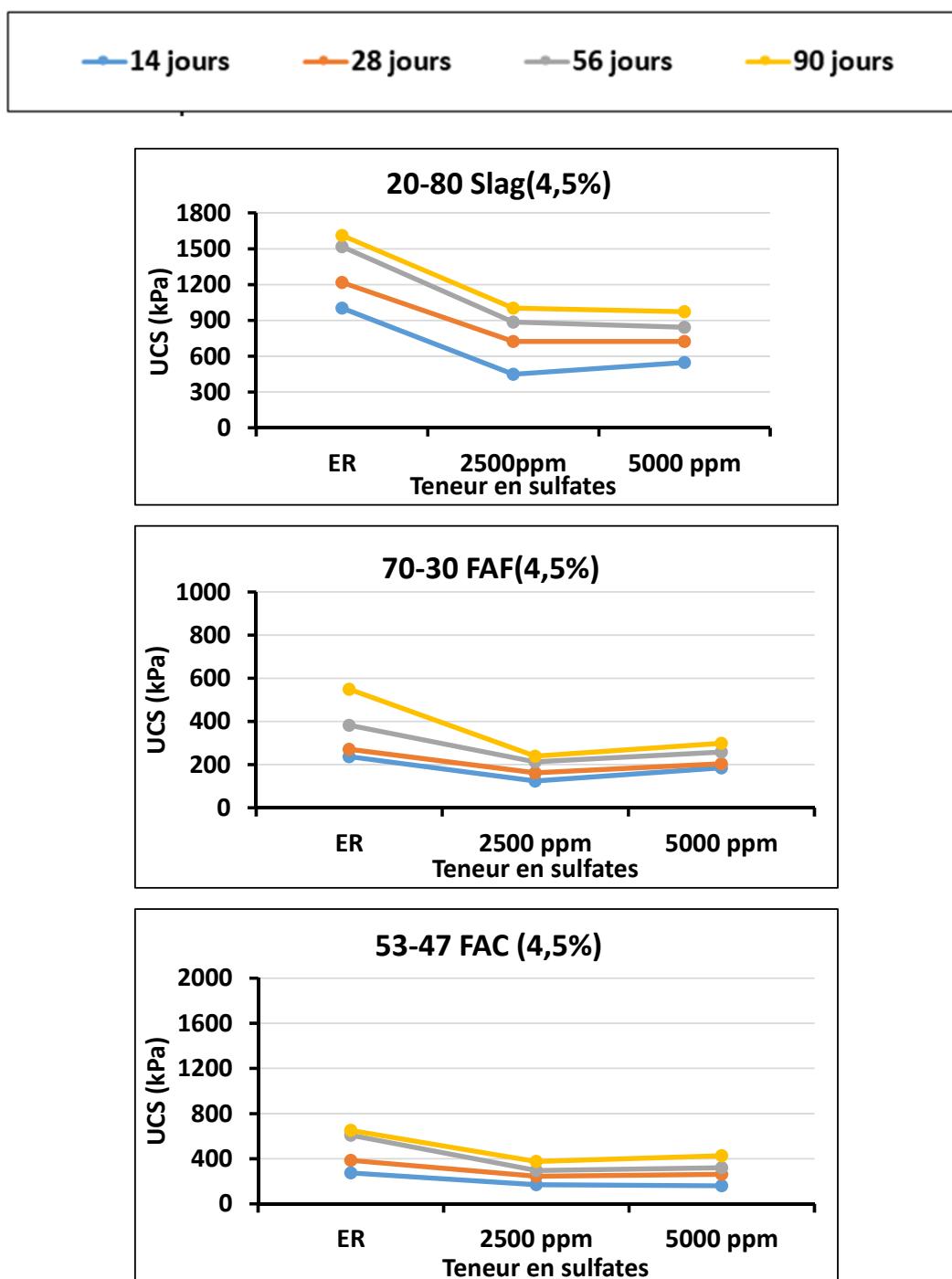


Figure A- 4 : Variation de l'UCS en fonction du type d'eau et pour les quatre temps de cure et les trois formulations de liant sélectionnées comme optimales

A-5 : Effet des sulfates sur la résistance en compression uniaxiale (UCS) des remblais en pâte cimenté

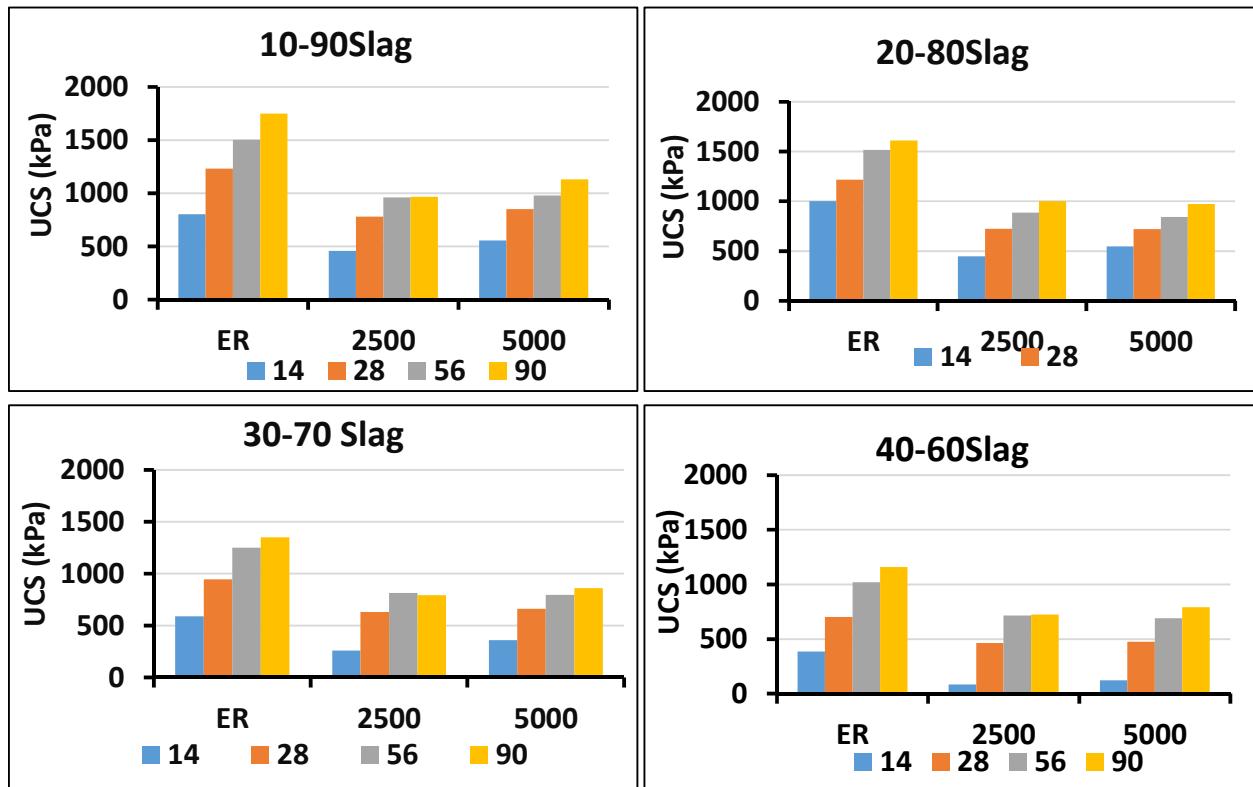


Figure A- 5 : Évolution de la résistance des remblais à base de GU/Slag en fonction du type d'eau

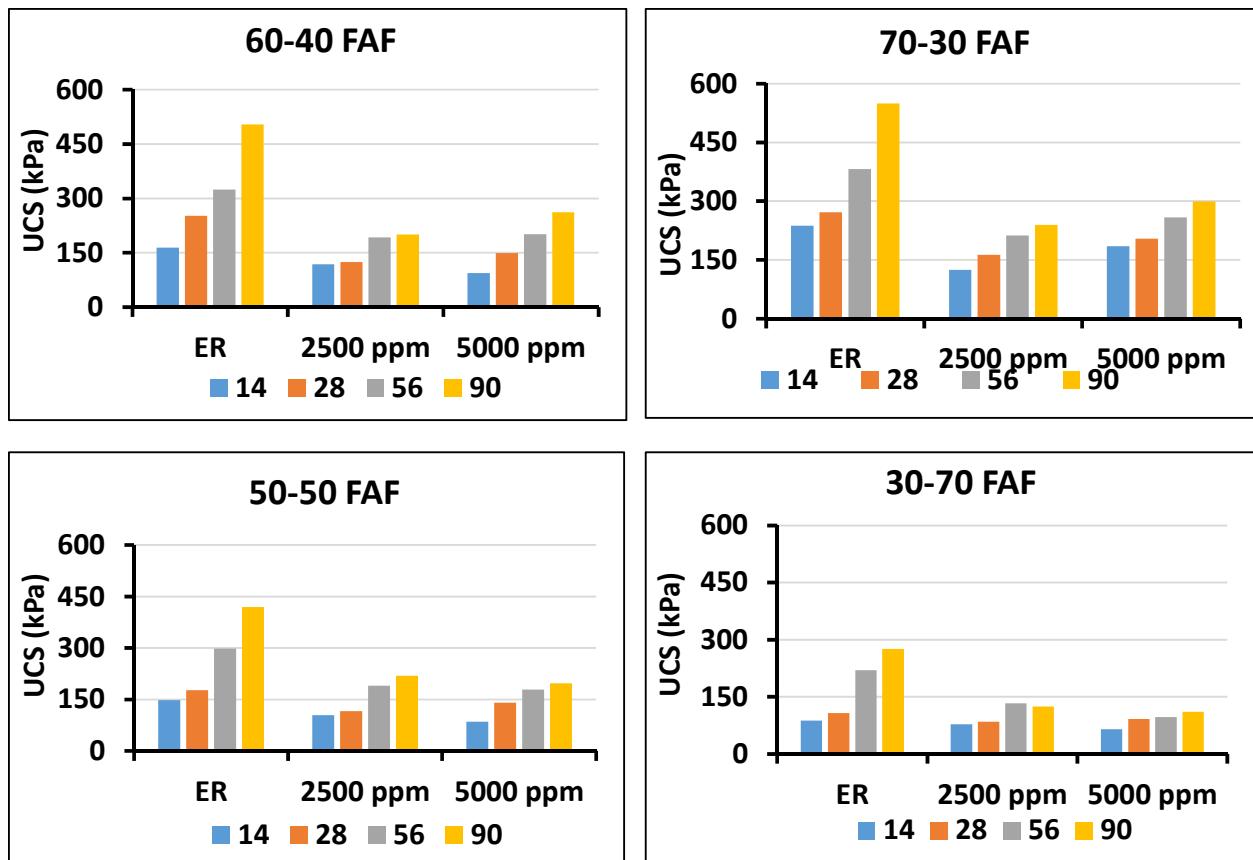


Figure A- 6 : Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAF en fonction du type d'eau

