



BIBLIOTHÈQUE

CÉGEP DE L'ABITIBI-TÉMISCAMINGUE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

Mise en garde

La bibliothèque du Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue et de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) a obtenu l'autorisation de l'auteur de ce document afin de diffuser, dans un but non lucratif, une copie de son œuvre dans [Depositum](#), site d'archives numériques, gratuit et accessible à tous. L'auteur conserve néanmoins ses droits de propriété intellectuelle, dont son droit d'auteur, sur cette œuvre.

Warning

The library of the Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue and the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) obtained the permission of the author to use a copy of this document for nonprofit purposes in order to put it in the open archives [Depositum](#), which is free and accessible to all. The author retains ownership of the copyright on this document.

UNIVERSITÉ DE QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

ÉCOLE NATIONALE DES INGÉNIEURS DE SFAX

**VALIDATION EXPÉRIMENTALE D'UN MODÈLE SEMI-EMPIRIQUE DE
PRÉDICTION DE LA RÉSISTANCE MÉCANIQUE DES REMBLAIS ROCHEUX
CIMENTÉS : UNE NOUVELLE APPROCHE DE CONTRÔLE QUALITÉ**

Ghada RAFRAF

INSTITUT DE RECHERCHE EN MINES ET ENVIRONNEMENT (IRME)

ÉCOLE DE GÉNIE (EDG)

MÉMOIRE EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE LA MAÎTRISE EN INGÉNIERIE

Avril 2024

DÉDICACE

*À mes très chers parents **Sayed et Nabih***

Aucune dédicace ne saurait être assez éloquente pour exprimer ce que vous méritez.

*À mon cher frère **Ghassen** et ma chère sœur **Sarra***

En témoignage de l'attachement, de l'amour et de l'affection que je porte pour vous.

Malgré la distance, vous êtes toujours dans mon cœur.

REMERCIEMENTS

C'est avec un grand plaisir que j'exprime mes vifs remerciements et ma profonde gratitude envers tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réussite de ma maîtrise ainsi que mon projet de recherche.

Je remercie Monsieur Tikou BELEM, mon directeur de recherche pour sa disponibilité, sa patience, son engagement, son encadrement de haute qualité et pour tous ses conseils précieux et judicieux tout au long de ma maîtrise qui m'ont grandement enrichi sur le plan académique ainsi que relationnel.

Je tiens également à remercier Monsieur Hatem MRAD, mon co-directeur de l'UQAT et Monsieur Abdelkader KRICHEN, mon co-directeur de recherche à l'ENIS, pour leurs disponibilités et leurs soutiens tout au long de cette maîtrise.

Ma gratitude va aussi à toute l'équipe de l'URSTM, en particulier à Pierre-Alain JACQUES pour son aide à réaliser mes travaux de laboratoire pour ce projet.

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

De fond de mon cœur, je remercie mes parents, mon frère et ma sœur pour leur amour inconditionnel et leur précieux soutien qui ont été la source de ma motivation.

Mes vifs remerciements et mes profonds respects s'adressent aussi aux membres du jury d'avoir accepté d'évaluer cet humble travail.

RÉSUMÉ

Le domaine minier constitue un pilier essentiel pour l'économie de la province de Québec, contribuant de manière significative à son PIB. Cependant, cette industrie génère d'importantes quantités des déchets solides, notamment les roches stériles (RS) et les résidus miniers (RM), qui posent un défi environnemental notable. Pour résoudre cette problématique, une solution adoptée est la réutilisation de ces déchets comme matériaux de remblai, donnant naissance à différents types de remblais miniers, dont les remblais rocheux cimentés (RRC). Leur appréciation croissante dans l'industrie s'explique par leur robustesse et leur capacité à assurer la stabilité des sites miniers grâce à une résistance à la compression (UCS) élevée. Toutefois, l'application des RRC reste complexe en raison de la variabilité de leurs caractéristiques et de la complexité liée à leur préparation, sans compter l'absence de méthodes de conception standardisées.

Cette recherche vise à mettre au point une méthode de contrôle qualité technique pour les mélanges de RRC, s'appuyant sur une évaluation précise de leur résistance mécanique. L'étude s'articule autour de l'utilisation d'un modèle semi-empirique existant, conçu pour estimer l'UCS des RRC à partir des propriétés de leurs composants. La phase suivante de la recherche consiste en la validation et le calibrage de ce modèle grâce à l'analyse de données existantes et à l'expérimentation de nouvelles compositions en laboratoire. Cette étape cruciale conduit au développement d'une application dédiée à la prédiction des constantes spécifiques au type de ciment utilisé, facilitant ainsi l'adoption du modèle semi-empirique à large échelle. En complément, l'étude développe une procédure de contrôle qualité pour les mélanges de RRC. Cette démarche inclut la collecte et l'analyse des miettes d'éprouvettes pour déterminer leur teneur en eau gravimétrique, un paramètre déterminant pour évaluer divers indicateurs de qualité tels que la densité humide et sèche, ainsi que le taux de porosité des remblais.

Les résultats obtenus montrent l'efficacité du modèle semi-empirique dans la prédiction de l'UCS des RRC, avec des coefficients de corrélation proches de 1, démontrant la robustesse et la fiabilité du modèle semi-empirique étudié. En conclusion, cette recherche souligne l'importance de surveiller attentivement les caractéristiques géotechniques et de choisir avec soin les composants des remblais pour garantir non seulement leur performance mais également leur durabilité et leur stabilité environnementale.

Mots clés : RRC, UCS, validation, calibrage, semi-empirique, corrélation, contrôle, qualité.

ABSTRACT

The mining sector is a crucial pillar for the economy of the province of Quebec, significantly contributing to its GDP. However, this industry generates substantial amounts of solid waste, particularly waste rocks (RS) and mining residues (RM), posing a significant environmental challenge. To address this issue, a solution has been adopted involving the reuse of these wastes as backfill materials, leading to various types of conventional mining backfills, including Cemented Rockfills (CRF). Their growing appreciation in the industry is due to their robustness and their ability to ensure the stability of mining sites through high uniaxial compressive strength (UCS). Nevertheless, the application of CRF remains complex due to the variability of their characteristics and the complexity associated with their preparation, not to mention the absence of standardized design methods.

This research aims to develop a technical quality control method for CRF mixtures, based on an accurate evaluation of their mechanical resistance. The study focuses on the use of an existing semi-empirical model, designed to estimate the UCS of CRF based on the properties of its components. The first phase of the research involves validating and calibrating this model through the analysis of existing data and experimentation with new mixtures in the laboratory. This crucial step leads to the development of an application dedicated to predicting constants specific to the type of cement used, thus facilitating the adoption of the semi-empirical model on a large scale. Additionally, the study develops a quality control procedure for CRF mixtures. This approach includes the collection and analysis of specimen crumbs to determine their gravimetric water content, a crucial parameter for evaluating various quality indicators such as wet and dry density, as well as the porosity rate of the backfills.

The results obtained demonstrate the effectiveness of the semi-empirical model in predicting the UCS of CRF, with correlation coefficients close to 1, showcasing the robustness and reliability of the studied semi-empirical model. In conclusion, this research highlights the importance of closely monitoring geotechnical characteristics and carefully selecting the components of backfills to ensure not only their performance but also their durability and environmental stability.

Keywords: CRF, UCS, validation, calibration, semi-empirical, correlation, quality control.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	I
REMERCIEMENTS	II
RÉSUMÉ.....	III
ABSTRACT	IV
TABLE DES MATIÈRES	V
LISTE DES TABLEAUX.....	X
LISTE DES FIGURES.....	XI
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XVI
LISTE DES ANNEXES.....	XIX
1 INTRODUCTION.....	XIX
1.1 Contexte de l'étude.....	1
1.2 Problématique.....	4
1.3 Objectifs	5
1.3.1 Objectif principal.....	5
1.3.2 Sous-objectifs spécifiques ou phases du projet	5
1.4 Hypothèses de recherche.....	6
1.5 Originalité du projet	6
1.6 Structure du mémoire	7
2 REVUE DE LITTÉRATURE	8
2.1 Généralités sur les remblais miniers.....	8
2.1.1 Remblais en pâte cimentés (RPC).....	9
2.1.2 Remblai hydraulique	10
2.1.3 Remblai rocheux	12

2.1.3.1	Classification des remblais rocheux.....	12
2.1.3.2	Cas particulier des remblais rocheux cimentés	13
2.1.3.3	Caractéristiques hydromécaniques des remblais rocheux cimentés.....	13
2.1.3.4	Facteurs influençant la résistance mécanique des RRC	14
2.1.3.4.1	Rapport Eau/Ciment (E/C).....	15
2.1.3.4.2	Distribution granulométrique des roches stériles	15
2.1.3.4.3	Types de liant.....	15
2.1.3.4.4	Taux ou ratio de liant (B _w %).....	16
2.2	Résistance mécanique des remblais miniers	16
2.2.1	Résistance à la compression uniaxiale (UCS).....	17
2.2.2	Résistance à la compression triaxiale.....	18
2.3	Critères de rupture des remblais cimentés.....	19
2.3.1	Critère de Mohr-Coulomb.....	19
2.3.2	Critères de Hoek & Brown (1980).....	20
2.4	Modèles existants d'estimation de la résistance requise des remblais	20
2.4.1	Modèle de Mitchell et al (1981).....	20
2.4.1.1	Considérations théoriques préalables	20
2.4.1.2	Modèle du bloc confiné 3D.....	21
2.4.1.3	Modélisation numérique des essais sur modèles physiques réalisés par Mitchell et al. (1982)	23
2.4.2	Modèle de Mitchell et al. (1982) modifié par Li et Aubertin (2012).....	24
2.4.2.1	Modèle du bloc 3D confiné modifié pour un rapport de forme élevé.....	24
2.4.2.2	Modèle du bloc 3D confiné modifié pour un rapport de forme faible	25
2.4.3	Modèle d'Arioglu (1984)	26
2.4.4	Modèle de Belem et al. (2022).....	28
2.5	Modèles existants de prédiction de la résistance mécanique des remblais	31

2.5.1	Modèle de Arioglu (1984) pour les remblais aux granulats.....	31
2.5.1.1	Modèle d'Arioglu (1984)	31
2.5.1.2	Détermination du rapport eau/ciment (E/C).....	32
2.5.1.3	Détermination du rapport squelette solide/ciment	32
2.5.1.4	Détermination des quantités de ciment et d'agrégats.....	32
2.5.1.5	Détermination de la quantité totale d'eau	32
2.5.2	Modèle de Lamos et Clark (1989) pour tout type de remblai minier.....	33
2.5.3	Modèle de Mitchell et Wong (1982).....	33
2.5.4	Modèle de Yu (1989)	33
2.5.5	Modèle de Belem (2020).....	34
2.5.5.1	Modèle de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale (UCS)	34
2.5.5.2	Validations et limitations du modèle de Belem (2020).....	37
2.5.6	Modèle de Belem (2023).....	38
3	MÉTHODOLOGIE.....	40
3.1	Matériels.....	40
3.1.1	Roches stériles.....	40
3.1.1.1	Tamissage et homogénéisation	41
3.1.1.2	Caractérisation physique des roches stériles	43
3.1.1.2.1	Distribution granulométrique	43
3.1.1.2.2	Densité relative	45
3.1.2	Liants hydrauliques	46
3.1.3	Eau de mélange	46
3.2	Méthodes	46
3.2.1	Validation expérimentale du modèle semi-empirique de Belem 2023	46
3.2.1.1	Procédure expérimentale pour la fabrication des moules.....	46

3.2.1.2	Calcul des mélanges	47
3.2.1.3	Formules mathématiques.....	48
3.2.1.4	Fabrication des éprouvettes de remblais rocheux cimentés	49
3.2.1.5	Cassage des éprouvettes des RRC.....	49
3.2.2	Validation expérimentale du modèle de prédiction de l'UCS du coulis/lait de liant 50	
3.2.3	Calibrage et ajustement du modèle général validé.....	52
3.2.4	Proposition d'une petite application pour le calcul du facteur de pondération du liant $\alpha_{i,j}$ 52	
3.2.5	Proposition d'un protocole technique général pour le suivi du contrôle qualité (CQ) de la préparation des recettes de mélange de RRC	53
4	RÉSULTATS ET DISCUSSION.....	56
4.1	Validation du modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance des remblais rocheux cimentés.....	56
4.1.1	Vérification préliminaire du modèle de prédiction de la résistance mécanique des remblais rocheux cimentés	56
4.1.1.1	Effet de la variation de pourcentage de liant $B_w\%$ sur l'UCS prédit.....	56
4.1.1.2	Effet de la variation du temps de cure dans la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés.....	57
4.1.1.3	Effet de la variation du diamètre des particules dans la prédiction de l'UCS.....	58
4.1.1.4	Effet de la variation du rapport eau/ciment sur la résistance prédite	59
4.1.2	Analyse des résultats de cassage des éprouvettes des RRC	60
4.1.2.1	Résultats de cassage des éprouvettes des RRC	60
4.1.2.2	Analyse des résultats	63
4.1.2.3	Ajustement du modèle semi-empirique de Belem (2023).....	64