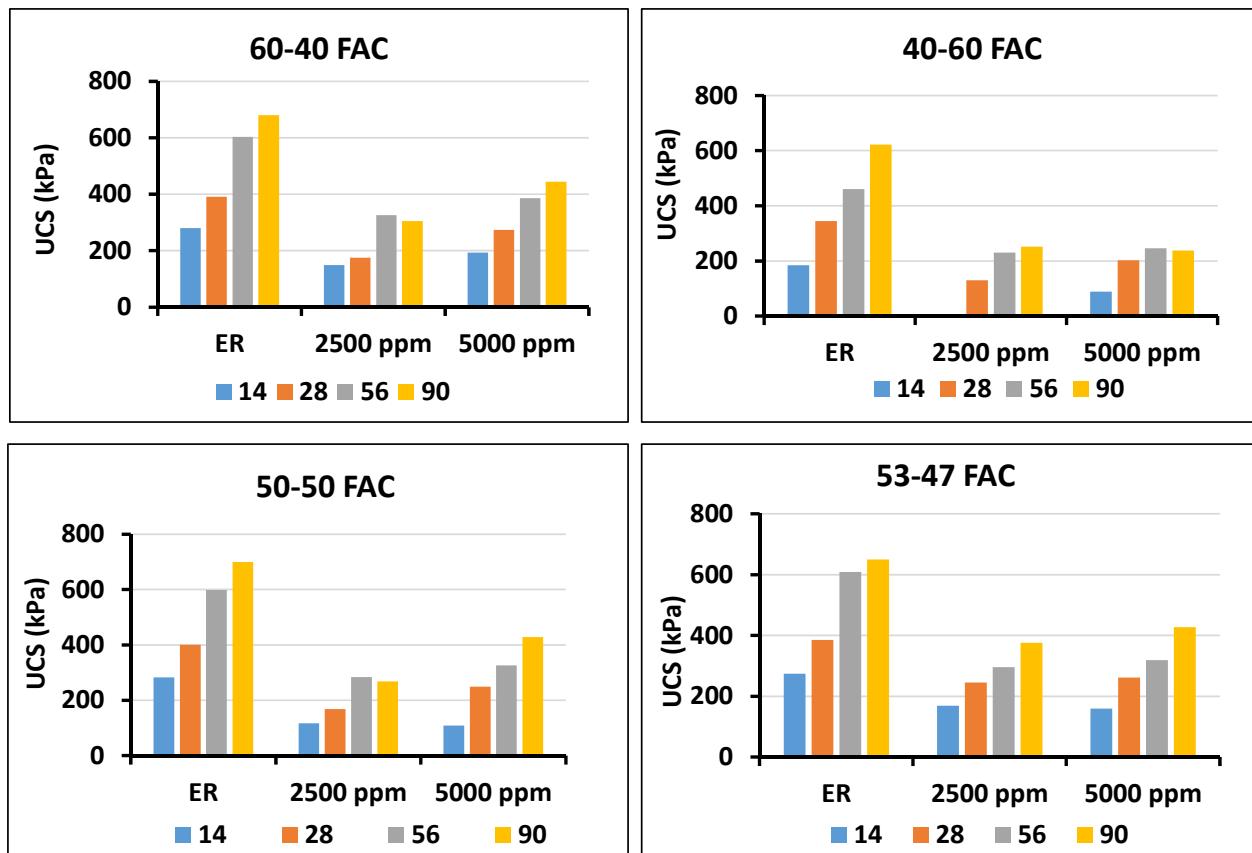


Figure A- 7 : Évolution de la résistance des remblais à base de GU/FAC en fonction du type d'eau

A-6 : Validité du modèle de sélection des agents liants en présence de sulfates

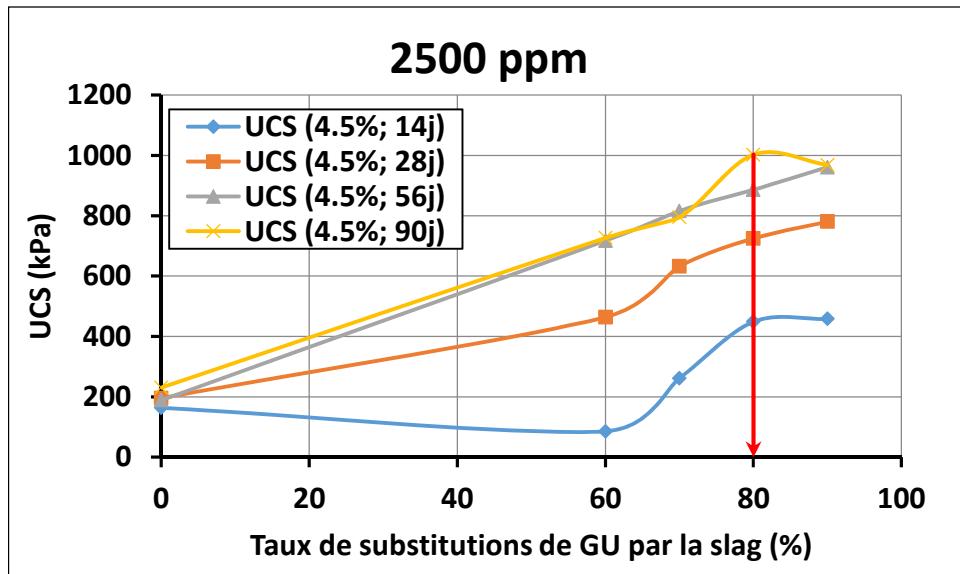


Figure A- 8 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates

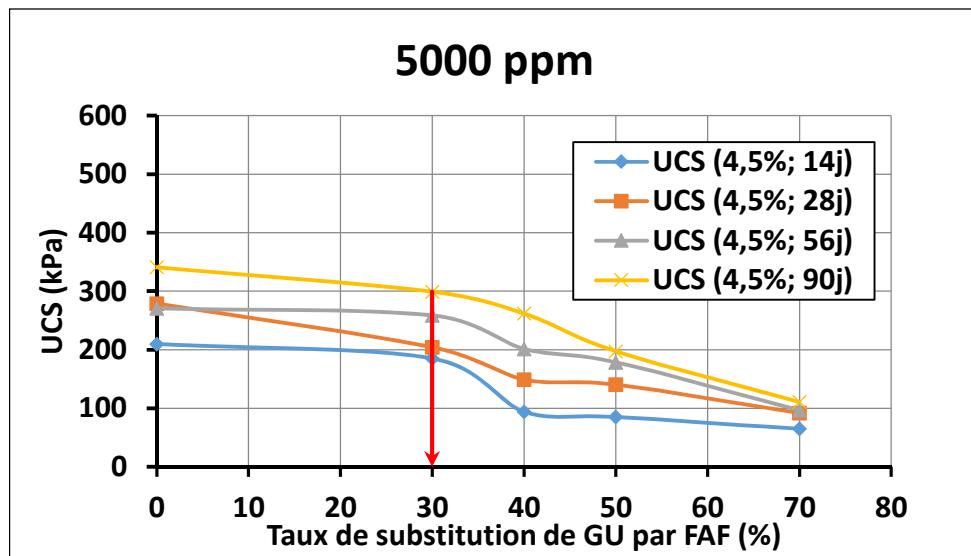


Figure A- 9 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la Slag et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates

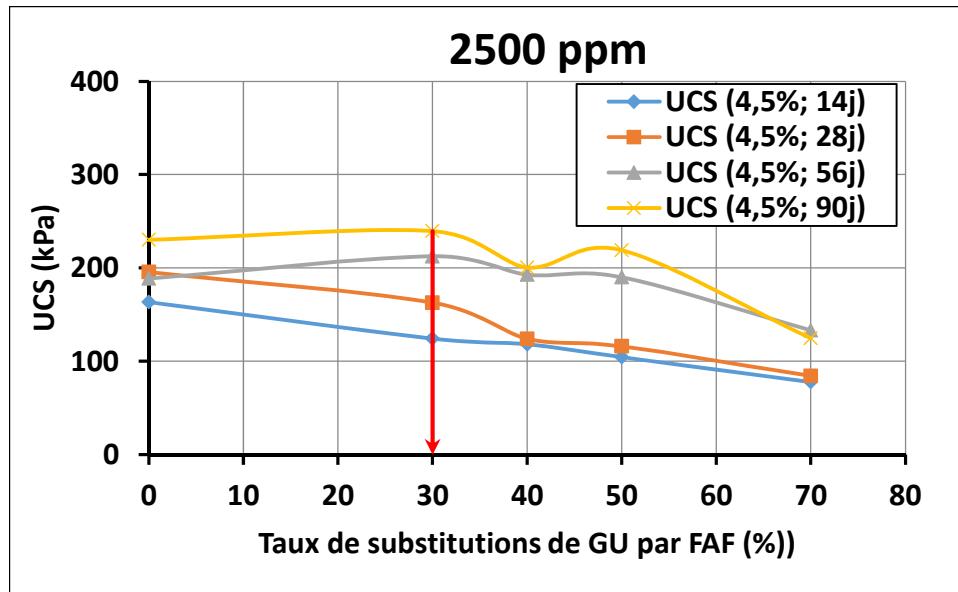


Figure A- 10 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates

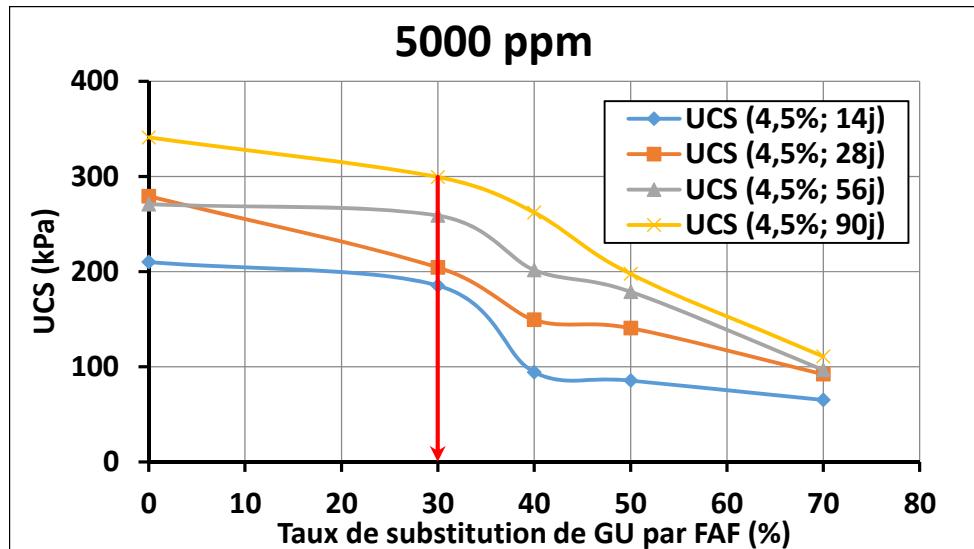


Figure A- 11 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAF et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates

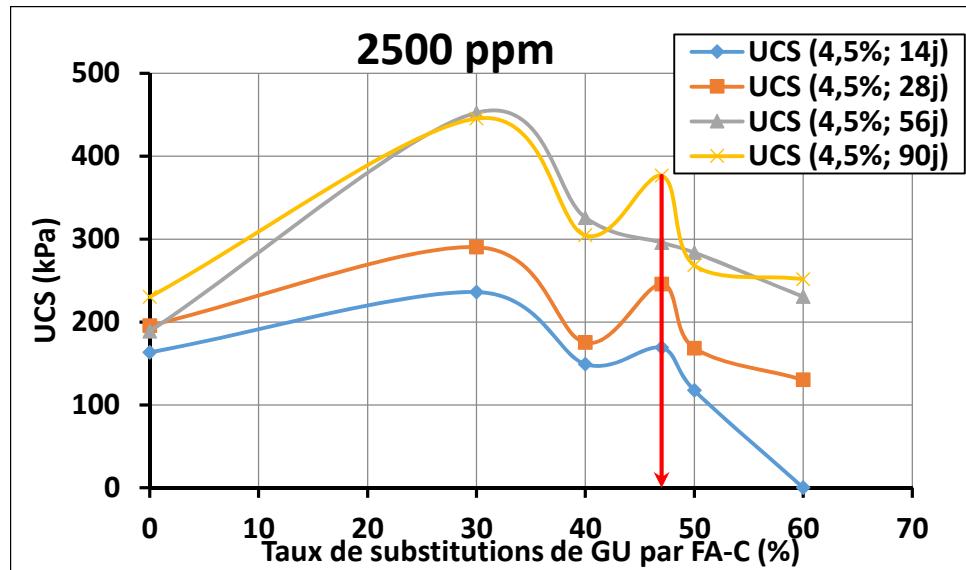


Figure A- 12 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAC et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 2500 ppm de sulfates

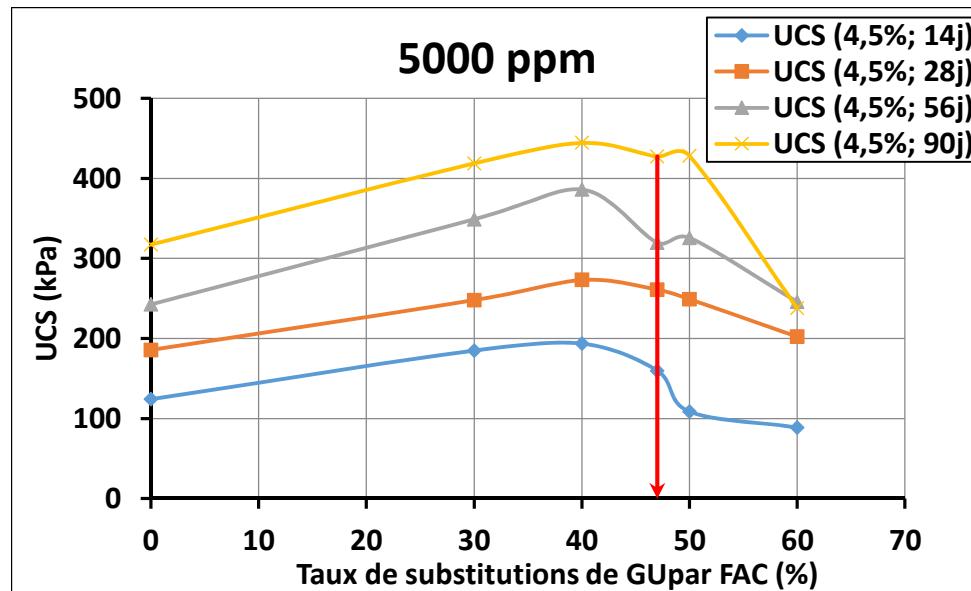


Figure A- 13 : Variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la FAC et pour les quatre temps de cure et avec une eau contenant 5000 ppm de sulfates

A-7 Vérification du modèle avec les UCS obtenus avec les trois liants (GU/Slag, GU/FAF et GU/FAC)

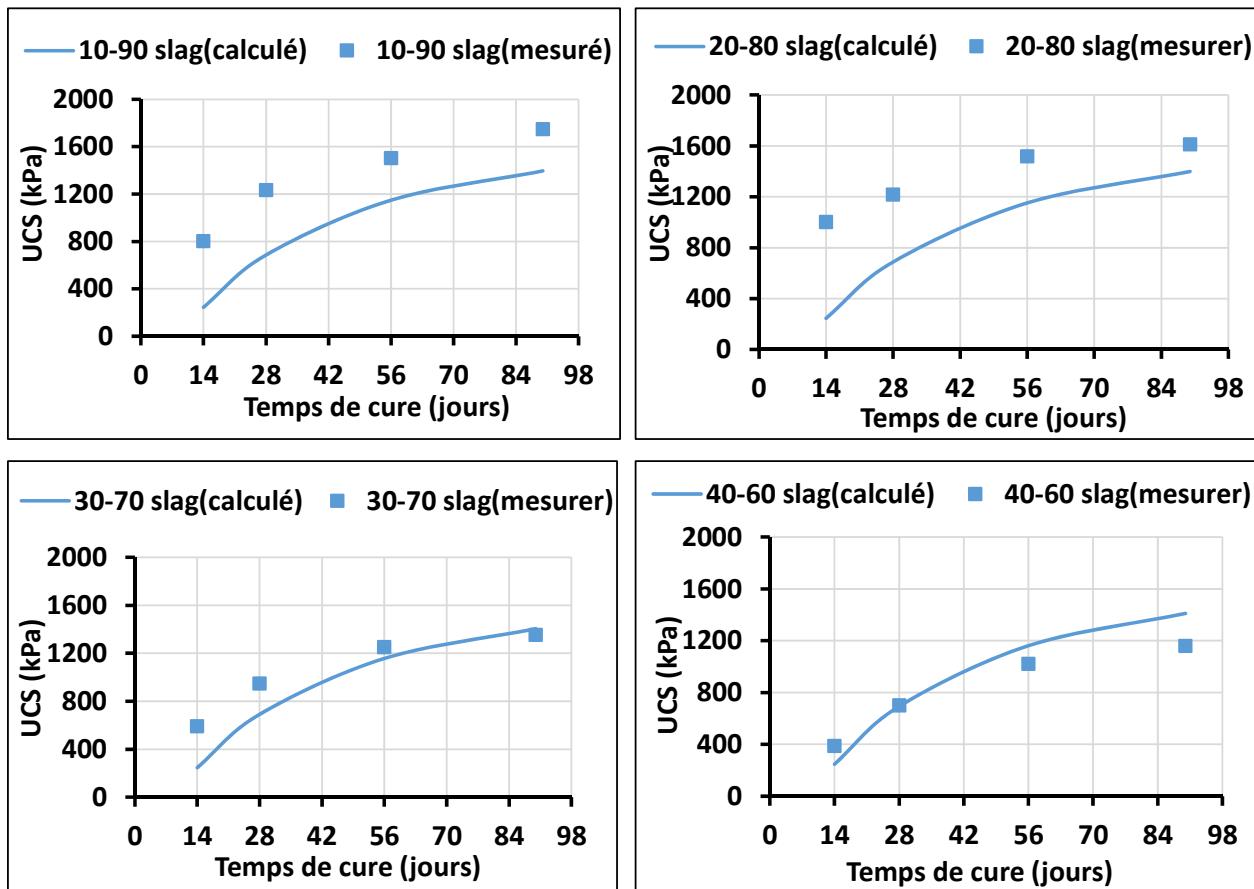


Figure A- 14 : Comparaison de l'évolution de l'UCS prédit et expérimental du remblai avec le liant GU/Slag avec un pourcentage de 4,5%

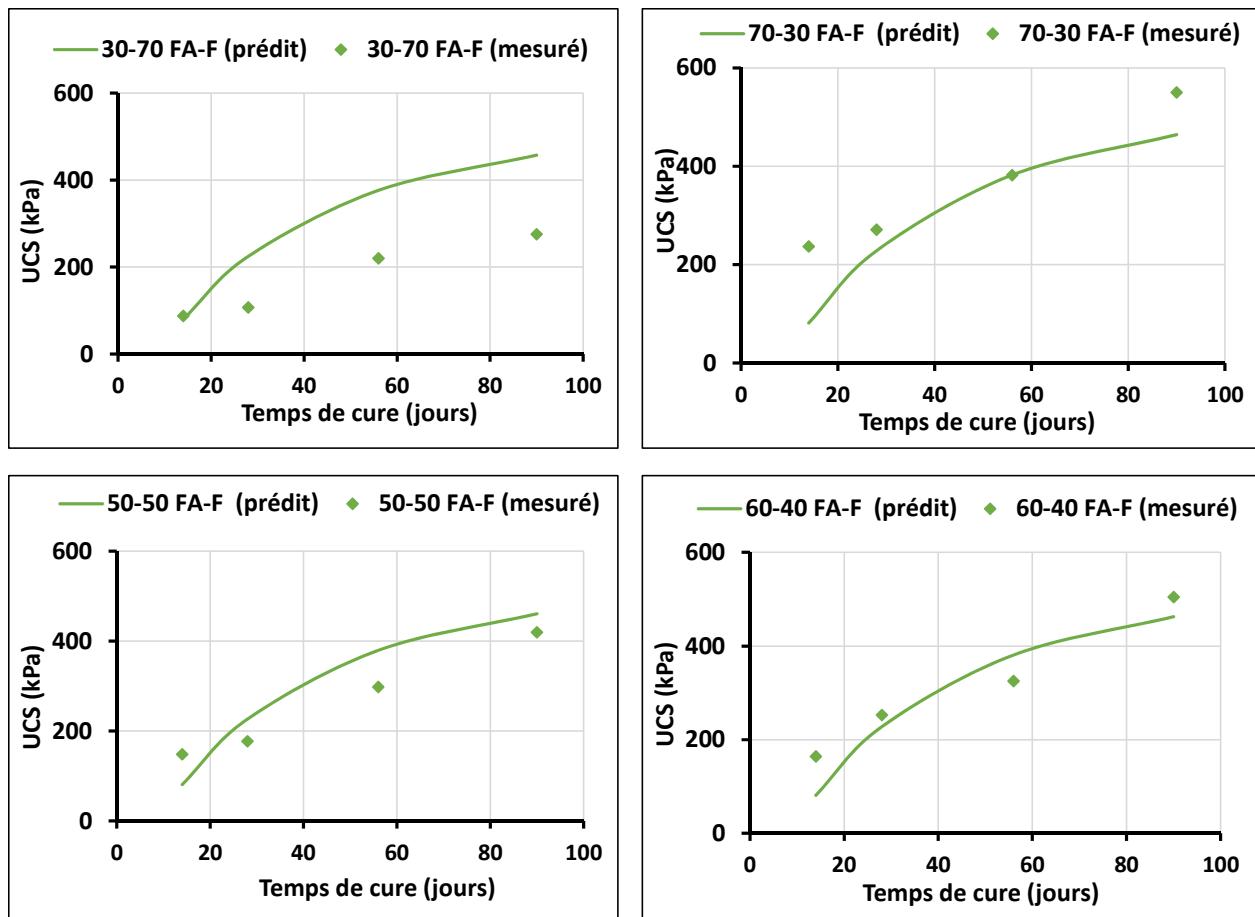


Figure A- 15 : Comparaison de l'évolution de l'UCS prédit et expérimental du remblai avec le liant GU/FAF avec un pourcentage de 4,5%