4.2	Validation du modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance de coulis de ciment.....	69
4.2.1	Vérification préliminaire du modèle semi-empirique pour la prédiction de la résistance de coulis de ciment	69
4.2.2	Analyses des résultats de cassage pour les éprouvettes de coulis de ciment	71
4.2.3	Ajustement du modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment.....	72
4.3	Interface de calcul de $\alpha_{i,j}$	74
4.4	Procédure technique pour le contrôle qualité (QC) des remblais rocheux cimentés.....	75
4.4.1	Teneur en eau gravimétrique W_{finale} (%)	75
4.4.2	Variation de la masse volumique humide	78
4.4.3	Relation entre la masse volumique sèche (ρ_d) et l'UCS.....	80
4.4.4	Relation entre le pourcentage de vide d'air initial A_0 (%) et l'UCS	83
5	CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS	85
5.1	Conclusion générale	85
5.2	Recommandations	88
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	90

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Échelle de grandeur de la résistance à la compression uniaxiale en fonction de sa fonction (tiré de Belem, 2009)	17
Tableau 2.2: Conditions aux limites pour les remblais rocheux cimentés ou RRC (Belem et al., 2022).....	30
Tableau 2.3: Constantes utilisées dans l'équation (2.23) (Belem, 2020).....	34
Tableau 2.4: Les valeurs des performances paramétriques pour la résistance à la compression uniaxiale prédite ($UCS_{prédite}$) (Rafrat et al., 2023).....	37
Tableau 2.5: Constantes du modèle semi-empirique de Belem (2023)	39
Tableau 3.1: Paramètres pour le traçage de la courbe de la distribution granulométrique des roches stériles utilisées	44
Tableau 3.2: Résultats des essais pour la détermination de la densité relative.....	46
Tableau 3.3: Différentes recettes de remblai rocheux cimenté	47
Tableau 3.4: Formules mathématiques utilisées pour le calcul des mélanges des remblais rocheux cimentés.....	48
Tableau 3.5: Exemple de calcul de mélange pour le coulis de ciment	51
Tableau 3.6: Les formulations mathématiques pour les calculs des paramètres pour la procédure de contrôle qualité	55
Tableau 4.1 : Valeurs de la constante $\alpha_{0,j}$ pour les deux types de ciment GU et GU-Slag après ajustement avec la fonction <i>Minimize</i> de Python	64
Tableau 4.2: Valeurs des constantes $\alpha_{0,j}$ pour chaque type de ciment pour le modèle de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment de Belem (2023).....	72

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 Entreposage en surface des rejets miniers solides : a) résidus miniers en pulpe déposés dans un parc à résidus (Parc à résidus de la fonderie Horne) b) roches stériles entreposées dans une halde de stériles (Bussière et al., 2015)	2
Figure 1-2 Les principaux ingrédients des remblais miniers cimentés (adapté de Benzaazoua et al., 2003).....	3
Figure 2-1 Aperçu sur les types de remblai conventionnels (adapté de Belem, 2022; <i>Notes de cours</i>).....	8
Figure 2-2 Schématisation de l'interaction des différents ingrédients entrant dans la préparation du remblai en pâte cimenté (adapté de Benzaazoua et al., 2002).....	9
Figure 2-3: Distribution granulométrique des résidus prélevés des mines canadiennes (Bussière, 2007).....	10
Figure 2-4: Courbes granulométriques pour la préparation du remblai hydraulique (Dalcé, 2018)	11
Figure 2-5: Exemple de l'évolution de la résistance à la compression uniaxiale en fonction du temps pour deux types de ciments en variant le pourcentage des additifs dans le liant (Jiang et al., 2019).....	18
Figure 2-6: Courbes d'essais en compression triaxiale pour les RPC (Belem et al., 2000).....	18
Figure 2-7 Critère de rupture de Mohr-Coulomb (Belem, 2023; <i>Notes de cours</i>).....	19
Figure 2-8: Modèle du bloc confiné de Mitchell et al. (1982)	22
Figure 2-9: Chantier remblayé avec un rapport d'aspect faible (a) sans et (b) en prenant compte de la fissuration de tension, et le plan de glissement correspondant (Li et Aubertin, 2012)	25
Figure 2-10: Mode de rupture du bloc confiné (Arioglu, 1984)	26
Figure 2-11 Géométrie 3D de la rupture par glissement du bloc de remblai : q = charge de surcharge (kN/m ²) ; F_f = force de cisaillement sur le plan de rupture (kN) ; $F_{wall-1,2}$ = force de cisaillement aux interfaces des parois latérales (kN) ; F_{ut} = force de traction uniaxiale sur la paroi arrière (kN) (Belem et al., 2022).....	29

Figure 2-12 UCS du RRC prédit en fonction du temps de cure, du type d'agent liant et du taux de liant (4, 6 et 8%) : a) effet du liant GU/Slag, b) effet du liant GU/FA et $d_{\max} = 2$ po (5 cm) (Belem, 2020).....	35
Figure 2-13 UCS prédit en fonction du temps de cure ($w/c=1$, $B_w=4\%$): a) effet de la taille max des particules (dm) des roches stériles (RS) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de la taille max des particules (dm) de RS avec le type de liant GU/FA.....	35
Figure 2-14 UCS prédit en fonction du temps de cure ($w/c=1$, $B_w=4\%$ et $d_m=4$ po): a) effet de la densité relative (DR) des roches stériles (RS) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de DR des RS avec le type de liant GU/FA (Belem, 2020).....	36
Figure 2-15 UCS prédit en fonction du temps de cure ($W/C=1$, $G_s-WR = 2,45$ et $d_m=2$ po): a) effet du taux massique de liant ($B_w\%$) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de $B_w\%$ avec le type de liant GU/FA (Belem, 2020).....	36
Figure 2-16 UCS prédit en fonction du temps de cure ($B_w=2\%$, $G_s-WR = 2,45$ et $d_m=2$ po) : a) effet du rapport massique eau/ciment ou liant ($w.c.$) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de $w.c.$ avec le type de liant GU/FA (Belem, 2020).....	36
Figure 2-17: Variation l'UCS en fonction du ratio E/C (Rafrat et al. 2023)	37
Figure 2-18 Paramètre f_{GSD} en fonction de pourcentage des particules fines	38
Figure 3-1: Prise d'essai de roches stériles séchées à l'étuve à 60°C pendant 48 heures	40
Figure 3-2: a) Tamisage des roches stériles. b et c) Homogénéisation des roches stériles, d) stockage des roches stériles dans des chaudières	42
Figure 3-3: a) Tamisage de la partie fine de l'échantillon, b) Tamisage de la partie grossière de l'échantillon).....	43
Figure 3-4: Distribution granulométrique des roches stériles utilisées (tiré de Rafrat et al., 2023)	45
Figure 3-6: a) Eau avec le ciment, b) Mélange de RRC dans la bétonnière, c) Portions du mélange de remblai rocheux cimenté, d) moules remplies prêtes pour la mise pour durcissement....	49

Figure 3-7: (a) moules après un temps de cure de 14 jours (b) moules après la procédure de surfacage (c) un cylindre démoulé (d) un cylindre sous compression uniaxiale (e) un cylindre après avoir atteint la résistance à la compression uniaxiale	50
Figure 3-8: Cercle présentant les étapes de PCDA	54
Figure 4-1: Effet de la variation de la proportion de liant $B_w\%$ dans la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale pour un temps de cure de 14 jours et une densité relative $G_s = 2.8$	57
Figure 4-2: Variation de l'UCS prédite en fonction de temps de cure pour un pourcentage de liant $B_w\% = 4\%$ et $E/C = 1.0$	58
Figure 4-3: Variation de l'UCS prédit en fonction de la taille des particules	59
Figure 4-4: Variation de l'UCS en fonction du rapport eau/ciment	60
Figure 4-5 Histogramme présentant les valeurs expérimentales de l'UCS pour trois pourcentages de liant, un temps de cure de 14 jours, deux types de liant et un ratio $E/C = 1$	61
Figure 4-6: Histogramme présentant les valeurs expérimentales de l'UCS pour trois pourcentages de liant et pour deux temps de cure, un type de liant (GU seul) et $E/C = 1$	61
Figure 4-7: Histogramme présentant les valeurs expérimentales de l'UCS pour trois pourcentages de liant (4%, 6% et 8%) et pour deux ratios E/C (1 et 1,2).....	62
Figure 4-8: Variation de l'UCS expérimentale en fonction de la proportion de liant pour deux ratios eau/ciment (E/C)	62
Figure 4-9: Histogrammes présentant une comparaison entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour le type de ciment GU seul pour 3 pourcentages de liants et : a) $t = 28$ jours avec $E/C = 1$, b) $t = 14$ jours avec $E/C = 1,2$	65
Figure 4-10: Histogrammes présentant une comparaison entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour le type de ciment GU-Slag pour 3 pourcentages de liants, a) $t=14$ jours et $E/C = 1$, b) $t = 14$ jours et $E/C = 1.2$	65
Figure 4-11: Régressions linéaires entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour les mélanges élaborés avec uniquement du GU	67

- Figure 4-12:** Régressions linéaires entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour les mélanges élaborés avec GU-Slag..... 67
- Figure 4-13:** Variation de l'UCS prédite en fonction du rapport eau/ciment pour deux temps de cure 70
- Figure 4-14:** Variation de l'UCS prédite en fonction de temps de cure pour trois rapports E/C.. 70
- Figure 4-15:** Variation de l'UCS expérimentale en fonction de rapport eau/ciment pour un temps de cure de 3 jours et deux types de liants (a) GU-Slag et (b) GU 71
- Figure 4-16** Histogrammes comparatifs entre les résultats obtenus pour deux types de ciment (a) GU-Slag et (b) GU, 3 rapports E/C et un temps de cure de 3 jours. 72
- Figure 4-17:** Régression linéaire entre les résultats prédits et les résultats expérimentaux de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) de coulis de ciment pour deux types de ciment : a) GU-Slag et b) GU et 3 rapports E/C et un temps de cure de 3 jours. 73
- Figure 4-18 :** Interface développée pour le calcul du paramètre $\alpha_{i,j}$ 74
- Figure 4-19:** Teneur en eau gravimétrique finale (en %) des éprouvettes de RRC pour le type de ciment GU-Slag pour un temps de cure de 14 jours, trois proportions de liant et deux rapports E/C (a) E/C=1 (b) E/C=1.2..... 75
- Figure 4-20:** La teneur en eau gravimétrique finale (en %) des éprouvettes de RRC pour le type de ciment GU seul pour un temps de cure de 14 jours, trois proportions de liant et deux rapports E/C (a) E/C = 1 (b) E/C = 1.2..... 75
- Figure 4-21:** Variation de l'UCS en fonction de la W_{finale} (%) pour des RRC avec GU-Slag et un temps de cure $t=14$ jours, E/C=1 : a) $B_w\%=4\%$, b) $B_w\% = 6\%$, c) $B_w\% = 8\%$ 77
- Figure 4-22:** Variation de l'UCS en fonction de la W_{finale} (%) pour des RRC avec GU et un temps de cure $t=14$ jours, E/C=1 : a) $B_w\%=4\%$ et b) $B_w\% = 6\%$ 77
- Figure 4-23:** Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 14 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU-Slag, en prenant un E/C = 1 : a) $B_w\% = 4\%$, b) $B_w\% = 6\%$, c) $B_w\% = 8\%$ 78

- Figure 4-24:** Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 14 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU-Slag, en prenant un $E/C = 1.2$: a) $B_w\% = 6\%$, b) $B_w\% = 8\%$ 78
- Figure 4-25:** Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 14 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU seul, en prenant un $E/C = 1$: a) $B_w\% = 4\%$, b) $B_w\% = 6\%$, c) $B_w\% = 8\%$ 79
- Figure 4-26:** Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 28 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU, en prenant un $E/C = 1$: a) $B_w\% = 4\%$, b) $B_w\% = 6\%$ 79
- Figure 4-27:** Variation de l'UCS en fonction de la densité sèche pour des triplicatas de différents mélanges..... 82
- Figure 4-28:** Corrélation entre l'UCS et la densité sèche 83
- Figure 4-29:** La variation de l'UCS en fonction de A_0 (%) pour un RRC mélangé avec de GU-Slag, pour un ratio $E/C = 1$, un temps de cure de 14 jours et deux proportions de ciment : a) $B_w\% = 4\%$ et b) $B_w\% = 8\%$ 84
- Figure 4-30:** La variation de l'UCS en fonction de A_0 (%) pour un RRC mélangé avec de GU pour un ratio $e/c = 1$, un temps de cure de 14 jours et deux proportions de ciment : a) $B_w\% = 4\%$ et b) $B_w\% = 6\%$ 84