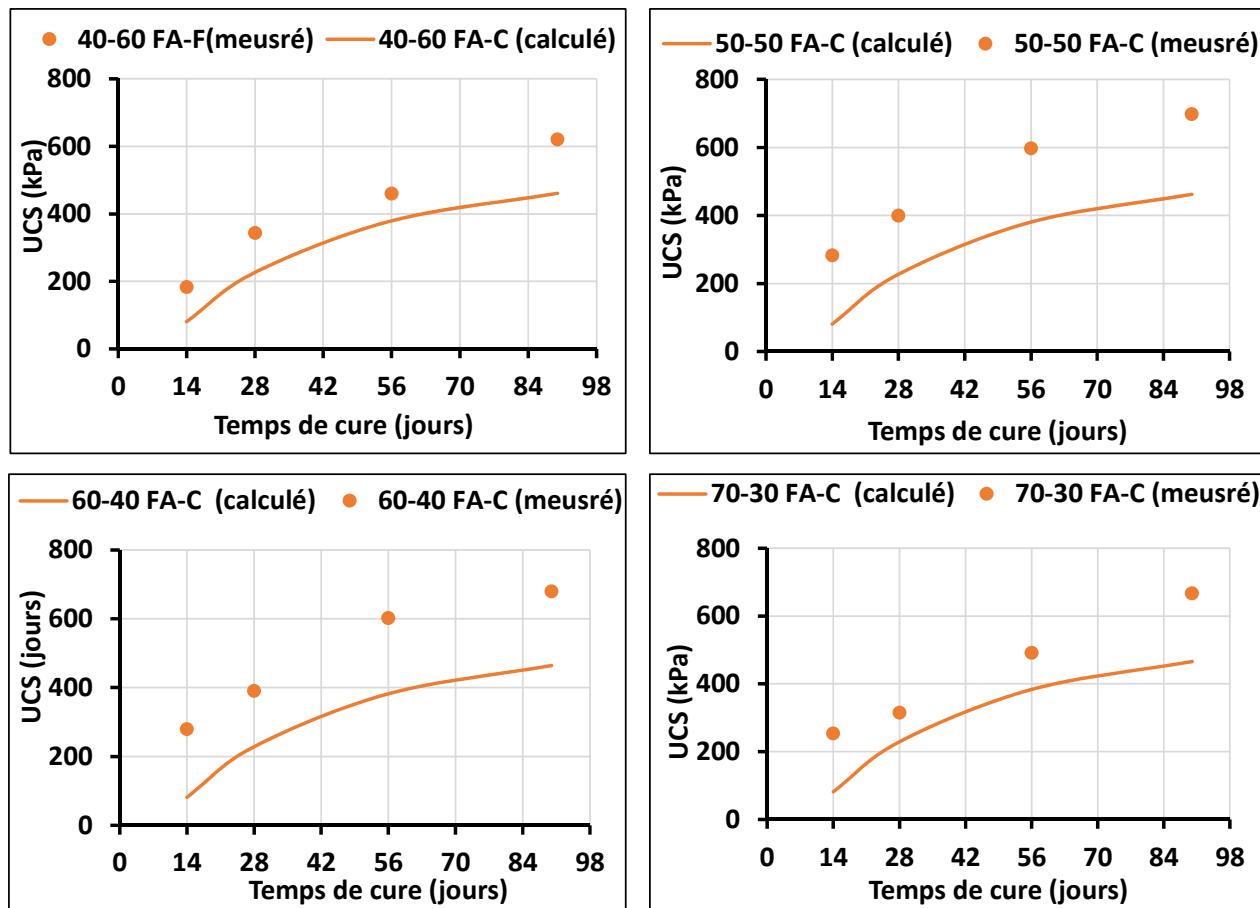


Figure A- 16 : Comparaison de l'évolution de l'UCS prédict et expérimental du remblai avec le liant GU/FAC avec un pourcentage de 4,5%

ANNEXE B – CALCULS DES MASSES DES INGRÉDIENTS POUR LES MÉLANGES

Tableau B- 1 : Masses des ingrédients des mélanges de remblais à base de GU/Slag

Formulations		10%GU- 90%Slag		20%GU- 80%Slag		30%GU- 70%Slag		40%GU- 60%Slag	
		4,5%	7%	4,5%	7%	4,5%	7%	4,5%	7%
Masse humide résidus (g)		5536,5	5407,6	5537,4	5409,0	5538,4	5410,5	5539,4	5411,9
masse eau à ajouter (g)		341,5	369,0	341,5	369,1	341,6	369,2	341,7	369,3
Masse liants (g)	GU	19,6	29,8	39,2	59,6	58,9	89,5	78,5	119,3
	Slag	176,6	268,3	157,0	238,5	137,4	208,7	117,8	179,0

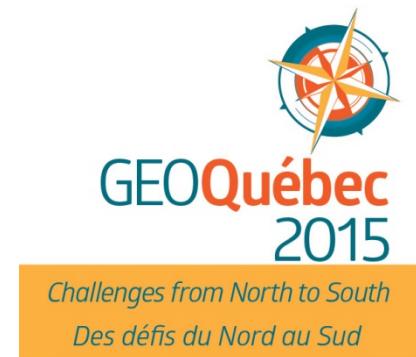
Tableau B- 2 : Masses des ingrédients des mélanges de remblais à base de GU/FAF

Formulations		30%GU- 70%FAF		50%GU- 50%FAF		60%GU- 40%FAF		70%GU- 30%FAF	
		4,5%	7%	4,5%	7%	4,5%	7%	4,5%	7%
Masse humide résidus (g)		5516,3	5377,8	5524,5	5389,9	5528,6	5396,0	5532,8	5402,1
masse eau à ajouter (g)		340,2	367,0	340,8	367,8	341,0	368,2	341,3	368,6
Masse liants (g)	GU	58,6	88,9	97,9	148,5	117,5	178,4	137,2	208,4
	FAF	136,8	207,5	97,9	148,5	78,4	119,0	58,8	89,3

Tableau B- 3 : Masses des ingrédients des mélanges de remblais à base de GU/FAC

Formulations		40%GU- 60%FAC		50%GU- 50%FAC		53%GU- 47%FAC		60%GU- 40%FAC		70%GU- 30%FAC	
		4,5%	7%	4,5%	7%	4,5%	7%	4,5%	7%	4,5%	7%
Masse humide résidus (g)		5520,4	5383,8	5524,5	5389,9	5411,3	5280	5307,5	180,1	5311,4	5186,0
masse eau à ajouter (g)		340,5	367,4	340,8	367,8	455,3	479,6	327,4	353,5	327,6	353,9
Masse liants (g)	GU	78,2	118,7	97,9	148,5	103,8	157,5	112,8	171,3	131,7	200,1
	FAC	117,4	1178,0	97,9	148,5	92	139,7	75,2	114,2	56,5	85,8

ANNEXE C – ARTICLE MISE EN ÉVIDENCE EXPÉRIMENTALE DU DOSAGE OPTIMAL DES CIMENTS COMPOSÉS (LIANTS) UTILISÉS DANS LA FABRICATION DES REMBLAIS EN PÂTE CIMENTÉS



Amal Sahi, Tikou Belem & Mostafa Benzaazoua
IRME, UQAT, Rouyn-Noranda, Québec, Canada

ABSTRACT

Physicochemical parameters were proposed recently for the characterization of binding agents and their relative reactivity in cemented paste backfill (CPB). This was hydraulic modules (Hm_b), the reactivity factor (Rf_b) and the relative hydration index (H_a) of binders. The relative hydration index quantifies the hydraulic activity of a given binder. The specific objective of this study is to experimentally verify the consistency and validity of these physicochemical parameters for use on a routine basis. To achieve this goal, different CPB mixtures were prepared using four categories of binding agents: general use Portland Cement (GU), slag-based binders (GU/Slag), class F fly ash-based binders (GU/FA-F) and class C fly ash-based binders (GU/FA-C). For each CPB mixture two binder percentages were used: 4.5% and 7% by dry mass of tailings. The uniaxial compressive strength (UCS) of CPB specimens was determined at four different curing times: 14, 28, 56 and 90 days. The results of this study show that CPB mixtures having a relative hydration index equivalent to that of the binder said reference binder (20GU/80Slag) developed the highest UCS value (= optimum value) among their category of mixtures. Consequently, the optimum dosage based on the physicochemical parameters has been demonstrated and validated experimentally. Therefore, it's believed that these parameters can be used as a screening tool of binders and/or when changing a binding agent and determining its optimal dosage for CPB preparation.

RÉSUMÉ

Des paramètres physico-chimiques ont été proposés récemment pour la caractérisation des agents liants ainsi que de leur réactivité relative dans les remblais miniers en pâte cimentés (RPC). Il s'agissait de modules hydrauliques (Hm_b), du facteur de réactivité relative (Rf_b) et de l'indice d'hydratation relative (H_a) des agents liants. L'indice d'hydratation relative permet de quantifier l'activité hydraulique d'un liant donné. Cette étude a pour objectif spécifique de vérifier expérimentalement la cohérence et la validité de ces paramètres physico-chimiques en vue de leur utilisation sur une base routinière pour prédire les performances de RPC. Pour atteindre l'objectif visé, différentes recettes de mélanges de RPC ont été préparées avec quatre catégories d'agents liants : ciment Portland à usage courant (GU), liants à base de slag (GU/Slag), liants à base de cendres volantes de classe F (GU/FA-F) et de classe C (GU/FA-C). Pour chaque recette de RPC deux pourcentages de liant ont été utilisés : 4,5% et 7% de la masse de résidus secs. La résistance à la compression uniaxiale (UCS) des éprouvettes de RPC a été déterminée à quatre temps de cure : 14, 28, 56 et 90 jours. Les résultats de l'étude montrent que les recettes des mélanges ayant un indice d'hydratation relative équivalent à celui du liant dit de référence (20GU/80Slag) ont développé les résistances les plus élevées (optimum) dans leur catégorie de recette. Par conséquent, le dosage optimal via les paramètres physico-chimiques a pu être mis en évidence et validé expérimentalement. Ces paramètres peuvent donc être utilisés comme outil d'aide à la présélection et/ou lors du changement d'un agent liant et à son dosage optimal dans la fabrication des remblais miniers en pâte cimentés.