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

$A_0(\%)$	Pourcentage des vides d'air
AMQ	Association minière du Québec
ASTM	<i>American Society for Testing Materials</i>
B_w	Binder ratio (mass fraction) by dry mass of tailings and aggregate [-]
c	cohésion du remblai (kPa)
cm	Centimètre
CRF	<i>Cemented rockfills</i>
C_U	Coefficient d'uniformité
C_w	Pourcentage de solides
d	Diamètre [L]
D_{10}	Diamètre des particules correspondant à 10% passant [L]
D_{20}	Diamètre des particules correspondant à 20% passant [L]
D_{30}	Diamètre des particules correspondant à 30% passant [L]
D_{40}	Diamètre des particules correspondant à 40% passant [L]
D_{50}	Diamètre des particules correspondant à 50% passant [L]
D_{60}	Diamètre des particules correspondant à 60% passant [L]
g	Grammes
G_s	<i>Specific gravity</i> ou Densité relative, D_R [-]
E	Module de déformation élastique ou appelé aussi le module de Young (GPa)
e	Indice des vides
e/c ou E/C	Rapport eau/ciment
FA	Fly ash ou cendres volantes
GU	<i>General Use Portland Cement</i> (Ciment Portland à usage général)
IRME	Institut de Recherche en Mines et en Environnement

kg	Kilogramme
km	Kilomètre
m	Mètre
m_{liant}	Masse de liant [M]
mm	Millimètres
mm/h	Millimètre par heure
n	Porosité
$M_{RS/humide}$	Masse des roches stériles à l'état humide [M]
$M_{RS/secs}$	masse des roches stériles sèches [M]
MPa	Mégapascal
QC	<i>Quality Control</i>
RH	Remblai hydraulique non cimenté
RR	Remblai rocheux non cimenté
RHC	Remblai hydraulique cimenté
RRC	Remblai rocheux cimenté
RPC	Remblai en pâte cimenté
RPG	Remblai en pâte aux granulats
S	<i>Slump</i> (affaissement en pouces, cm ou mm)
Slag	Scories (ou <i>ground granulated blast furnace slag</i> – GGBFS)
UCS	<i>Uniaxial Compressive Strength</i> (résistance à la compression uniaxiale)
USCS	<i>Unified Soil Classification System</i>
UQAT	Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue
URSTM	Unité de Recherche et de Service en Technologie Minérale
w	Teneur en eau massique ou <i>Water content</i> [-]
w/c ou W/C	<i>Water to cement ratio</i> [-]

μm	Micromètre
γ_s	Poids volumique des grains solides [$\text{ML}^{-2}\text{L}^{-2}$]
γ_w	Poids volumique de l'eau [$\text{ML}^{-2}\text{L}^{-2}$]
ρ_w	Masse volumique grains solides [ML^{-3}]
ρ_w	Masse volumique de l'eau [ML^{-3}]
ϕ	Angle de friction interne
τ	Résistance au cisaillement

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A ARTICLE - EXPERIMENTAL VALIDATION OF A PREDICTION MODEL OF THE COMPRESSIVE STRENGTH OF CEMENTED ROCKFILLS	97
ANNEXE B ARTICLE – EMPIRICAL VALIDATION OF A MODEL FOR PREDICTING THE COMPRESSIVE STRENGTH OF CEMENTED ROCKFILL: ADVANCING QUALITY CONTROL METHODOLOGIES.....	114
ANNEXE C CALCUL DES MASSES DE DIFFÉRENTES COMPOSITION DES MÉLANGES DES REMBLAIS ROCHEUX CIMENTÉS.....	129
ANNEXE D RÉSULTATS DES ESSAIS DE COMPRESSION UNIAXIALE ET CALCUL DES PARAMÈTRES CLÉS POUR LA PROCÉDURE DE CONTRÔLE	132

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte de l'étude

Des études récentes ont mis en évidence que l'exploration géologique et l'exploitation de sites miniers en activité dans la Province de Québec contribuent de façon directe dans l'évolution de son produit intérieur brut (PIB). En outre, les économistes ont estimé d'après les statistiques de 2018 que les retombées économiques de l'industrie minière au PIB ont atteint les 9 milliards dollars canadiens (Association minière de Québec - AMQ, 2019).

Ces chiffres mettent en lumière la contribution fondamentale de l'industrie minière dans l'économie de la province de Québec et soulignent l'importance de poursuivre les efforts d'exploration et d'exploitation responsables pour soutenir la croissance économique de la région.

Cependant, malgré le rôle primordial que joue l'industrie minière dans le développement du PIB, nul ne peut nier qu'elle produit également des quantités importantes de rejets solides peuvent être réactifs et générer des eaux acides (Environnement Canada, 2009; Bussière, 2007; Aubertin et al., 2002; Amaratunga & Yaschyshyn, 1997; Brummer & Moss, 1991; MEND, 1990). Il faut souligner qu'au Canada, l'industrie minière produit près de 800 millions de tonnes/année de rejets miniers solides lors des opérations d'exploitation des gisements de minerais (Lapointe, 2020). Les rejets solides se composent de deux fractions : la fine qui correspond aux rejets de concentrateur ou résidus miniers qui sont déposés dans des barrages de résidus ou parcs à résidus (Figure 1-1b) et la grossière qui correspond aux roches stériles qui sont entreposées dans des aires d'empilement ou haldes (Figure 1-1a).

Cette diversité des rejets miniers présente la complexité de leur gestion et de leur impact sur l'environnement; ce qui souligne l'importance de mettre en œuvre des pratiques durables destinées à l'industrie minière.

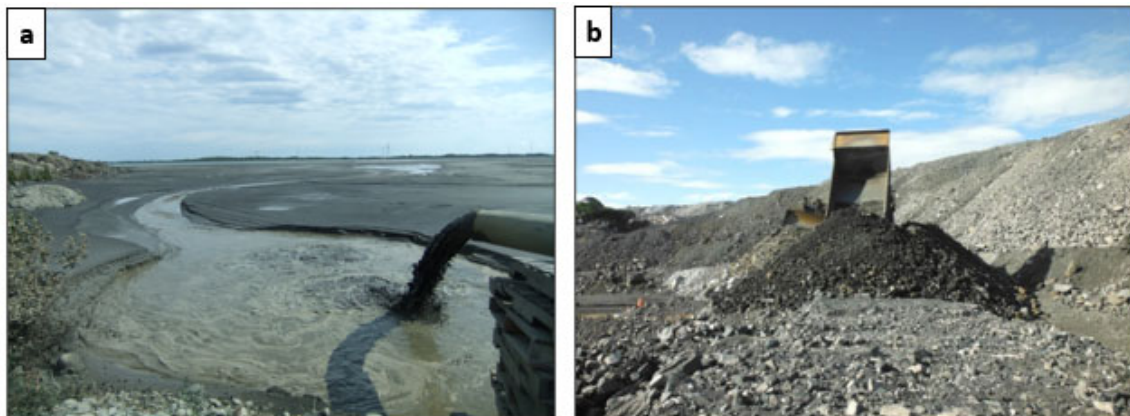


Figure 1-1 Entreposage en surface des rejets miniers solides : a) résidus miniers en pulpe déposés dans un parc à résidus (Parc à résidus de la fonderie Horne) b) roches stériles entreposées dans une halde de stériles (Bussière et al., 2015)

Les résidus miniers générateurs d'eau acide auront un impact désastreux sur l'environnement (eaux de surface et souterraines ou nappe phréatique, faune et flore). Depuis quelques décennies, les normes environnementales sont de plus en plus sévères en matière de gestion des rejets solides. Afin de réduire les risques de pollution environnementale liés à l'entreposage en surface des rejets solides, l'industrie minière a su modifier ses méthodes d'exploitation en souterrain afin de pouvoir réutiliser les rejets comme éléments structuraux (support secondaire des terrains). En effet, selon la méthode d'extraction employée, les roches stériles peuvent être en partie utilisées comme remblai rocheux, tandis que les résidus miniers fins peuvent être utilisés comme remblai dit hydraulique ou en pâte (Figure 1-2). Ce processus est connu sous le nom de remblayage minier souterrain et présente de nombreux avantages économiques et environnementaux (e.g. Hassani & Bois, 1992 ; Farsangi et al., 1996 ; Hassani et Archibald, 1998 ; Nantel, 1998 ; Archibald et al., 2000). Le remblayage souterrain favorise la réduction des impacts environnementaux des rejets miniers en réduisant les risques d'instabilités physique et chimique liés à l'entreposage en surface (e.g., Aubertin et al., 2002 ; Potvin et al., 2005) et limitant les effondrements et les affaissements miniers (Coates, 1981).

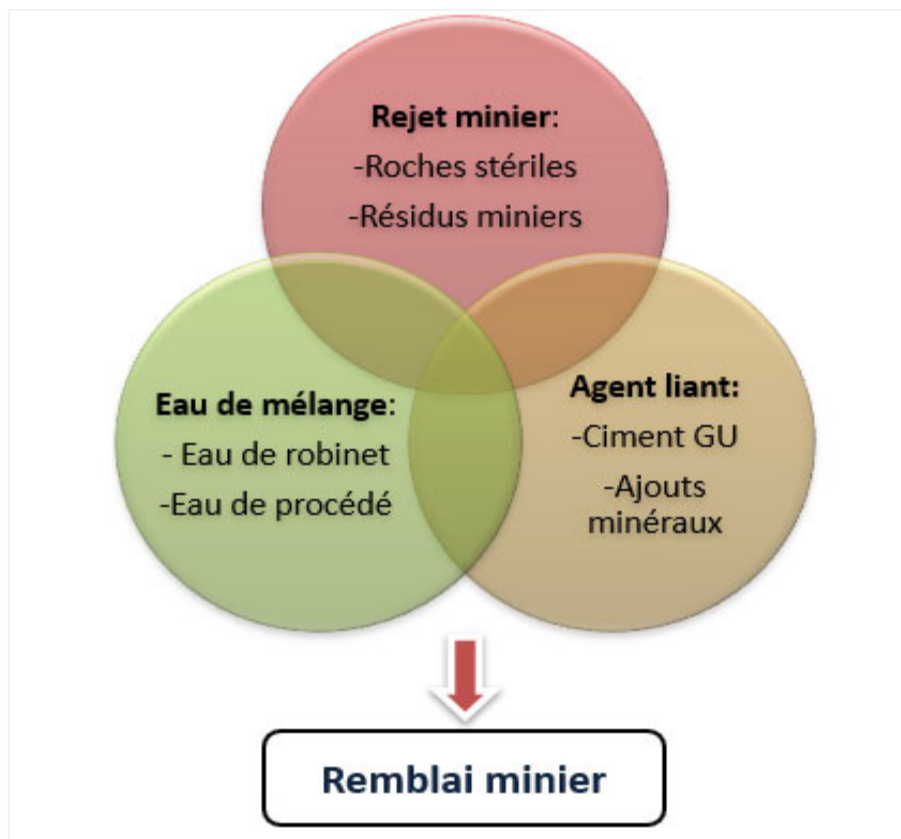


Figure 1-2 Les principaux ingrédients des remblais miniers cimentés (adapté de Benzaazoua et al., 2003)

L'adoption du remblayage des chantiers souterrains comme partie intégrante de la méthode d'extraction constitue également une forme de valorisation astucieuse des rejets miniers. D'ailleurs, un pourcentage non négligeable de rejets miniers allant jusqu'à 50% pour les résidus miniers peut être retourné sous terre sous forme de remblais miniers, diminuant ainsi le volume et les coûts de leur gestion si l'entreposage était en surface (e.g., Hassani & Archibald, 1998 ; Aubertin et al., 2002). De plus, l'utilisation de ces rejets miniers comme matériaux de remblayage fournit un environnement de travail plus sécuritaire.

À cet effet, il s'avère opportun pour l'industrie minière de disposer d'outils analytiques appropriés, fiables et validés afin d'évaluer de manière précise la stabilité et la résistance des remblais, en particulier des remblais rocheux.

De nos jours et avec les développements technologiques, les mines sont de plus en plus profondes (ex. > 2,5 km à la mine LaRonde en Abitibi-Témiscamingue) et les contraintes naturelles induites

au cours de l'extraction du minerai sont très élevées. Ces contraintes peuvent être la cause d'évènements sismiques locaux qui entraînent la vibration des roches pouvant entraîner des conséquences désastreuses dans la mine. Dans ces conditions particulièrement hostiles et délétères, l'emploi des remblais peut constituer une solution sûre et fiable pour atténuer ces dangers. Par ailleurs, la résistance requise d'un remblai pour contrer la rupture au cours de l'exploitation en mines profondes peut excéder 4 MPa (Villaescusa, 2003). À cet effet, du fait de la résistance mécanique élevée des remblais rocheux cimentés (RRC) soit comprise entre 3 et 17 MPa, il apparaît souhaitable d'opter pour leur utilisation (systématique) pour remblayage des chantiers miniers soit en contexte de grande sismicité ou lorsque c'est la méthode d'extraction descendante qui est employée.

Or, l'emploi du RRC reste incertain et très limité à cause de l'absence d'outils analytiques éprouvés permettant de mieux concevoir ce type de remblai minier. Tous les outils (ou presque) qui ont été développés pour les remblais concernent généralement les remblais en pâte cimentés (RPC) et les remblais hydrauliques cimentés (RHC). Il apparaît donc très opportun que l'industrie minière puisse disposer d'outils analytiques appropriés pour l'application routinière du RRC. À ces lacunes s'ajoute le fait que c'est le modèle de Mitchell et al. (1982), développé initialement pour les RHC, qui est systématiquement utilisé dans l'industrie minière pour déterminer la résistance minimale requise des RRC. Or, cette façon de procéder est assez risquée puisque la résistance à la compression uniaxiale (UCS) des RRC est généralement très supérieure à celle des RPC ou RHC. Dans ce cas, la conception des RRC se trouve du côté non conservateur.

1.2 Problématique

Cette étude s'inscrit dans le cadre plus global de l'initiative de développement d'outils analytiques et semi-empiriques d'aide à la conception rationnelle de la résistance requise et à la formulation adéquate des remblais rocheux cimentés (RRC) en vue d'un meilleur contrôle de leur application à l'échelle des chantiers miniers. Il existe dans la littérature, quelques modèles empiriques de prédiction de la résistance mécanique des remblais miniers cimentés en général. Malheureusement, aucun de ces modèles prédictifs ne prend en compte le temps de cure du RRC, la taille moyenne des particules, le type d'agent liant et sa quantité, la quantité d'eau ajoutée, etc. Voilà pourquoi il est quasi impossible pour un ingénieur n'ayant aucune expérience pratique sur les RRC de proposer une formulation précise du RRC (recette de mélanges) selon les besoins pour la stabiliser les

terrains pendant l'exploitation souterraine. De plus, les solutions analytiques disponibles dans la littérature permettent seulement de prédire la résistance minimale requise des remblais miniers faits de rejets de concentrateur et non pas les remblais rocheux cimentés dont les conditions aux limites du chantier minier sont différentes. Un modèle semi-empirique de prédiction de la résistance (UCS) des remblais rocheux cimentés a été développé à l'Institut de recherche en mines et en environnement (IRME) de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) au cours des deux dernières années.

1.3 Objectifs

1.3.1 Objectif principal

L'objectif global de cette étude est de développer une procédure technique générale pour le contrôle qualité (QC) des remblais rocheux cimentés (RRC) lors de leur mise en œuvre en vue d'optimiser le cycle de minage. Cette recherche s'intéresse particulièrement pour le type des remblais rocheux cimentés fortement connus par leur hétérogénéité et leur résistance élevée par rapport aux autres types de remblais couramment utilisés dans l'industrie minière.

1.3.2 Sous-objectifs spécifiques ou phases du projet

Dans le but d'atteindre à l'objectif principal, cinq sous-objectifs spécifiques ou phases seront nécessaires :

Phase 1 : valider expérimentalement le modèle de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) des RRC développé à l'UQAT (Belem, 2023) avant qu'il puisse être considéré comme outil mathématique semi-empirique de formulation de recettes optimales de mélanges.

Phase 2 : valider le modèle de prédiction de l'UCS du coulis de liant, aussi appelé lait de liant (ciment Portland seul ou Ciment Portland mélangé avec de la Slag) au cours du temps de cure grâce à une procédure expérimentale robuste.

Phase 3 : calibrer ensuite le modèle généralisé de prédiction qui a été validé à la fois pour les RRC et le coulis seul et capable de prendre en compte la variation de la taille maximale (D_{\max}) des particules de roches stériles allant de 2 po à 12 po (entre 51 et 300 mm) et ajuster le modèle afin qu'il puisse prendre en compte l'effet de la proportion des

particules fines ($d_{\min} < 10$ mm) sur le développement de la résistance mécanique des RRC.

Phase 4 : proposer une interface pour la détermination du facteur de pondération du liant ($\alpha_{i,j}$) afin de pouvoir disposer d'un modèle semi-empirique capable de prédire la résistance à la compression uniaxiale (UCS) des remblais rocheux cimentés en se basant sur les données de l'industrie minière existantes.

Phase 5 : proposer un protocole technique général pour le suivi du contrôle qualité (CQ) de la préparation des recettes de mélange de RRC.

1.4 Hypothèses de recherche

Pour toute recherche scientifique, les hypothèses présentent une base fondamentale sur laquelle repose la démarche scientifique afin d'atteindre les sous-objectifs spécifiés. Dans cette étude les hypothèses suivantes sont formulées:

- Les éprouvettes de RRC fabriquées ont une distribution granulométrique similaire d'un moule à l'autre, puisqu'il est possible de contrôler le processus de mélange.
- Le modèle semi-empirique amélioré de prédiction de l'UCS du coulis de ciment ou du RRC validé est suffisamment robuste pour être utilisé comme outils de formulations de recettes de mélanges de RRC.
- L'utilisation combinée des essais de laboratoire et du modèle amélioré de prédiction permet le développement d'une nouvelle procédure pratique de contrôle qualité (CQ) des RRC transposable à l'échelle de la mine en opération selon le principe PDCA (*Plan-Do-Check-Act*).

1.5 Originalité du projet

Pour chaque projet de recherche, il est important de mettre en lumière son originalité et son aspect novateur ainsi que sa contribution à l'acquisition et à l'enrichissement des connaissances existantes. Les aspects novateurs de cette étude sont les suivants :

- Il s'agit du premier modèle semi-empirique pour la prédiction de l'UCS non seulement des remblais rocheux cimentés mais aussi du coulis de liant destiné à la préparation des mélanges de RRC.
- Il sera désormais possible de contrôler l'un des types de remblai cimenté les plus complexes utilisés dans l'industrie minière qui est le RRC. Ceci se fera par le biais d'une optimisation précise et efficace des recettes de RRC.
- Il sera possible de gérer d'importantes quantités de roches stériles de manière plus efficace en disposant d'outils de contrôle qualité et d'optimisation des recettes de RRC.

1.6 Structure du mémoire

Ce mémoire qui est intitulé « validation expérimentale de modèle semi-empirique de prédiction de la résistance mécanique des remblais rocheux cimentés : une nouvelle approche de contrôle qualité » débute par une introduction générale (chapitre 1) qui situe la problématique de l'utilisation des remblais rocheux cimentés (RRC). Le deuxième chapitre (chapitre 2) présente la revue de littérature afin de fournir une base solide et riche pour l'analyse et la discussion des résultats qui seront obtenus. Les différents types de remblais y sont décrits ainsi que leurs propriétés. Les propriétés des remblais rocheux cimentés y sont plus détaillées. Par la suite, ce chapitre 2 présente les différents modèles de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) des RRC ainsi que leurs limites d'application. Ce chapitre se termine par la présentation du modèle semi-empirique considéré dans cette recherche.

Le chapitre 3 de la méthodologie est consacré à la description détaillée des matériaux utilisés, de la procédure expérimentale et de la méthodologie adoptées de ce mémoire.

Le chapitre 4 présente l'ensemble des résultats obtenus ainsi que l'analyse approfondie des résultats expérimentaux qui serviront pour le calibrage du modèle semi-empirique considéré. S'en suit la proposition d'une procédure de contrôle qualité (CQ).

Le mémoire se termine par une discussion générale des résultats en présentant leur portée et les limites de cette recherche ainsi que des recommandations et les perspectives pour des travaux futurs.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Généralités sur les remblais miniers

Depuis des décennies, le remblayage est devenu une pratique très répandue dans le domaine minier (Nantel, 1998; Udd and Annor, 1993). De manière générique, les remblais miniers sont composés de trois ingrédients principaux que sont le squelette granulaire (ex. résidus miniers fins, roches stériles, ou granulats d'emprunt), l'agent liant (ex.-ciments Portland ou additions minérales telles que les cendres volantes ou fly ashes, les scories ou laitiers de haut fourneau ou Slag, etc.) et l'eau de mélange (Belem, 2022; *Notes de cours*). Par conséquent, les remblais miniers peuvent être caractérisés à travers leurs compositions et leurs propriétés physiques (ex. granulométrie, surface spécifique, etc.), minéralogiques, hydromécaniques (ex. résistance, degré de saturation ou teneur en eau, etc.) et leur microstructure (Belem et al., 2000). À travers le temps, l'industrie minière a adopté jusqu'à nos jours trois types de remblai dits conventionnels à savoir les remblais en pâte cimentés (RPC), les remblais hydrauliques non cimentés (RH) et cimentés (RHC) et les remblais rocheux non cimentés (RR) et cimentés (RRC). L'emploi du remblai hydraulique non cimenté semble cependant très rare. Il existe une possibilité d'un quatrième type de remblai (non conventionnel) qui serait un remblai mixte ou hybride entre le remblai rocheux non cimenté (RR) et le remblai en pâte cimenté (RPC) (Belem, 2022; *Notes de cours*). La Figure 2-1 présente schématiquement les caractéristiques de ces trois principaux types de remblais.

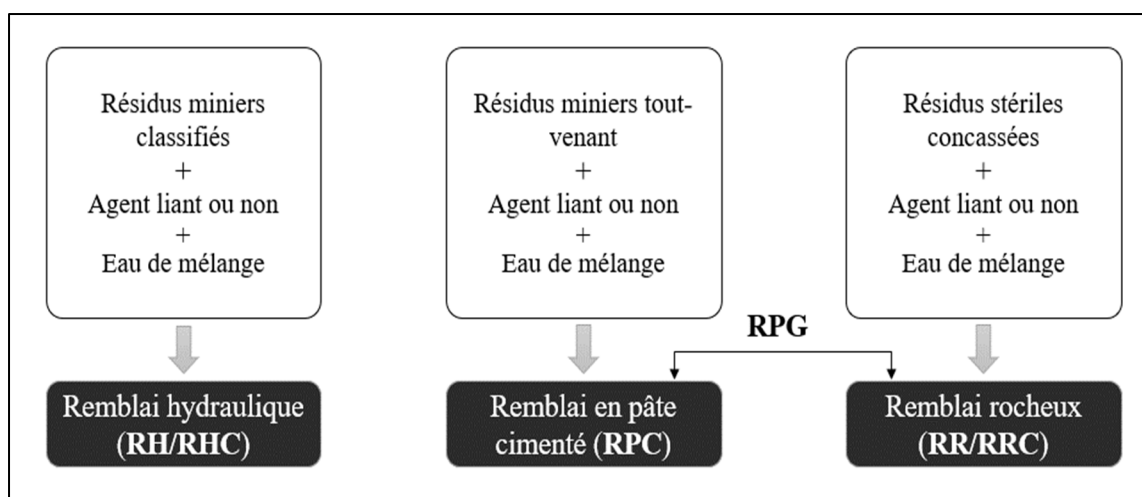


Figure 2-1 Aperçu sur les types de remblai conventionnels (adapté de Belem, 2022; *Notes de cours*)

2.1.1 Remblais en pâte cimentés (RPC)

Depuis les années 70, l'utilisation des remblais en pâte cimentés dans les chantiers miniers est devenue une méthode commune dans le but d'assurer le soutien structurel notamment dans les mines souterraines (Benzaazoua et al., 2006). En fait, ces derniers offrent une stabilité en remplissant les vides à la suite d'une extraction de minerai. Le RPC est constitué des résidus miniers fins tout-venant qui ont d'abord été épaissis (à un pourcentage solide $C_w = m_{\text{solide}}/m_{\text{totale}}$ d'environ 50%) puis filtrés à environ $C_w = 80\%$ (Figure 2-2). On leur ajoute ensuite un agent liant à taux $B_w (= m_{\text{liant}}/m_{\text{résidus-secs}})$ compris entre 3 et 10% et de l'eau de mélange afin de respecter une consistance ou affaissement final du RPC qui serait compris entre 154 et 254 mm (ou C_w variant entre 70 et 85%) (e.g. Belem et al., 2000 ; Benzaazoua et al., 2002 ; Belem & Benzaazoua, 2008). La Figure 2-2 présente un schéma explicatif des différents composants principaux des remblais en pâte cimentés. Chaque ingrédient joue un rôle important dans le transport, la mise en place et l'acquisition de la résistance de ce type de remblai (Benzaazoua et al., 2002, Benzaazouza et al, 2003).