1. INTRODUCTION

L'utilisation du remblai en pâte cimenté (RPC) est devenue une technique très répandue dans les mines Canadiennes et à travers le monde en raison des réglementations environnementales plus strictes sur la gestion des résidus miniers en surface. De nombreux chercheurs ont mis en évidence les avantages potentiels liés au remblai en pâte cimenté dans les opérations minières et l'ont jugé indispensable pour la plupart des mines souterraines (Benzaazoua et al. 1999, 2002, Belem et al. 2000, Hassani et al. 2001). Les principaux avantages de cette technique sont : l'amélioration de la stabilité dans les chantiers et par conséquent le renforcement de la sécurité des travailleurs (Benzaazoua et al. 1999), l'enfoncissement de quantités importantes de résidus miniers souvent sulfureux (jusqu'à 50%), donc la réduction du volume des résidus problématiques à stocker en surface (Hassani et Archibald 1998), et l'augmentation des réserves exploitées en agissant comme pilier secondaire (Hassani et Archibald 1998; Belem et al. 2001).

Le RPC est un mélange des rejets de concentrateur filtrés, d'un agent liant (avec une proportion variant entre 2% et 7%) et d'eau de mélange. Le remblai en pâte cimenté est généralement préparé avec un pourcentage solide variant entre 70 et 85% selon la densité relative des résidus (Hassani et Archibald 1998). Cette gamme de pourcentage solide correspond à l'affaissement au cône d'Abams compris entre 6 pouces (15,24 cm) et 10 pouces (25,4 cm) permettant le transport adéquat en pipeline du RPC (Benzaazoua et al. 2003). L'agent liant peut être soit du ciment Portland à usage courant ou type GU (general use) utilisé seul ou composé avec un ajout minéral (scories ou *slag*, cendres volantes ou *fly ashes*, autres réactifs pouzzolaniques). Généralement, la résistance mécanique des remblais augmente avec l'augmentation de la quantité de liant (Belem et al. 2000). Cependant, les coûts du remblayage minier représentent une part importante des coûts d'exploitation d'une mine souterraine, soit entre 10% et 20% du coût total et le liant représente jusqu'à 80% du coût d'une opération de remblayage (Grice 1998). Ce coût pourrait être réduit avec la substitution partielle du ciment GU par des ajouts minéraux ou liants alternatifs moins chers (Peyronnard et Benzaazoua, 2012). Mais cette substitution ne sera effective que si l'on est capable de réaliser les bonnes formulations via un dosage optimal. De plus, il arrive qu'un ajout minéral coûte plus cher que le ciment; d'où la nécessité de pouvoir choisir un liant alternatif à performance équivalente à celle des liants conventionnels (Belem et Benzaazoua 2007, 2008, Belem 2009). Aussi, lors des phases d'études de préfaisabilité de systèmes de remblayage, une estimation préliminaire de la résistance mécanique potentielle du RPC est requise. Mais le choix d'un agent liant adapté et la prédiction de la résistance mécanique du RPC nécessitent l'usage d'un modèle mathématique. Ce dernier, pour

être robuste devra s'appuyer sur les principaux paramètres physico-chimiques reliés à la formulation des recettes de mélanges de RPC. De tels paramètres physico-chimiques ont déjà été développés à cet effet (Belem et al. 2010).

L'objectif principal de cet article est de mettre au point un outil d'aide à la formulation des recettes de mélanges de remblai en pâte cimenté à l'aide d'une caractérisation expérimentale. À partir du développement mathématique de paramètres physico-chimiques des ciments et ajouts minéraux (sous-produits industriels), des optimums théoriques sont déterminés pour différents types d'agents liants. Différents mélanges de remblais en pâte cimentés sont ainsi préparés selon différentes formulations. Les éprouvettes préparées sont ensuite soumis à des essais de compression uniaxiale après quatre temps de cure. Pour l'ensemble des résultats obtenus on compare la résistance mécanique expérimentale à la prédiction de l'optimum théorique correspondant via l'indice d'hydratation relative, H_a .

2. DÉVELOPPEMENT DE L'OUTIL D'AIDE AU DOSAGE OPTIMAL DES AGENTS LIANTS

2.1. Modules hydrauliques

Dans l'industrie minière, l'agent liant (ou liant) est généralement un ciment composé qui est souvent obtenu par le mélange de deux types (binnaire) de ciment (ciments Portland) et d'ajouts minéraux tels que la fumée de silice, les cendres volantes et le laitier granulé de haut fourneau (e.g., Belem et Benzaazoua 2008, Belem 2009). Afin de quantifier le contenu chimique d'un ciment, d'un ajout minéral ou d'un liant, différentes formules ont été proposées en se basant sur les quantités des principaux oxydes (SiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3 , CaO et MgO). En pratique, le contenu chimique peut être décrit sous la forme d'indices ou de modules, résultats des études de nombreux savants sur les mécanismes de formation et de réaction du clinker Portland : module hydraulique de Michaelis, modules silice et aluminoferrique de Küh, indice d'hydraulicité de Vicat, indice de saturation de Küh et le facteur de saturation de Lea Parker. Dans cet article on s'intéresse au module hydraulique de Michaelis (HM) qui est souvent utilisé par les cimentiers pour le calcul des constituants du cru et même pour prédire l'activité hydraulique sur le développement de résistance mécanique. Ce module se définit par le ratio de la proportion de CaO et la somme des proportions de SiO_2 , Al_2O_3 et Fe_2O_3 , comme suit:

$$HM = \frac{CaO}{SiO_2 + Al_2O_3 + FeO_3} = \frac{C}{S + A + F} \quad (1)$$

où : $C = CaO$ = pourcentage d'oxyde de calcium ; $S = SiO_2$ = pourcentage de silice ; $A = Al_2O_3$ = pourcentage d'alumine ; $F = Fe_2O_3$ = pourcentage d'oxyde ferrique.

Pour le clinker Portland, HM doit être compris entre 1,7 et 2,4. Dans cet intervalle, plus HM est grand et plus l'activité hydraulique du liant sera élevée. Si HM > 2,4 la résistance à court terme sera faible de même que lorsque HM < 1,7. Néanmoins, il ne semble pas exister une corrélation satisfaisante entre HM du liant et la résistance mécanique (Belem et al. 2010). Toutefois, selon Kamon et Nontananandh (1991) la propriété hydraulique (auto-durcissement) du ciment est bien décrite par le module hydraulique.

Pour les remblais miniers cimentés, le module hydraulique d'un agent liant (ou ciment composé) peut être écrit sous la forme suivante (Belem et al. 2010) :

$$Hm_b = \frac{\sum_{i=1}^n y_i C_i}{\sum_{i=1}^n y_i S_i + \sum_{i=1}^n y_i A_i + \sum_{i=1}^n y_i F_i} \quad (2)$$

où y_i est la proportion fractionnaire du ciment/ajout minéral dans le mélange.

La Figure 1 montre l'évolution des courbes du module hydraulique en fonction de la proportion de substitution au ciment GU de base. Plus le module hydraulique est élevé, plus l'activité hydraulique du ciment est élevée et plus celui-ci présente une habileté de durcissement. Trois classes d'activité hydraulique ont été définies et tenant pas compte de la cristallochimie (Belem et al. 2010) :

- Classe I ($1,7 < Hm_b \leq 2,4$) : les liants de cette classe se caractérisent par des propriétés hydrauliques qui leur permettent de développer une résistance raisonnable à court terme. Les propriétés de ces liants sont similaires à ceux du silicate tricalcique (C_3S) et du ciment Portland GU.
- Classe II ($0,36 < Hm_b \leq 1,7$) : pour cette classe les liants sont considérés comme des matériaux qui s'hydratent lentement, mais qui développent une bonne résistance à long terme (âge ≥ 91 jours).
- Classe III ($0 \leq Hm_b \leq 0,36$) : les liants appartenant à cette classe sont non hydrauliques. Ils ont une faible activité hydraulique, et ils sont incapables de développer des résistances ni à court, ni à long termes (exemple: fumée de silice).

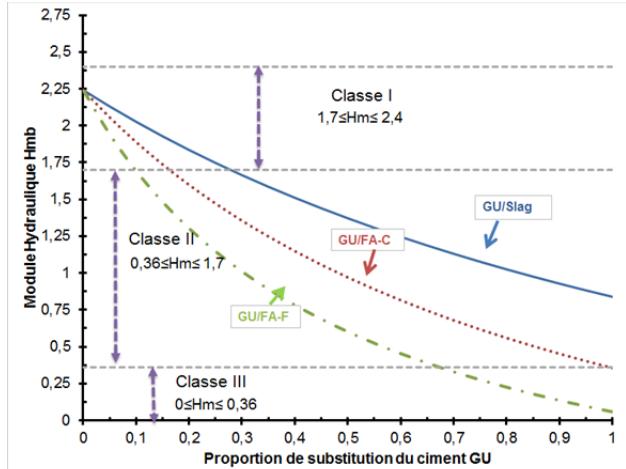


Figure 1. Exemples d'évolutions de Hm_b en fonction de la fraction de substitution du ciment GU.