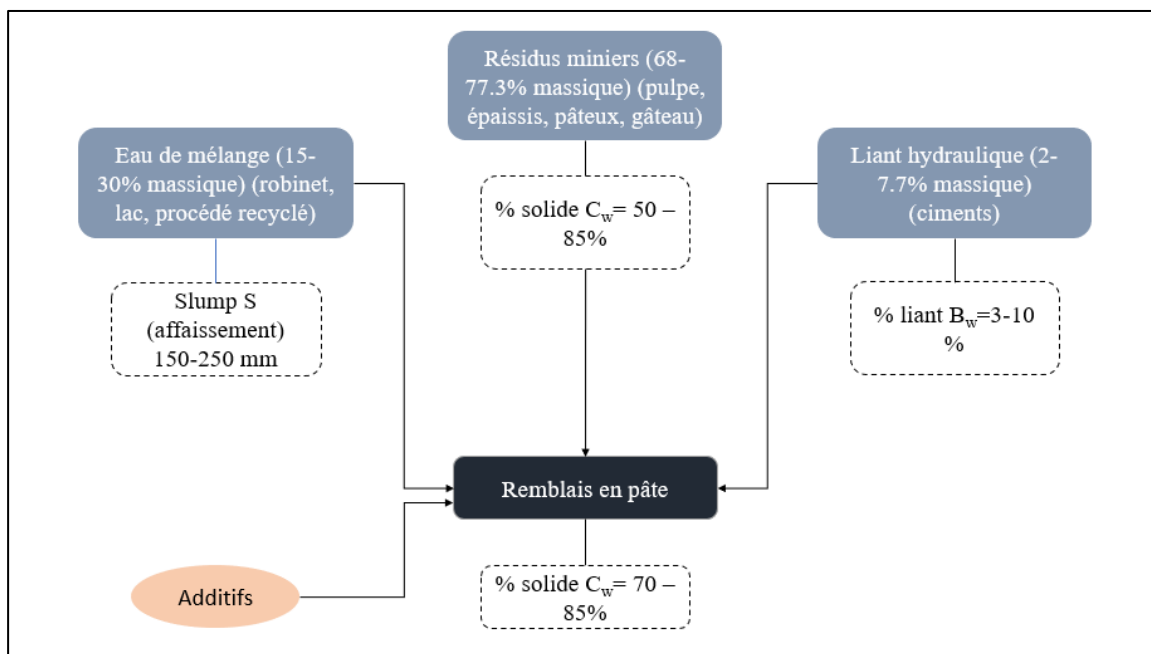


Figure 2-2 Schématisation de l'interaction des différents ingrédients entrant dans la préparation du remblai en pâte cimenté (adapté de Benzaazoua et al., 2002)

En ce qui concerne la distribution granulométrique, le pourcentage des particules fines, c'est-à-dire celles ayant un diamètre inférieur à 20 micromètres (μm), ne doit pas être inférieur à 15% dans les

remblais en pâte (Landriault et al., 1997; Potvin et al., 2005). La Figure 2-3 présente les courbes pour 9 mines canadiennes (Bussière, 2007). On peut observer que le diamètre effectif D_{10} des résidus miniers varie entre 0,001 et 0,004 mm (1 – 4 μm), alors que le D_{60} varie entre 0,01 et 0,05 mm ou entre 10 et 50 μm . En fait, selon le système de classification USCS¹, les résidus miniers provenant de mines en roches dures sont classés comme un silt faiblement plastique (Bussière, 2007). Ce type de remblai est largement utilisé dans les chantiers miniers en raison de ses avantages multiples, parmi ces avantages, on peut citer que la résistance mécanique des RPC est très élevée, ce qui assure la stabilité dans les chantiers. En outre, les RPC peuvent aider à réduire le temps de remblayage, ce qui augmente la productivité au cours des opérations. Ils offrent, aussi, une saturation prolongée du remblai et par conséquent une diminution des possibilités d'oxydation des résidus (Aubertin et al., 2002; Hassani & Archibald, 1998).

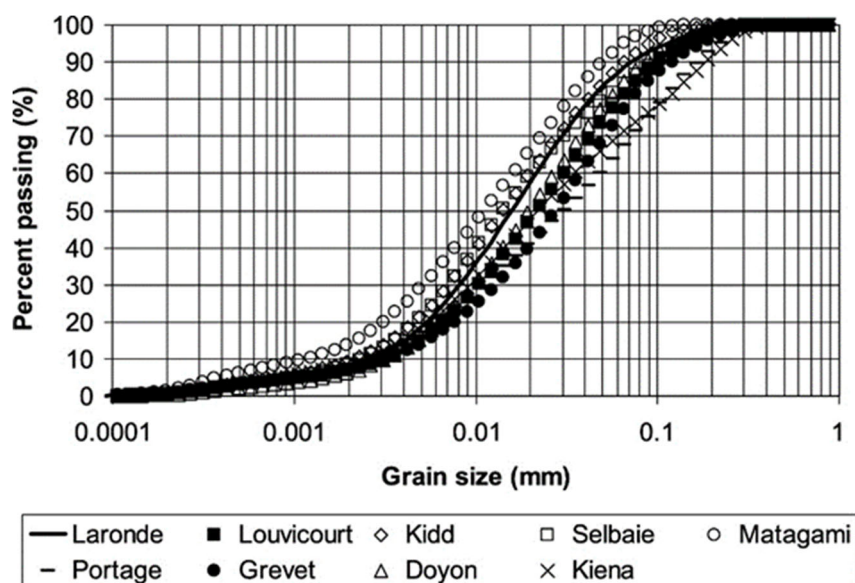


Figure 2-3: Distribution granulométrique des résidus prélevés des mines canadiennes (Bussière, 2007)

2.1.2 Remblai hydraulique

Le deuxième type de remblai conventionnel est le remblai hydraulique, avec ou sans ciment. Il s'agit d'un mélange fluide qui a été autrefois populaire dans les opérations de remblayage souterrain, notamment à cause de leur simplicité de préparation, leur faible coût d'opération et leur

¹ Unified Soil Classification System

facilité de transport. En fait, les remblais hydrauliques sont acheminés généralement à travers un réseau de trous ou de tuyaux (Benzaazoua et al, 2005). Ce remblai est préparé avec des résidus miniers fins grano-classés (*classified tailings*) pour les ramener à une granulométrie uniforme semblable au sable (pour faciliter leur drainage), l'ajout ou pas d'un agent liant qui est généralement du ciment Portland et de l'eau d'appoint pour ramener le mélange final à un pourcentage solide variant entre 60 et 69% (Thomas et Holtham, 1989). Les résidus miniers ainsi grano-classés se situe dans la catégorie d'un sable silteux ou d'un silt sableux (Rankine & Sivakugan, 2005) selon le système de classification USCS. En outre, le rapport eau/ciment (E/C ou W/C) est très élevé ($4,9 < E/C < 23,9$, selon la relation : $E/C = (1/C_w - 1)(1/B_w + 1)$) et le remblai doit avoir un taux de percolation d'au moins 100 mm/h afin de bien drainer le surplus d'eau. La nature très liquide de ce type de remblai favorise la ségrégation des particules lors de leur mise en place dans les chantiers (Belem, 2022; *Notes de cours*). La Figure 2-4 présente différentes distributions granulométriques pour la préparation des remblais hydrauliques.

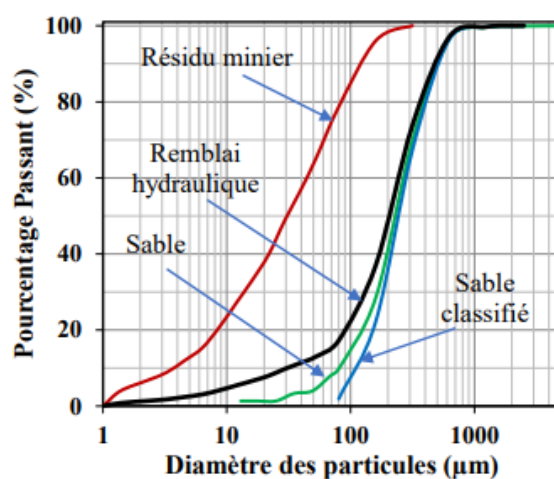


Figure 2-4: Courbes granulométriques pour la préparation du remblai hydraulique (Dalcé, 2018)

Si le remblai est exposé en raison des exploitations des chantiers miniers voisins, l'ajout d'un agent liant, dans ce cas, est une étape primordiale (Benzaazoua et al., 2005) pour avoir une résistance à la compression uniaxiale supérieure à 750 kPa pour un temps de cure égal à 28 jours. Les RHC se caractérise par une résistance mécanique faible comparant aux autres types des remblais (remblai en pâte ou remblai rocheux), selon Potvin et al. (2005), elle peut atteindre 400 kPa pour 28 jours.

2.1.3 Remblai rocheux

Le dernier type de remblai conventionnel très utilisé dans l'industrie minière est les remblais rocheux, cimentés (RRC) ou non cimenté (RR). Ce type de remblai est composé d'un matériau rocheux sec et incohérent avec de gros grains. Ce matériau est composé de roches stériles d'origine minière, concassées pour avoir des particules de taille variante entre 1 cm et 6 cm (et parfois même jusqu'à 30 cm) (Belem, 2022; *Notes de cours*).

2.1.3.1 Classification des remblais rocheux

Selon la granulométrie et les caractéristiques des remblais rocheux, ces derniers peuvent être regroupés en quatre catégories, soit les remblais rocheux non cimentés (RF), les remblais rocheux cimentés (CRF), les remblais rocheux sableux consolidés (CSRF) et les remblais de rejets rocheux sableux et consolidés (CSWF) (Hassani & Archibald (1998) :

Remblai rocheux non cimenté : d'une manière générale, ce type de remblai est couramment utilisé dans les chantiers secondaires où des niveaux de résistance moindres sont requis. Les roches stériles constituant les remblais rocheux non cimentés proviennent des opérations souterraines ou en surface, ce qui entraîne une granulométrie très variable. Vu que ce type de remblai est déposé et consolidé sous son propre poids, sans ajout d'aucun type de liant, il se caractérise d'une faible cohésion vue limitée.

Remblai rocheux cimenté : ce remblai est constitué principalement d'un mélange de roches stériles et d'un coulis de liant (généralement du ciment). L'ajout d'un coulis de liant confère au remblai une importante résistance mécanique. Ce type de remblai pourra être une solution pour aider à réduire les effets de drainage miniers à la présence des roches stériles contaminées ou riches en sulfates.

Remblai rocheux sableux consolidé : il s'agit d'une version modifiée des remblais rocheux cimentés qui exige l'ajout d'une proportion de sable dans le mélange. Ce qui implique, ainsi, le remplissage des pores vides résultant l'augmentation de la densité et la cohésion du remblai. Ce type de remblai est adapté aux chantiers primaires ou une résistance mécanique très élevée est requise.

Remblai de rejets rocheux sableux et consolidés : pour obtenir un remblai de rejets rocheux sableux et consolidés, les roches stériles sont d'abord déposées sur le chantier dans un état

relativement sec, ensuite, un coulis de liant (sable et ciment) est ajouté. Ceci provoque la pénétration de coulis dans les roches stériles, ce qui assure une cimentation entre les particules. Ce type de remblai peut être caractérisé par un remblai hétérogène.

2.1.3.2 Cas particulier des remblais rocheux cimentés

Le remblai rocheux cimenté est un mélange de roche stériles concassées et d'un coulis de ciment ou d'un agent liant préparé avec de l'eau potable selon un ratio E/C compris entre 0,8 et 1,2. La proportion massique de liant (taux de liant B_w) utilisée est comprise entre 4 à 8% en poids (e.g., Hassani & Bois, 1992 ; Farsangi et al., 1996 ; Bloss et Greenwood, 1998 ; Hassani & Archibald, 1998).

Le remblai rocheux est plus résistant que le remblai hydraulique et le remblai en pâte cimenté pour les mêmes proportions de liant (Chou, 2012 ; Grice, 1998), mais leur mise en œuvre est plus complexe. En effet, la préparation des RRC se fait généralement sous terre selon plusieurs méthodes possibles : malaxage en puisard, vibration dans le godet d'une chargeuse-navette (LHD) pendant le trajet, mélangeur à tambour, convoyeur-mélangeur vibrant, malaxage mécanique avec le godet de LHD (ou godet mélangeur) (Belem, 2022; *Notes de cours*). L'un des problèmes avec le remblai rocheux est la ségrégation des particules ; ce qui réduit la résistance dans certains endroits du chantier (Yu, 1989 ; Stone, 2007). Lors de sa mise en place, le contact entre la roche et les parois de la cheminée peut changer la granulométrie des particules par fragmentation (Belem, 2022, *Notes de cours*). Selon la résistance visée, le coulis d'agent liant peut être ajouté avant, pendant ou après le déversement des roches stériles dans les chantiers.

2.1.3.3 Caractéristiques hydromécaniques des remblais rocheux cimentés

Les caractéristiques mécaniques et hydrauliques des remblais rocheux cimentés (RRC) peuvent varier en fonction des différents ingrédients et des différents paramètres de mélange établi voire le type de liant, les caractéristiques des roches stériles, le ratio eau/ciment (E/C), le pourcentage de liant ajouté ($B_w\%$). Les roches stériles des RRC se caractérisent par une densité relative G_s égale à environ 2,8 pour la mine LaRonde en Abitibi-Témiscamingue (Gamache, 2004). La densité relative peut être exprimée par le rapport entre la densité des grains solides et le poids volumique de l'eau ($G_s = \rho_s / \rho_w$). Des essais conduits au laboratoire de l'URSTM-UQAT ont montré que pour les roches stériles venant de la Mine Canadian Malartic, la densité relative est égale à $2,79 \approx$

2,8. D'autre part, la densité des roches stériles utilisées dans les roches stériles est généralement comprise entre 1600 et 2200 kg/m³ (Williams, 2000). L'un des problèmes avec le remblai rocheux est la ségrégation des particules ; ce qui réduit la résistance dans certains endroits du chantier (Yu, 1989 ; Stone, 2007). Lors de sa mise en place, le contact entre la roche et les parois de la cheminée peut changer la granulométrie des particules par fragmentation (Belem, 2022; *Notes de cours*). Selon la résistance visée, le coulis d'agent liant peut être ajouté avant, pendant ou après le déversement des roches stériles dans les chantiers.

Le coefficient d'uniformité C_u des roches stériles utilisées dans les mélanges des remblais rocheux cimentés est toujours supérieur à 20 (Annor, 1999; Gamache, 2004; Aubertin et al., 2002); ce qui traduit une composition étalée. D'autre part, la teneur en eau massique (w) des stériles concassés (agrégats) doit être inférieure à 5% afin de ne pas augmenter le ratio E/C qui pourrait entraîner une réduction de la résistance mécanique (Yu, 1989 ; Stone, 2007). Des études intérieures ont montré que les remblais rocheux cimentés se caractérisent par un indice des vides qui présente une moyenne de 0.51 (Yu, 1990), d'autre part, d'autres recherches ont caractérisé ce paramètre qui peut être situé dans un intervalle entre 0,43 et 1 (Fersangi, 1996), ce qui présente une moyenne de 0,715. Par ailleurs, l'angle de friction interne ϕ des remblais rocheux cimentés varie entre 35° et 45°, cette valeur est toujours affectée par la forme des particules, la densité du remblai, les contraintes appliquées sur le remblai et la courbe granulométrique des roches stériles (Leps, 1970; Fersangi, 1996).

D'une manière générale, les remblais rocheux cimentés présentent des propriétés mécaniques qui sont proches à celle d'un béton faible (Barret, 1973; Arioglu, 1984; Yu and Counter, 1983; Yu, 1989; Quesnel et al., 1989; Reschke, 1993; Hedley, 1995; Farsangi, 1996; Farsangi et al, 1996). Cela peut offrir une résistance mécanique élevée, ce qui garantit la stabilité des structures dans les chantiers miniers. En fait, ce type de remblai est utilisé, avec différents teneurs en ciment visant à renforcer le support du sol et améliorer la stabilité des piliers des minerais (Kumar, 2016).

2.1.3.4 Facteurs influençant la résistance mécanique des RRC

Plusieurs sont les facteurs et les paramètres qui affectent la résistance mécanique et la résistance requise des remblais rocheux cimentés. En modifiant ces paramètres, la résistance mécanique peut augmenter ou diminuer en fonction du paramètre. Le rapport/eau, le pourcentage de liant ajouté, la granulométrie des particules des roches stériles, le temps de cure et le type de liant sont les facteurs majeurs influençant la stabilité des RRC.

2.1.3.4.1 Rapport Eau/Ciment (E/C)

Le rapport eau/ciment (E/C ou W/C) est un paramètre qui joue qui affecte directement la résistance des remblais rocheux cimentés. En fait, ce rapport influe la viscosité de coulis de ciment et par la suite la maniabilité et la stabilité du remblai conçu. Dans les chantiers miniers et afin de pouvoir atteindre une texture de coulis fluide et humide, la plage de variation de rapport E/C est de 0,7 à 1,2 (Stone, 2007). D'autre part, si l'agrégat utilisé est assez sec, le rapport eau/ciment recommandé est égal à 0,8 (Reschke, 1993).

2.1.3.4.2 Distribution granulométrique des roches stériles

Afin de développer une résistance raisonnable, le RRC doit contenir un pourcentage de « particules fines » ($d < 10$ mm) variant entre 25% et 40% (Vennes, 2014). Avoir une granulométrie appropriée vise principalement à minimiser la porosité dans les remblais rocheux cimentés et par la suite réduire les vides ce qui résulte la réduction des couts de ciment utilisé à fabriquer le coulis de ciment qui va remplir ces vides (Annor, 1999). En effet, la résistance diminue dans un remblai ségrégué avec peu de fines lorsque la surface de contact entre les particules est réduite (Chen et al, 2004, Cordova et al., 2016). D'autre part, si les particules fines sont présentes avec des quantités importantes, elles exerceront une grande influence dans la diminution de la résistance des remblais rocheux cimentés puisque les particules grossières vont être saturées au sein de la matrice de sable et de ciment (Yu, 1989).

2.1.3.4.3 Types de liant

Le type de liant joue un rôle crucial dans le développement de la résistance des remblais rocheux cimentés. D'une manière générique, le liant hydraulique peut être soit composé seulement du ciment Portland, soit composé de ciment Portland avec l'ajout d'autres minéraux appelés aussi des matériaux pouzzolaniques. Dans l'industrie minière, il existe quatre types connus qui sont le ciment Portland seul, le ciment Portland mélangé avec les laitiers de hauts fourneaux, les laitiers non-ferreux et les cendres volantes (Farsangi, 1996). La sélection du type de liant à ajouter est une étape primordiale dans la préparation des remblais rocheux cimentés, car cela affectera leur résistance mécanique. Les RRC sont généralement préparés avec du coulis de ciment Portland contenant généralement un adjuvant de type retardant de prise mais le ciment est souvent substitué en partie soit par des cendres volantes (fly ash) ou des scories (slag) à un ratio généralement de 50/50. Le ciment Portland est un matériau de liaison qui occupe une place prépondérante dans l'industrie

minière grâce à sa disponibilité et sa versatilité (Rawling et al., 1966; Weaver & Luka, 1970; Aylmer, 1973; Manca et al., 1983; Atkinson et al., 1989; Lamos & Clark, 1989; Rankine et Sivakugan, 2007). D'après l'ASTM (*the American Society for testing and Materials*), il existe deux types de cendres volantes : les cendres volantes de type C et les cendres volantes de type F. Les cendres de type C possèdent une plus grande teneur en CaO (chaux) plus favorable à un meilleur développement de résistance que les cendres de type F qui se caractérisent par une faible teneur en chaux (liant plus résistant aux sulfates). Habituellement, les cendres de type F sont ajoutées dans les mélanges ou il y a des résidus sulfureux afin de neutraliser l'effet d'acide soit par des cendres volantes (fly ash - FA) ou des scories de haut fourneau (slag) à un ratio généralement de 50/50. En conditions nordiques, il est recommandé d'utiliser le ciment Portland à prise rapide (type HE) dont la réaction d'hydratation génère rapidement de la chaleur. Ce type de ciment HE à granulométrie plus fine que celle du ciment GU permet en effet d'obtenir d'excellents résultats lors des essais de compression uniaxiale. La finesse des grains du ciment HE augmente sa réactivité chimique qui génère plus rapidement de la chaleur (réaction exothermique) qui protégera le remblai des températures basses (Gélinas, 2021).

2.1.3.4.4 Taux ou ratio de liant ($B_w\%$)

D'une manière générale, la résistance des remblais rocheux cimentés ou la résistance à la compression uniaxiale (UCS) augmente avec l'augmentation de la teneur de ciment contenu dans le mélange des remblais (Belem et al., 2000). Par ailleurs, il était observé dans la mine Cosmos Nickel que pour atteindre la résistance minimale requise pour les surfaces verticales, il faut que le pourcentage de ciment présente 2% de volume total des remblais rocheux cimentés. En revanche, dans le cas des structures de soutènement et des piliers de CRF pour les remblais rocheux non cimentés, ce pourcentage doit être au minimum égal à 3% (Saw, 2011). D'autre part, d'après des recherches qui ont été menées à la mine Bichtree, il s'avère qu'en augmentant la teneur en liant de 4 à 5%, la résistance à la compression uniaxiale des RRC augmente de 15% (Peterson et al., 1998).

2.2 Résistance mécanique des remblais miniers

La résistance mécanique des remblais rocheux est l'un des paramètres clés qui permettent d'évaluer le comportement des remblais dans des conditions où des charges sont appliquées sur leurs faces exposées. Quantifier et évaluer la résistance mécanique des remblais donnent la possibilité aux

concepteurs de répondre aux exigences spécifiques des industries minières afin d'acquiescer la stabilité des chantiers et garantir un environnement sécuritaire pour les travailleurs.

2.2.1 Résistance à la compression uniaxiale (UCS)

La résistance à la compression uniaxiale revêt une importance primordiale dans l'analyse de la stabilité des remblais miniers. Beaucoup sont les concepteurs et les chercheurs qui choisissent ce test dans leurs travaux et processus de contrôle et d'optimisation. (Weaver & Luka, 1970; Brackebusch, 1995; Ouellet et al., 1998; Kesimal et al., 2004; Fall & Benzaazoua, 2005). Afin de quantifier cette résistance, une procédure expérimentale est mise en place au sein des laboratoires dédiés aux essais mécanique. Il s'agit d'appliquer une charge ou une force axiale sur un échantillon du remblai cimenté jusqu'à qu'il atteigne la rupture. La charge à la rupture est celle qui sert à caractériser la résistance à la compression uniaxiale qui permet ensuite l'évaluation de la capacité du matériau manipulé à contrarier une force appliquée (Benzaazoua et al., 2005). Le Tableau 2.1 montre les ordres de grandeur de la résistance à la compression uniaxiale du remblai en fonction de son rôle dans les chantiers miniers.

Tableau 2.1: Échelle de grandeur de la résistance à la compression uniaxiale en fonction de sa fonction (tiré de Belem, 2009)

Rôle du remblai utilisé	UCS requis
Support vertical	UCS > 5 MPa
Pilier confiné	UCS ≤ 1 MPa
Pilier autoportant	UCS ≥ 2 MPa
Semelle support	UCS > 500 kPa
Plancher de travail	q _u > 100 ~ 200 kPa
Stockage rejets	UCS ≥ 100 kPa

L'essai à la compression uniaxiale permet d'obtenir la courbe contrainte-déformation qui à son tour communique une information sur le module de déformation élastique E ou appelé aussi le module de Young (Benzaazoua et al., 2005). La Figure 2-5 montre une courbe typique à cet essai. D'une manière générale, pour préparer les éprouvettes représentatives et réaliser les essais de la compression uniaxiale, il faut se référer à la norme ASTM C39/C39M-12.

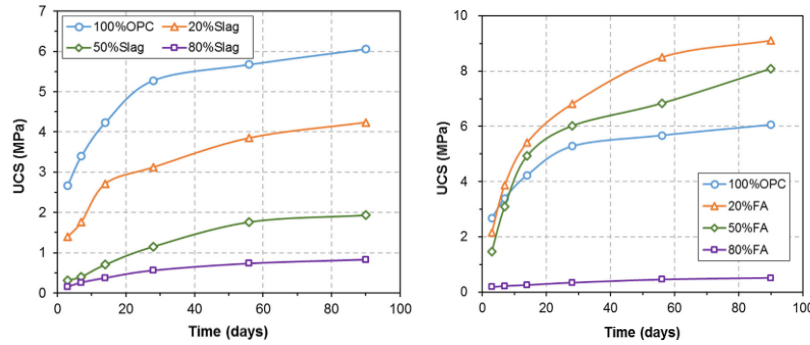


Figure 2-5: Exemple de l'évolution de la résistance à la compression uniaxiale en fonction du temps pour deux types de ciments en variant le pourcentage des additifs dans le liant (Jiang et al., 2019)

2.2.2 Résistance à la compression triaxiale

L'essai à la compression triaxiale est une procédure utilisée en géotechnique afin de déterminer les propriétés mécaniques. Cet essai consiste à soumettre les échantillons du remblai cimenté étudiés à différentes pressions de confinement σ_3 pour mesurer la cohésion et l'angle de frottement interne (Benzaazoua et al., 2005). Il existe trois types d'essai de compression triaxiale. Ces types sont déterminés selon les conditions de drainage et les vitesses de chargement sélectionnées : essai consolidé et drainé, essai consolidé et non drainé et essai non consolidé et non drainé (Mbonimpa, 2021; *Notes de cours*).