2.2. Facteur de réactivité relative Rf

La réactivité chimique d'un agent liant dépend de son degré de cristallinité, de sa finesse et du rapport eau/liant du RPC. Pour ce qui est de la finesse du liant, plus elle est élevée et plus il développera des résistances à court terme élevées. La finesse d'un liant est quantifiée par la surface spécifique massique (SS_m) aussi appelée l'aire massique. La surface spécifique massique est définie comme étant le rapport entre l'aire superficielle (A_s) et la masse M du solide:

$$SS_m = \frac{A_s}{M} \quad (3)$$

Il existe une relation directe entre la finesse des particules et leurs diamètres. En supposant des particules sphériques ayant le même diamètre (d) et la même masse volumique des grains solides (ρ_s), l'expression de la surface spécifique peut se réécrire de la façon suivante :

$$SS_m = 6(\rho_s d)^{-1} \quad (4)$$

L'équation 4 montre que la surface spécifique (SS_m) est inversement proportionnelle au diamètre des particules. En s'appuyant sur cette relation, Belem et al. (2010) ont pu définir le facteur de réactivité relative (Rf) d'un ciment par l'équation suivante :

$$Rf = SS_m \rho_s d_{av} \quad (5)$$

où : SS_m = surface spécifique du ciment (cm^2/g) ; ρ_s = masse volumique des grains du ciment (g/cm^3) ; d_{av} = diamètre moyen des grains du ciment (cm). Dans le cas d'un agent liant (ciment composé) le facteur de réactivité peut être calculé comme suit :

$$Rf_b = SS_{m-b} \rho_{s-b} d_{av-b} \quad (6)$$

et :

$$SS_{m-b} = \left[\sum_{i=1}^n \frac{y_i}{(S_{m-b})_i} \right]^{-1} = \left[\frac{y_1}{(S_{m-b})_1} + \frac{y_2}{(S_{m-b})_2} + \frac{y_3}{(S_{m-b})_3} + \dots \right]^{-1}$$

$$\rho_{s-b} = \left[\sum_{i=1}^n \frac{y_i}{(\rho_{s-b})_i} \right]^{-1} = \left[\frac{y_1}{(\rho_{s-b})_1} + \frac{y_2}{(\rho_{s-b})_2} + \frac{y_3}{(\rho_{s-b})_3} + \dots \right]^{-1}$$

$$d_{av-b} = \sum_{i=1}^n y_i (d_{av-b})_i = y_1 (d_{av-b})_1 + y_2 (d_{av-b})_2 + y_3 (d_{av-b})_3 + \dots$$

où : SS_{m-b} = surface spécifique du liant (cm^2/g) ; ρ_{s-b} = masse volumique des grains du liant (g/cm^3) ; d_{av-b} = diamètre moyen des grains du liant (cm) ; y_i = proportion fractionnaire du ciment dans le liant ; $i = 1$ correspond au ciment portland (= Type GU).

2.3. Indice d'hydratation relative H_a

2.3.1. Définition de l'indice

Étant donné que la finesse du liant joue un rôle important dans l'hydratation du liant à court terme (0-28 jours), la quantification de l'activité hydraulique d'un agent liant peut être estimée en pondérant le module hydraulique (Hm_b) par le facteur de réactivité relative (Rf). Ici, on suppose que l'activité hydraulique d'un agent liant est quantifiée par l'indice d'hydratation relative (H_a) qui est défini comme suit (Belem et al. 2010) :

$$H_a = \left(\frac{Hm_b}{Hm_{GU}} \right) \left(\frac{Rf_{GU}}{Rf} \right)^{-\alpha} \quad (7)$$

où Hm_b = module hydraulique de l'agent liant ; Rf_b = facteur de réactivité relative de l'agent liant ; α = constante de calibrage (= 0.03 dans cette étude). Lorsque $H_a = 0$, le liant n'est pas capable de s'auto-hydrater (non hydraulique). En outre, lorsque $H_a = 1$ le liant a des propriétés d'auto-hydration similaires à ceux du ciment Portland type GU.

L'indice d'hydratation relative qui peut être utilisé pour distinguer l'activité hydraulique des différents agents liants utilisés dans la préparation des remblais miniers cimentés, peut être aussi prédit à l'aide de la relation suivante :

$$H_a = 0.446(Hm_b)^{1.0011} \quad \text{avec } r=1 \quad (8)$$

Ainsi, il suffit de calculer Hm_b à l'aide de l'équation 2 et de prédire H_a à l'aide de l'équation 8. De là, cet indice peut servir d'outil de prédiction et d'aide à la présélection d'agents liants optimums pour la fabrication des remblais en pâte cimentés. La Figure 2 montre l'évolution théorique des courbes de réactivité (H_a) des agents liants utilisés dans la préparation des remblais miniers en pâte cimentés.

2.3.2. Concept d'agent liant de référence

La résistance en compression uniaxiale (UCS) du RPC est contrôlée par les propriétés physiques, chimiques et minéralogiques des résidus, la chimie de l'eau de mélange et le type d'agent liant et sa proportion (Belem et al. 2000, Benzaazoua et al. 2000, 2004).

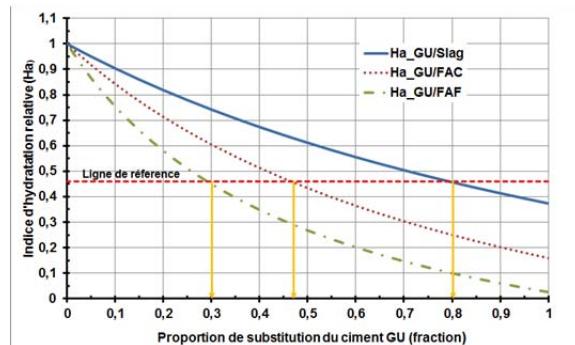


Figure 2. Évolution de l'indice d'hydratation relative en fonction de la fraction de substitution du ciment GU.

Les études réalisées par Benzaazoua et al. (2000, 2004a,b) montrent que pour un RPC fait de résidus non sulfureux et une eau de mélange non sulfatées, il est conseillé d'utiliser le ciment Portland GU comme agent liant. En outre, quand les résidus sont réactifs et/ou l'eau de mélange est sulfatée les ciments Portland résistant aux sulfates tels que le type II (MS) et le type V (HS) sont privilégiés (ACI 1998). En revanche, ces derniers sont parfois plus chers que le ciment Portland type GU. D'où l'utilisation des ajouts minéraux tels que la slag et les cendres volantes de classe F (Fly Ash class F ou FA-F), comme substituts au ciment Portland type GU comme agents liants pour les RPC fabriqués avec des résidus sulfureux et une eau sulfatée (Benzaazoua et al. 2002, Belem et Benzaazoua 2008).

D'autres études ont montré que le liant au laitier de hauts fourneaux (20GU/80Slag) est fortement recommandé pour l'utilisation avec des résidus ayant une faible ou moyenne teneur en sulfates (Benzaazoua et al. 2000, Belem et al. 2000 ; Belem et Benzaazoua 2008; Benzaazoua et al. 2002, 2004a,b, 2008, 2010).

Dans la pratique du remblayage en pâte cimenté, l'agent liant (20GU/80Slag) est considéré comme le liant le plus adéquat utilisé dans la plupart des mines canadiennes du fait des fortes résistances mécaniques développées. Par conséquent, le ciment composé 20GU/80Slag a été défini comme agent liant de référence afin de servir comme base de comparaison pour les autres types de liants à base d'ajouts minéraux. Les paramètres physico-chimiques de ce liant de référence (20GU/80Slag) sont définis comme suit :

$$Hm_{b-ref} = \left(\frac{0.2(C)_{GU} + 0.8(C)_{Slag}}{0.2(S + A + F)_{GU} + 0.8(S + A + F)_{Slag}} \right) \quad (8a)$$

$$H_{a_ref} = \left(\frac{Hm_{b_ref}}{Hm_{GU}} \right) \left(\frac{Rf_{GU}}{Rf_{b_ref}} \right)^{-\alpha} \quad (8b)$$

$$Rf_{b_ref} = (SS_{m-b} \rho_{s-b} d_{av-b})_{ref} \quad (8c)$$

2.3.3. Optimum de réactivité des agents liants

Plutôt que d'utiliser une ligne de référence pour déterminer les fractions de substitution d'un liant «équivalent» au liant de référence (cf. Fig. 2), il est possible d'utiliser une représentation probabiliste basée sur les fonctions de densité de probabilité (*pdf*). Puisque les notions de moyenne (ou espérance) et d'écart-type ne s'appliquent pas à la distribution des paramètres physico-chimiques des liants, la *fdp* pourrait alors être décrite par la loi de Cauchy (ou loi de Lorentz). La courbe obtenue par la *fdp* de la loi de Cauchy est appelée "cloche de Cauchy" qui est aussi une cubique d'Agnesi donnée par la relation suivante :

$$f(x) = \frac{a^3}{[a^2 + x^2]} \quad (9)$$

En considérant que $x_0 = Hm_{b_ref}$ est un paramètre de position et que le paramètre d'échelle $a = H_{a_ref}$, la *pdf* de la loi de Cauchy ayant la même échelle que la cubique d'Agnesi s'écrit alors :

$$f(Hm_b) = \frac{H_{a_ref}^{-3}}{[H_{a_ref}^{-2} + (Hm_b - Hm_{b_ref})^2]} \quad (10)$$

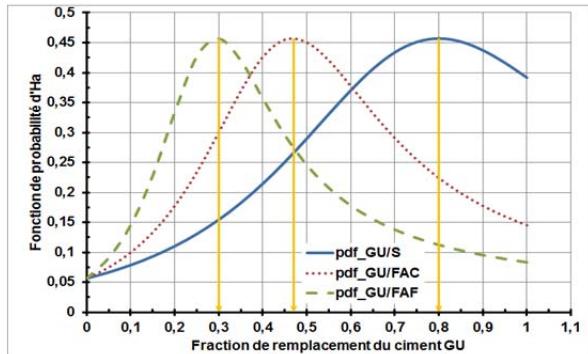


Figure 3. Fonction de densité de probabilité de Ha en fonction de la fraction de remplacement du ciment GU.

La Figure 3 montre les fonctions de densité de probabilité (cloches de Cauchy) du module hydraulique des agents liants présentés en fonction de la fraction de substitution du ciment GU. Ces courbes permettent de sélectionner directement les fractions optimales des agents liants. La valeur optimale de l'indice d'hydratation relative H_a est de 0.46. Par conséquent, tout liant ayant un H_a de 0.46 peut être considéré comme un liant efficace qui devrait fournir la meilleure résistance parmi sa

catégorie. Ainsi, à partir de la Figure 3 on peut déterminer que les liants 70GU/30FA-F et 53GU/47FA-C possèdent le même $H_a = 0.46$ que le liant de référence (20GU/80Slag) et devraient donc développer la résistance maximale parmi leur catégorie.

3. APPLICATION EXPÉIMENTALE

3.1. Ingrédients du remblai en pâte cimenté

3.1.1. Résidus miniers

Les résidus utilisés dans cette étude proviennent de la mine A. Les propriétés physiques et minéralogiques sont présentées dans le Tableau 1. La distribution granulométrique de ces résidus a été déterminée au moyen du granulomètre au laser Mastersizer 2000 de Malvern (Figure 4). Quant à la composition minéralogique, elle a été obtenue à l'aide d'un diffractomètre aux rayons X (Burker A.X.S modèle D8 Advance). Les principaux minéraux retrouvés dans ces résidus sont le Quartz 34,77% et la muscovite 22,66%. Les résidus de la mine A avaient une densité relative $D_R = 2.9$.