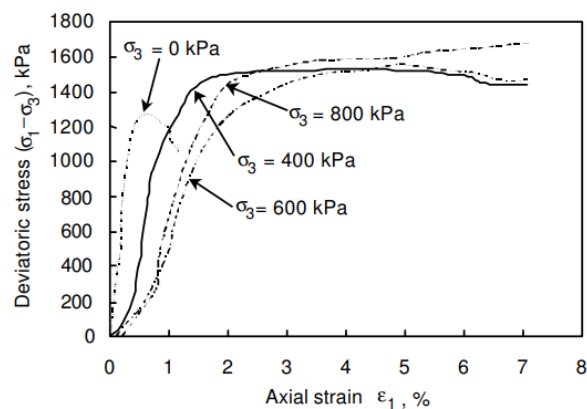


Figure 2-6: Courbes d'essais en compression triaxiale pour les RPC (Belem et al., 2000)

2.3 Critères de rupture des remblais cimentés

Comprendre et analyser les critères de rupture des remblais présentent une étape primordiale dans l'analyse, la conception et l'évolution de la stabilité des remblais cimentés. Généralement, la limite de résistance présente la contrainte seuil au-delà de laquelle le matériau commence sa déformation plastique (Belem, 2023). Plusieurs sont les critères de rupture, parmi eux le critère de Mohr-Coulomb et le critère de Hoek et Brown (1980) sont les plus utilisés en raison de leur simplicité en géotechnique.

2.3.1 Critère de Mohr-Coulomb

Le critère de Coulomb permet la prédiction de comportement de rupture des matériaux en tenant compte des contraintes de cisaillement et de compression auxquelles ils sont soumis. Ce critère se limite seulement à la contrainte principale majeure (la plus élevée) et la contrainte principale mineure (la plus faible) (e.g., Belem, 2023). L'équation 2.1 définit ce critère.

$$\tau = c + \sigma_n \tan \phi \quad (2.1)$$

avec: τ présente la résistance au cisaillement, c la cohésion du remblai, σ_n la contrainte normale et ϕ l'angle de frottement interne.

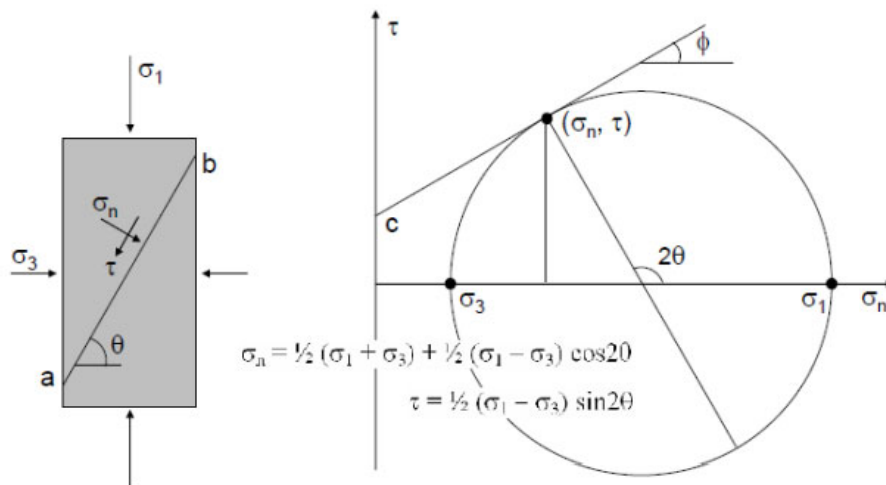


Figure 2-7 Critère de rupture de Mohr-Coulomb (Belem, 2023; *Notes de cours*)

2.3.2 Critères de Hoek & Brown (1980)

Le critère de Hoek & Brown (1980) est une relation empirique qui a été développée pour estimer la résistance à la rupture des roches intactes. En 1997, cette méthode a été étendue pour décrire des résistances des massifs rocheux (Hoek & Brown, 1997). Plus récemment, cette approche a été considérée pour évaluer les capacités de résistance des remblais miniers cimentés (Beruar et al., 2013). Ce critère est décrit par la relation exprimée dans l'équation 2.2 :

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} \left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \quad (2.2)$$

où σ_1 et σ_3 sont respectivement les contraintes principales majeure et mineure; σ_{ci} est la résistance en compression simple du matériau; m_b , s et a sont des constantes spécifiques du matériau.

2.4 Modèles existants d'estimation de la résistance requise des remblais

Lors des opérations d'exploitation minières par la méthode chambres remblayées (*cut-and-fill method*), les zones minéralisées sont souvent subdivisées en chantiers primaires et en chantiers secondaires. Les chantiers primaires sont d'abord extraits puis leurs vides créés sont ensuite remblayés avec du remblai minier. Lors de l'extraction des chantiers secondaires, les chantiers primaires déjà remblayés doivent rester stables et autoportants afin d'éviter de s'effondrer et de se mélanger au minerai abattu (= dilution non planifiée). Une telle défaillance ou rupture peut avoir lieu à la suite de l'exposition d'une des faces de la masse de remblai des chantiers primaires.

Afin d'aider les ingénieurs en contrôle de terrains et en mécanique des roches pour l'estimation de la résistance minimale requise du remblai minier cimenté pouvant résister à une rupture ou un effondrement, plusieurs solutions analytiques ont été proposées au fil des années et des pratiques de l'industrie minière. En général, ces solutions sont développées en s'appuyant sur l'analyse de stabilité en équilibre limite.

2.4.1 Modèle de Mitchell et al (1981)

2.4.1.1 Considérations théoriques préalables

Mitchell et al. (1982) ont proposé deux approches théoriques qui seront présentées dans cette section. Ces auteurs ont travaillé sur l'estimation du niveau de la contrainte verticale (σ_v) à l'intérieur d'un chantier minier remblayé. En fait, pour garantir l'intégrité physique de la masse de

remblai après qu'une de leur face soit exposée à la suite à l'exploitation, la valeur de la contrainte verticale (σ_v) devrait être inférieure à la résistance à la compression uniaxiale (UCS) du remblai. Pour cela, l'UCS critique du remblai serait égale à son propre poids (γZ) :

$$UCS = \gamma \cdot Z \quad (2.3)$$

où : γ = poids volumique total du remblai (kN/m^3); Z = profondeur du point de calcul (m).

Avec cette approche, le remblai sera toujours dans un état critique vu qu'il est quasi impossible d'avoir un contrôle sur le niveau de σ_v . pour ce qui est de la stabilité d'un chantier remblayé avec une face exposée, elle peut être analysée comme un problème de stabilité d'une pente verticale en 2D et en considérant que le remblai est non drainé, l'angle de frottement interne est considéré égal nul ($\phi = 0$). Dans ce cas, la résistance en compression uniaxiale requise peut être déterminée comme suit :

$$UCS = \gamma \cdot \frac{H}{2} \quad (2.4)$$

avec H , la hauteur du remblai (m).

Les équations (2.3) et (2.4) sont deux approches conservatrices et lors de la conception, on peut utiliser la même quantité de ciment. Cependant, elles ne prennent pas en compte la géométrie du remblai.

2.4.1.2 Modèle du bloc confiné 3D

Mitchell et al. (1982) ont modélisé un bloc 3D d'un remblai ayant une face exposée avec deux côtés latéraux opposés contre les parois du massif rocheux encaissant. Ces auteurs considèrent qu'il y a un report d'une partie du poids du bloc supérieur qui se détache suivant un plan de rupture incliné, vers la mobilisation d'une résistance au cisaillement le long de la paroi rocheuse (voir Figure 2-8a).

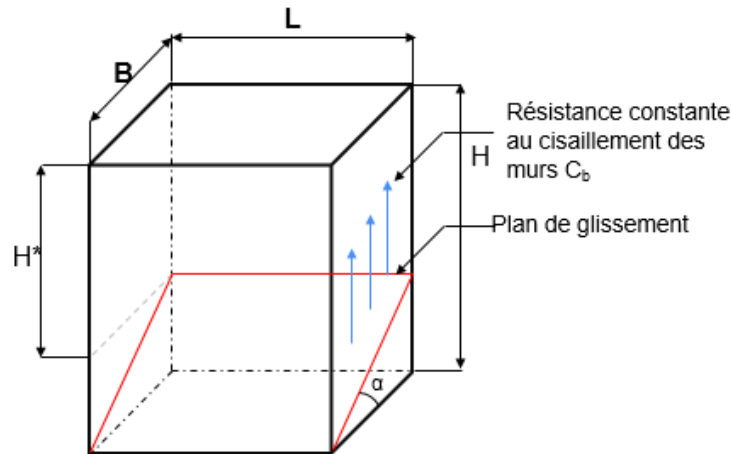


Figure 2-8: Modèle du bloc confiné de Mitchell et al. (1982)

Les auteurs ont fait l'hypothèse forte qu'il n'y avait qu'une résistance au cisaillement due à la cohésion (contrainte de cisaillement constante) qui serait mobilisée le long de la paroi afin de réduire le poids du remblai. Par conséquent, le poids net du bloc de remblai est peut-être obtenu à partir de la relation suivante :

$$\text{Poids net du bloc} = W_n = w \cdot H^* \cdot (\gamma \cdot L - 2 \cdot C_b) \quad (2.8a)$$

Avec :

H^* : la hauteur équivalente du bloc exprimée par la relation (2.8b) :

$$H^* = H - \frac{B \tan \alpha}{2} \quad (2.8b)$$

L : la longueur du remblai

B : la largeur du remblai

H : la hauteur du chantier remblayé

α : l'angle critique de rupture qui est l'angle entre le plan de glissement du bloc et le plan horizontal

C_b : la cohésion à l'interface entre le remblai et le mur latéral

γ : le poids volumique total du remblai

Le facteur de sécurité (FS) contre le glissement du bloc peut être calculé comme suit :

$$FS = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} - \frac{2cL}{wH^*(\gamma L - 2C_b)\sin 2\alpha} \quad (2.9)$$

Avec c = la cohésion du remblai et ϕ = l'angle de frottement interne du remblai, α = l'angle critique du plan de rupture dont l'expression est comme suit : $\alpha = \pi/4 + \phi/2$

Puisque la détermination des angles de frottement (interne du remblai et à l'interface) et des cohésions (interne et à l'interface) dans l'Équation (2.9) nécessite la réalisation d'essai de cisaillement (triaxial, direct), Mitchell et al. (1982) ont émis des hypothèses simplificatrices pour la détermination de la résistance à la compression uniaxiale requise contre la rupture par glissement du remblai. Il s'agit, entre autres, de considérer que la cohésion à l'interface (C_b) est égale à celle du remblai lui-même (c).

De plus, les auteurs ont supposé que H soit largement supérieure à B ($H \gg B$), et que la rupture du remblai se fera en condition non drainée (c'est-à-dire que l'angle de frottement interne est nul $\phi = 0$). En supposant un facteur de sécurité (FS) unitaire (FS = 1), la résistance à la compression uniaxiale (UCS) minimale requise est donnée par la relation exprimée dans l'équation 2.10.

$$UCS = 2c = \frac{\gamma H}{1 + \frac{H}{L}} \quad (2.10)$$

2.4.1.3 Modélisation numérique des essais sur modèles physiques réalisés par Mitchell et al. (1982)

Dans le cadre de ses travaux de recherche de maîtrise, Ayeb (2014) a effectué des simulations numériques (avec les codes CESAR 3D du LCPC et 3DEC de ITASCA) qui visaient à reproduire les essais de laboratoire sur modèles physiques réalisés par Mitchell et al. (1982). Des résultats des simulations numériques comparés aux essais de laboratoire, il en découlait les observations suivantes (Ayeb, 2014) :

- la prise en compte d'une résistance à la traction et la cohésion aux interfaces entre la roche et le remblai cimenté ont un effet important sur la stabilité du remblai ;
- l'angle de frottement (δ) et l'angle de dilatation (ψ) des interfaces ne semblent pas avoir aucun effet sur la stabilité du remblai ;

- la cohésion des interfaces (C_b) a un impact sur la stabilité du remblai. En fait, l'augmentation de C_b améliore la stabilité. Par ailleurs, si $\frac{2.C_b}{\gamma L} > 1$, pour toute hauteur H , le remblai demeure stable ;
- la rupture aux interfaces est plutôt due à la traction qu'au cisaillement. Ceci explique pourquoi l'angle de friction interfacial (δ) n'affectait pas la stabilité ;
- l'angle de friction du remblai ϕ augmente la stabilité du remblai ;
- la cohésion c du remblai améliore sa stabilité. Si la cohésion C_b des interfaces est inférieure à la cohésion c du remblai, l'équation $UCS = 2c = \frac{\gamma H}{1+\frac{H}{L}}$ n'est plus conservatrice ;
- la stabilité du remblai diminue avec l'augmentation de sa longueur L ;
- la largeur w ou B du bloc de remblai n'affecte pas sa stabilité, comme cela a été considéré par Mitchell et al. (1982) ;
- malgré le fait que la solution de Mitchell et al. (1982) soit considérée conservatrice et soit utilisée dans les mines et les industries minières, elle n'est valide que pour $\frac{H}{B} \geq \tan \alpha$.