Tableau 1. Propriétés physiques et minéralogiques du résidu Casa Berardi

Paramètre	Valeur	Minéral	Valeur (%)
D_{10}	3.6 μm	Quartz	34.77
D_{30}	9 μm	Chlorite	12.33
D_{50}	19.3 μm	Ankérite	18.33
D_{60}	26.2 μm	Pyrite	2.68
D_{90}	120.7 μm	Albite	9.24
C_u	7.28	Muscovite	22.66
C_c	0.86		

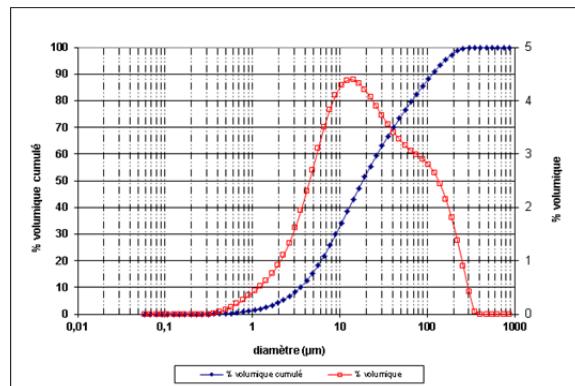


Figure 4. Courbes de distribution granulométrique des résidus de la mine A.

3.1.2. Catégories d'agents liants

Dans cette étude, plusieurs recettes de remblais en pâte cimenté seront préparées et testées. Ces recettes sont fabriquées avec trois types d'agent liant, dont le ciment Portland type GU est le ciment de base qui est substitué par différentes proportions d'ajouts

minéraux. Ces agents liants, fournis par Lafarge Canada, sont :

- liants au laitier de hauts fourneaux (GU/Slag) ;
- liants aux cendres volantes classe F (GU/FA-F) ;
- liants aux cendres volantes classe C (GU/FA-C).

Les propriétés physico-chimiques du ciment et des ajouts minéraux sont résumés dans les [Tableaux 2 et 3](#).

Tableau 2. Propriétés chimiques du ciment et des ajouts minéraux

Liant	Composition chimique (%)				
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO
GU	20.5	5.4	2.6	63.9	2.1
Slag	36	10	0.5	39	12
FA-C	35	18	6	21	5
FA-F	52	23	11	5	2

Tableau 3. Propriétés physiques du ciment et des ajouts minéraux

Liant	Propriétés physiques		
	SS _m (cm ² /g)	ρ_s (g/cm ³)	d _{av} (cm)
GU	3690	3.15	0.0015
Slag	5000	2.94	0.0011
FA-C	4200	2.38	0.0025
FA-F	4200	2.58	0.001

3.1.3. Eau de mélange

Les différentes recettes de mélanges de remblai en pâte seront préparées avec l'eau du robinet de la Municipalité de Rouyn-Noranda.

3.2. Préparation des mélanges de remblai en pâte

3.2.1. Programme expérimental

Le Tableau 4 présente l'ensemble des agents liants qui seront testés dans les recettes de mélanges. Pour chaque type d'agent liant, deux proportions seront testées : 4.5% et 7% de la masse de résidus secs. Aussi, un seul slump (affaissement au cône d'Abrams) sera visé, à savoir 7 pouces (178 mm). Les éprouvettes seront testées à quatre temps de cure : 14, 28, 56 et 90 jours.

3.2.2. Préparation des mélanges

Une fois les quantités déterminées, les résidus sont mélangés avec le liant, puis l'eau est rajoutée progressivement jusqu'à obtenir le slump visé de 7" (%solide 70 - 72%). Ce dernier a été mesuré à l'aide d'un test d'affaissement au cône d'Abrams. Le remblai en pâte ainsi mélangé est coulé dans des moules en plastique d'un diamètre de 5.08 cm (2") et d'une hauteur de 10.16 cm (4"). Au total, 312 éprouvettes

ont été fabriquées. Les éprouvettes sont ensuite entreposées dans une chambre humide ($T = 23^{\circ}\text{C}$, HR > 90%) pour les quatre temps de cure (14, 28, 56 et 90 jours).

Tableau 4. Définition des agents liants pour chaque catégorie de liant (*référence; **liant optimal)

GU/Slag	GU/FA-F	GU/FA-C
10GU/90Slag	40GU/60FA-F	30GU/70FA-C
20GU/80Slag*	50GU/50FA-F	50GU/50FA-C
30GU/70Slag	60/GU-40FA-F	57GU/43FA-C**
40GU/60Slag	70GU/30FA-F**	60GU/40FA-C
100GU (témoin)	100GU (témoin)	70GU/30FA-C
		100GU (témoin)

3.2.3. Essais de compression uniaxiale

Le comportement mécanique a été évalué à l'aide de la résistance en compression uniaxiale (UCS) déterminée pour chaque temps de cure. La compression uniaxiale a été effectuée à l'aide d'une presse mécanique MTS 10/GL d'une capacité de 50 kN et à un taux de déplacement de 1 mm/min. La valeur de l'UCS correspond à la moyenne des triplicatas de la contrainte maximale observée durant l'essai de compression.

4. RÉSULTATS ET DISCUSSION

4.1. Compression uniaxiale des recettes avec GU/Slag

Les [Figures 5 et 6](#) présentent l'évolution de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par de la Slag et pour les quatre temps de cure. Les taux de substitution sont : 0%, 60%, 70%, 80% et 90% de Slag avec deux pourcentages de liant de 4.5% ([Figure 5](#)) et 7% ([Figure 6](#)).

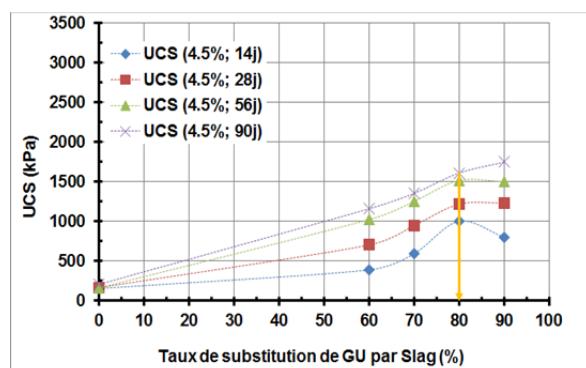


Figure 5. Variation d'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU (catégorie de liants GU/Slag) pour les quatre temps de cure et pour 4.5% de liant

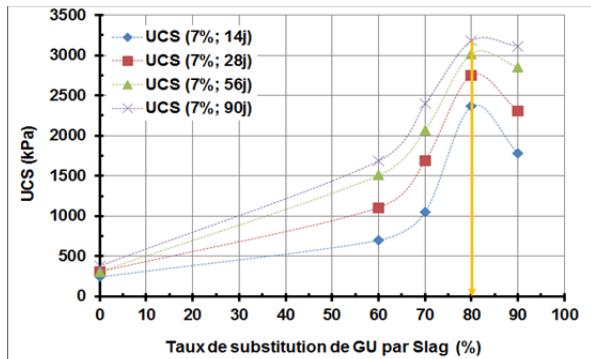


Figure 6. Variation d'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU (catégorie de liants GU/Slag) pour les quatre temps de cure et pour 7% de liant

Les courbes des Figures 5 et 6 montrent tout d'abord l'existence d'un net optimum de résistance qui correspond aux recettes préparées avec le liant dit de référence 20GU/80Slag et pour les quatre temps de cure testés. Toutefois, avec 4.5% de liant et après 90 jours de cure c'est la recette avec le liant 10GU/90Slag qui a développé la résistance la plus élevée. L'optimum de résistance est aussi plus marqué lorsque le pourcentage de liant passe de 4.5% à 7%.

D'une manière générale, les résistances obtenues avec l'ensemble des recettes de mélanges avec 7% de liant sont systématiquement plus élevées que celles obtenues avec les recettes de mélanges avec 4,5% de liant. Il s'agit de l'effet de la proportion du liant qui a été observé par plusieurs auteurs : plus le pourcentage liant augmente et plus la résistance augmente.

Ces résultats montrent en outre que les plus faibles résistances mécaniques ont été obtenues avec le liant témoin (100GU). Par rapport au liant témoin et à 28 jours de cure, on observe un gain de résistance avec le liant 20GU/80Slag (référence) de 87% avec 4.5% de liant et un gain de 89% avec 7% de liant. À 90 jours de cure ces gains de résistance sont de 87% avec 4.5% de liant et de 88% avec 7% de liant.

4.2. Compression uniaxiale des recettes avec GU/FA-F

Les Figures 7 et 8 présentent la variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par les cendres de classe F (FA-F) et pour les quatre temps de cure. Les taux de substitution sont : 0%, 25%, 30%, 40%, 50% et 70% de FA-F avec deux pourcentages de liant de 4.5% (Figure 7) et 7% (Figure 8).

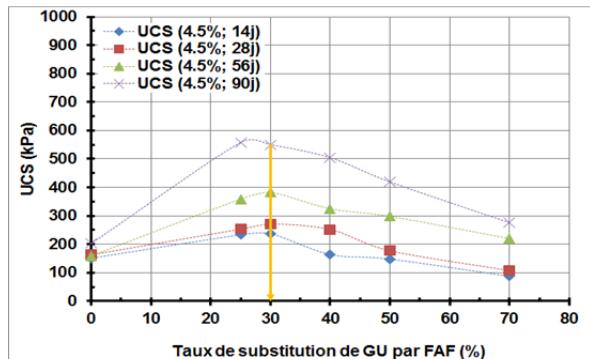


Figure 7. Variation d'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU (catégorie de liants GU/FA-F) pour les quatre temps de cure et pour 4.5% de liant

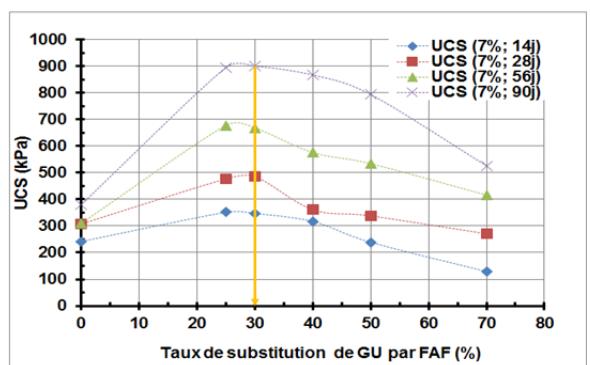


Figure 8. Variation d'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU (catégorie de liants GU/FA-F) pour les quatre temps de cure et pour 7% de liant

Les Figures 7 et 8 montrent des courbes en cloche qui traduisent l'existence d'un optimum de résistance qui correspond aux recettes préparées avec le liant dit optimal (70GU/30FA-F) et pour les quatre temps de cure. Tel qu'observé avec les liants GU/Slag, plus le pourcentage liant augmente et plus la résistance augmente. Aussi, l'optimum de résistance théorique semble correspondre à celui expérimental et avec les deux pourcentages de liant testés (4.5% et 7%).

Les résultats montrent qu'à court terme (14 et 28 jours de cure) la plus faible résistance mécanique a été développée avec le liant 30GU/70FA-F et ce, pour les deux pourcentages de liant testés. Par contre à moyen et long termes (56 et 90 jours de cure) la plus faible résistance a été développée avec le liant témoin (100GU). Par rapport au liant témoin et à 28 jours de cure, on observe un gain de résistance avec le liant 70GU/30FA-F (optimal) de 40% avec 4.5% de liant et un gain de 37% avec 7% de liant. À 90 jours de cure ces gains de résistance sont de 63% avec 4.5% de liant et de 58% avec 7% de liant. On peut noter que les plus forts gains de résistance sont obtenus avec le plus faible pourcentage de liant de 4.5%.

4.3. Compression uniaxiale des recettes GU/FA-C

Les Figures 9 et 10 présentent la variation de l'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU par la fly ash de classe C (FA-C) et pour les quatre temps de cure. Les taux de substitution sont : 0%, 30%, 40%, 47%, 50% et 60% de FA-C avec deux pourcentages de liant de 4.5% (Figure 9) et 7% (Figure 10).

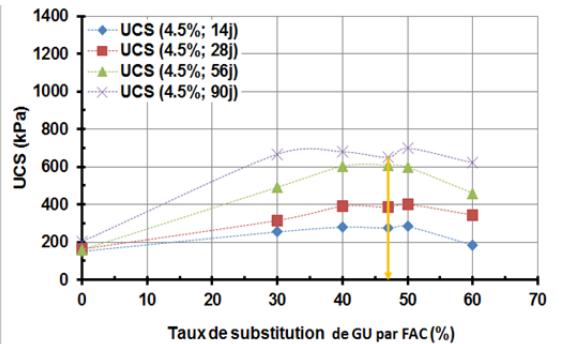


Figure 9. Variation d'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU (catégorie de liants GU/FA-C) pour les quatre temps de cure et pour 4.5% de liant

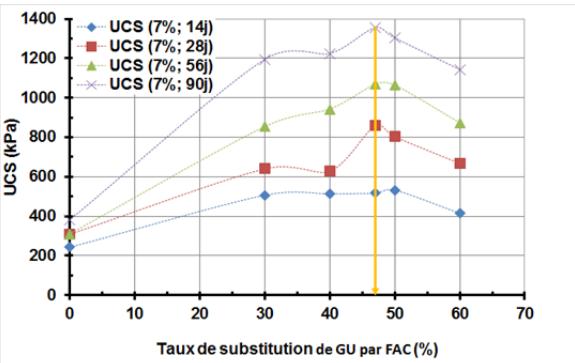


Figure 10. Variation d'UCS en fonction du pourcentage de substitution du ciment GU (catégorie de liants GU/FA-C) pour les quatre temps de cure et pour 7% de liant

Les Figures 9 et 10 montrent à nouveau des courbes en cloche qui traduisent l'existence d'un optimum de résistance correspondant aux recettes préparées avec le liant dit optimal (53GU/47FA-C) et pour les quatre temps de cure. On observe à nouveau que la résistance augmente avec l'augmentation du pourcentage de liant. Aussi, l'optimum de résistance théorique semble correspondre à celui expérimental, surtout avec le pourcentage de liant de 7%.

Ces résultats montrent que les plus faibles résistances mécaniques ont été obtenues avec le liant témoin (100GU). Par rapport au liant témoin et à 28 jours de cure, on observe un gain de résistance avec le liant 53GU/47FA-C (optimal) de 58% avec 4.5% de liant et un gain de 64% avec 7% de liant. À 90 jours de cure ces gains de résistance sont de 69% avec 4.5% de liant et de 72% avec 7% de liant. On peut

noter que les plus forts gains de résistance sont obtenus cette fois avec le plus fort pourcentage de liant de 7%.

4.4. Discussion

Les résultats d'UCS obtenus de l'ensemble des recettes de mélange de remblai en pâte cimenté révèlent que pour chaque type d'agent liant (ciment composé) il existait une recette optimale qui avait pu être anticipée avec l'aide de l'indice d'hydratation relative H_a . En d'autres termes, ces recettes ont pu développer la meilleure résistance aux quatre temps de cure et avec 4.5% et 7% de liant.

La Figure 11 présente la variation de l'UCS au cours du temps de cure pour les recettes optimales des trois catégories d'agents liants (20GU/80Slag, 70GU/30FA-F et 53GU/47FA-C) et pour le liant témoin (100GU). On y voit que les résistances obtenues avec le liant 20GU/80Slag étaient de loin les plus élevées, confirmant ainsi son choix comme liant de référence. D'autre part, même si tous les liants optimums ont la même valeur de $H_a = 0.46$, la Figure 11 suggère que les mécanismes de réaction d'hydratation diffèrent entre liants. Par conséquent, il serait difficile de définir un liant équivalent du fait des différences de leur degré de vitrification. En moyenne, l'UCS du liant de référence est 9 fois celle du liant 100GU, 5 fois celle du liant 70GU/30FA-F et 3 fois celle du liant 53GU/47FA-C.

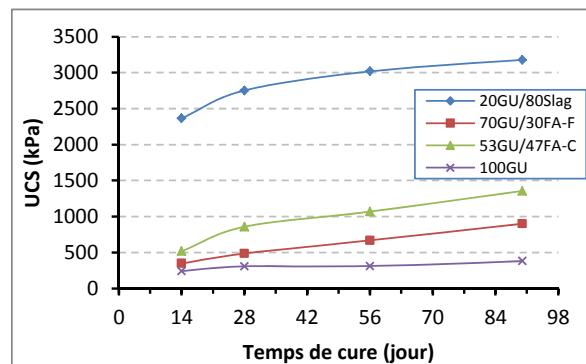


Figure 11. Variation de l'UCS en fonction du temps de cure pour la recette témoin et les recettes optimales ($H_a = 0.46$) préparées avec 7% de liant

5. CONCLUSION

Dans cet article, des paramètres physico-chimiques définis pour quantifier le contenu chimique et le degré de réactivité chimique relative des agents liants (ciments composés) utilisés généralement dans la fabrication des remblais miniers en pâte cimentés ont été présentés. Il s'agit du module hydraulique (Hm_b) et de l'indice d'hydratation relative (H_a) qui est défini en fonction de Hm_b et du facteur de réactivité relative (Rf_b). L'objectif de cet article était de valider expérimentalement ces paramètres physico-chimiques sur la base des essais de compression uniaxiale (UCS). Les paramètres Hm_b et H_a ont donc

été utilisés pour la sélection des agents liants optimaux parmi trois catégories de liants qui sont à base de slag (GU/Slag), de fly ash classe F (GU/FA-F) et de fly ash classe C (GU-FA-C). Les trois optimaux sélectionnés sont : 20GU/80Slag, 30GU/70FA-F et 53GU/47FA-C.

Les résultats d'UCS confirment clairement que les résistances mécaniques les plus élevées pour chaque catégorie de liant correspondaient exactement aux recettes préparées avec les liants optimaux sélectionnés à l'aide de H_a . Aussi, le fait que les résistances obtenues avec le liant 20GU/80Slag étaient les plus élevées de celles des autres types de liant valide le choix de ce liant comme liant de référence.

L'étude a démontré que l'indice d'hydratation relative (H_a) pourrait représenter un outil adéquat et simple pour la sélection des agents liants optimaux pour une utilisation dans les recettes de mélange des remblais miniers en pâte cimentée.

6. RÉFÉRENCES

- ACI Committee 211 (1998) Standard Practice for Selecting Proportions for Structural Lightweight Concrete, ACI 211.2-98, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 1998, 14 p.
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B. (2000). Mechanical behaviour of cemented paste backfill. In: Proceedings of 53th Canadian Geotechnical Conference, "Geotechnical Engineering at the dawn of the third millennium", 15-18 October 2000, Montreal, Vol. 1: 373-380.
- Belem, T., Bussière, B., Benzaazoua, M., (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill, in Proceedings of Tailings and Mine Waste'01, January 16-19, Fort Collins, Colorado, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 365-374.
- Belem, T., Benzaazoua, M. (2007). Underground mine paste backfill technology: applications and design methods. Geotechnical and Geological Engineering. Vol. 26(2): 147-174.
- Belem, T., Benzaazoua, M. (2008). Predictive models for prefeasibility cemented paste backfill mix design. Proc. International Symposium on Post-Mining 2008. Nancy, France. February 6-8, CD ROM.
- Belem, T. (2009). Développement d'une méthode intégrée d'analyse de stabilité des chantiers miniers remblayés. Rapport IRSST, Août 2009.
- Belem, T., Peyronnard, O., Benzaazoua, M. (2010). A model of formulation of blended binders for use in cemented mine backfills. Proceedings of 1st International Seminar on Reduction of Risk in the Management of Tailings and Mine Waste – Mine Waste 2010, A.B. Fourie and R.J. Jewell (eds), Australian Centre for Geomechanics, Perth, Australia (ISBN 978-0-9806154-2-5), 29 sept – 1st oct. 2010, pp. 433-447.
- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S. Newman, P., Verburg, R. (1999). Cementitious backfill with high sulfur content: physical, chemical and mineralogical characterization. Cement and Concrete Research, 29, pp. 719-725.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Bussière, B. Ouellet, S. (2002). Évolution des propriétés des remblais en pâte : principaux paramètres d'influence, Compte rendu du 17e Colloque en contrôle de terrain, Association minière du Québec, Val d'Or, Mars 2002.
- Benzaazoua, M., Fall, M. and Belem, T. (2004a). A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. Minerals Engineering. Vol. 17(2): 141-152.
- Benzaazoua, M., Marion, P., Picquet, I. and Bussière, B. (2004b). The use of pastefill as a solidification and stabilization process for the control of acid mine drainage. Minerals Engineering. Vol. 17(2): 233-243.
- Benzaazoua, M., Peyronnard, O., Belem, T., Fried, E., Stephan D. and Dublet, G. (2010). Key issues related to behavior of binders in cemented paste backfilling. Paste 2010, R.J. Jewell and A.B. Fourie (eds), Toronto, Canada, 3-6 May. Vol. 13: 345-364.
- Hassani, F., archibald, J.H. (1998). Mine Backfill. CD-ROM.
- Peyronnard, O., Benzaazoua, M. (2012). Alternative by-product based binders for cemented mine backfill: Recipes optimization using Taguchi method, Minerals Engineering, 29: 28-38.