2.4.2 Modèle de Mitchell et al. (1982) modifié par Li et Aubertin (2012)

En 2012, Li et Aubertin ont légèrement modifié le modèle original de Mitchell et al. (1982) en considérant que la cohésion C_b est différente de la cohésion (c) du remblai, que l'angle de frottement interne du remblai (ϕ') n'était pas nécessairement nul et qu'il peut y avoir une surcharge (p_0) appliquée sur la surface supérieure du remblai.

2.4.2.1 Modèle du bloc 3D confiné modifié pour un rapport de forme élevé

Le modèle proposé exprime le facteur de sécurité comme suit (Li et Aubertin, 2012):

$$FS = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} + \frac{2c}{\left(p_0 + H\left(\frac{\gamma}{2} - \frac{C_b}{L}\right)\right) \sin 2\alpha} \quad (2.11)$$

Avec r_b ($= C_b/c$; de 0 à 1) est le facteur d'adhérence des interfaces remblai-roche.

Par conséquent, la cohésion du remblai est exprimée par l'équation 2.11.a.

$$c = \frac{\frac{(p_0 + \gamma H^*)}{2}}{\left[\left(FS - \frac{\tan \phi}{\tan \alpha}\right) \cdot \sin 2\alpha\right]^{-1} + r_b \cdot \frac{H^*}{L}} \quad (2.11. a)$$

Ou bien,

$$2c = \frac{p_0 + \gamma \cdot H^*}{\left[\left(FS - \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} \right) \cdot \sin 2\alpha \right]^{-1} + r_b \cdot \frac{H^*}{L}} \quad (2.11.b)$$

À partir du critère de Mohr-Coulomb, la résistance à la compression uniaxiale peut être exprimée par relation 2.11.c (Li et Aubertin, 2012) :

$$UCS = 2c \tan \left(45^\circ + \frac{\phi}{2} \right) \quad (2.11.c)$$

2.4.2.2 Modèle du bloc 3D confiné modifié pour un rapport de forme faible

Li et Aubertin (2012) ont fait remarquer que si $\frac{H}{B} \leq \tan \alpha$, le plan de glissement créé intercepte la surface supérieure du remblai (voir Figure 2-9).

De plus, ces auteurs suggèrent de ne pas toujours considérer que la valeur de la cohésion C_b est la même que la cohésion du remblai.

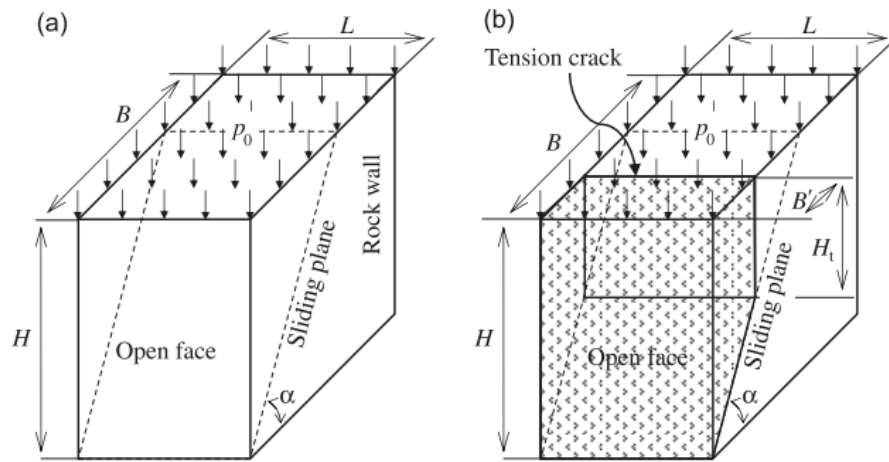


Figure 2-9: Chantier remblayé avec un rapport d'aspect faible (a) sans et (b) en prenant compte de la fissuration de tension, et le plan de glissement correspondant (Li et Aubertin, 2012)

Dans ces conditions, le facteur de sécurité s'exprime comme suit (équation 2.12):

$$FS = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} + \frac{2c}{\left(p_0 + H \left(\frac{\gamma}{2} - \frac{C_b}{L} \right) \right) \sin 2\alpha} \quad (2.12)$$

La cohésion est exprimée ainsi par la relation suivante :

$$c = \frac{p_0 + \gamma \cdot \frac{H}{2}}{2 \left[\left(FS - \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} \right) \cdot \sin 2\alpha \right]^{-1} + r_b \cdot \frac{H}{L}} \quad (2.12. a)$$

ou

$$2c = \frac{2p_0 + \gamma \cdot H}{2 \left[\left(FS - \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} \right) \cdot \sin 2\alpha \right]^{-1} + r_b \cdot \frac{H}{L}} \quad (2.12. b)$$

2.4.3 Modèle d'Arioglu (1984)

Arioglu (1984) a proposé une procédure de conception du remblai aux granulats cimenté (*cemented aggregate fill – CAF*) en se basant sur la connaissance de la résistance requise et sa prédiction à l'aide d'un modèle empirique. Cette procédure comporte cinq étapes : *i*) détermination de la résistance requise (σ_c), *ii*) détermination du ratio eau/ciment (E/C), *iii*) détermination du ratio squelette solide/ciment (β), *iv*) détermination de la proportion de ciment et de la proportion du squelette solide et *v*) détermination de la proportion d'eau.

Pour déterminer la résistance à la compression, Arioglu s'est basé sur le modèle du bloc confiné de Mitchell et al. (1982). La Figure 2-10 illustre le bloc confiné tel que représenté par Arioglu (1984).

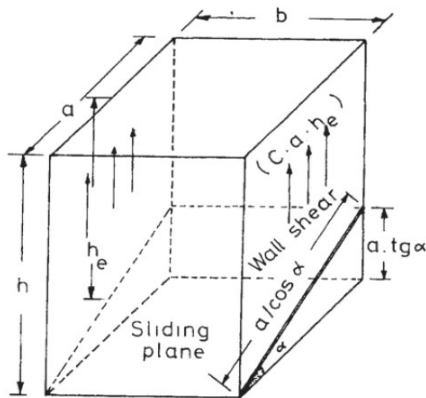


Figure 2-10: Mode de rupture du bloc confiné (Arioglu, 1984)

La résistance à la compression est déterminée par cette relation (Arioglu, 1984) :

$$\sigma_c = \frac{\gamma b (h_e \sin 2\alpha) (FS \cdot \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \phi)}{2M [b \cdot \operatorname{tg} \alpha + h_e \sin 2\alpha (FS \cdot \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \phi)]} \quad (2.13)$$

Avec :

σ_c : la résistance à la compression du mélange à 28 jours, MPa

ϕ : l'angle de frottement interne

α : l'angle entre le plan de glissement du bloc et le plan horizontal.

γ : le poids volumique du remblai, kN/m³

C : la cohésion de mélange de remblai.

M : constante relié à la résistance cohésion-compression. ($C \cong M \cdot \sigma_c$)

FS : facteur de sécurité pour la stabilité (doit être compris entre 3 et 5)

a : largeur B du bloc de remplissage, m

b : longueur L du remblai exposé, m

h : la hauteur du remblai exposé

h_e : la hauteur effective H^* du bloc de remplissage ($h_e = h - \frac{1}{2} a \operatorname{tg} \alpha$)

L'Équation (2.13) peut également être réécrite comme suit :

$$\sigma_c = \frac{\gamma h_e (FS \cdot \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \phi)}{2M \left[\frac{\operatorname{tg} \alpha}{\sin 2\alpha} + \frac{h_e}{b} (FS \cdot \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \phi) \right]} \quad (2.13.a)$$

ou

$$\sigma_c = \frac{\gamma h_e}{2M \left[\frac{\operatorname{tg} \alpha}{(FS \cdot \operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \phi) \sin 2\alpha} + \frac{h_e}{b} \right]} \quad (2.13.b)$$

Mais il semble que l'équation (2.13.a) ne soit pas totalement correcte dans sa formulation. En effet, plutôt que d'utiliser la relation de Mohr-Coulomb ($UCS = \sigma_c = 2C \cdot \tan \alpha$) pour relier la cohésion C à la résistance à la compression uniaxiale (UCS ou σ_c), l'auteur a supposé que la cohésion C serait reliée à σ_c par la relation : $C = M \sigma_c$, avec $M \approx 0,18$. Tout se passe donc comme si $M = 1/2 \cdot \tan \alpha$. Mais alors dans ce cas, pourquoi le considérer comme une constante ?

En multipliant chaque membre de l'équation (2.13.b) par M , on aboutit exactement à la relation de détermination de la cohésion du remblai comme suit :

$$M\sigma_c = C = \frac{\gamma h_e}{2 \left[\frac{tg\alpha}{(FS \cdot tg\alpha - tg\phi) \sin 2\alpha} + \frac{h_e}{b} \right]} \quad (2.13.c)$$

La formulation correcte serait de relier l'équation (2.13.c) et l'équation (2.13) comme suit :

$$2M\sigma_c = 2C = \frac{\gamma h_e}{\left[\frac{tg\alpha}{(FS \cdot tg\alpha - tg\phi) \sin 2\alpha} + \frac{h_e}{b} \right]} \quad (2.14.a)$$

Puis,

$$UCS = \frac{\gamma h_e}{\left[\frac{tg\alpha}{(FS \cdot tg\alpha - tg\phi) \sin 2\alpha} + \left(\frac{1}{tg\alpha} \right) \frac{h_e}{b} \right]} \quad (2.14.b)$$

On peut donc en conclure que l'équation (2.13.c) ne quantifie pas vraiment la résistance à la compression uniaxiale mais bel et bien la cohésion.

2.4.4 Modèle de Belem et al. (2022)

Afin de développer une solution analytique pour déterminer la résistance minimale requise pour le RRC, Belem, Gélinas et Oke (2022) ont considéré les hypothèses suivantes :

- Il existe une contrainte de traction uniaxiale sur la paroi arrière du bloc de remblai;
- Selon le critère de Mohr-Coulomb, la résistance au cisaillement des interfaces latérales fait intervenir à la fois le frottement (δ) et la cohésion d'adhésion (C_b);
- La relation entre la traction uniaxiale (σ_{ut}) et la cohésion d'adhésion (C_b) est : $\sigma_{ut} = 2 \times C_b \times \tan(\pi/4 - \delta/2)$;
- La cohésion interne du remblai (c') est liée à la cohésion de l'interface (C_b) par un facteur de réduction/dégradation : $R_c = C_b/c'$ qui varie entre 0 et 1;
- L'angle de frottement interne du remblai (ϕ') est lié à l'angle de frottement de l'interface (δ) par un facteur de réduction/dégradation $R_f = \delta/\phi'$ qui varie entre 0 et ≥ 1 ;
- La résistance au cisaillement peut ou non être mobilisée aux interfaces (parois latérales et paroi arrière) selon la nature du contact entre le matériau de remblai et la roche.

Le modèle que Belem et al. (2022) s'appuie sur les conditions aux limites schématisées dans la Figure 2-11.

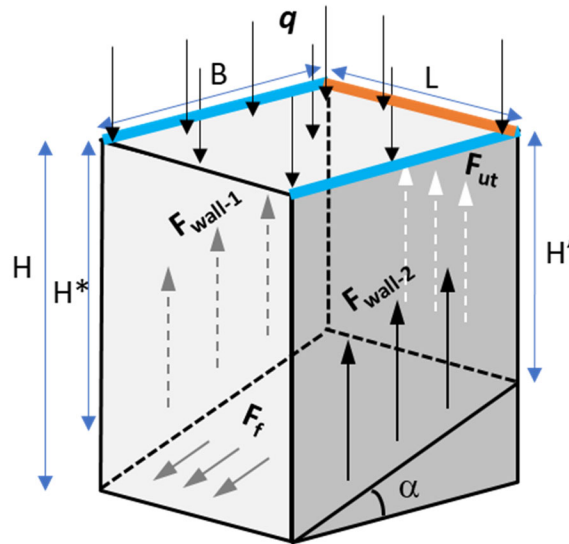


Figure 2-11 Géométrie 3D de la rupture par glissement du bloc de remblai : q = charge de surcharge (kN/m²) ; F_f = force de cisaillement sur le plan de rupture (kN) ; $F_{wall-1,2}$ = force de cisaillement aux interfaces des parois latérales (kN) ; F_{ut} = force de traction uniaxiale sur la paroi arrière (kN) (Belem et al., 2022).

Ainsi, le modèle généralisé développé est applicable à tous les types de remblais miniers cimentés et est donné comme suit (eq. 2.15):

$$UCS = \frac{q(1-m \cdot f) + \gamma H^* (1-m \cdot 0.5f)}{\left[(FS \tan \alpha - \tan \phi') \sin 2\alpha \right]^{-1} + \frac{R_c}{\tan \alpha} \left(m \frac{0.5H^*}{L} + n \frac{H'}{B} \tan \beta \right)} \quad (2.15)$$

avec : q = surcharge (kPa), γ = poids volumique humide du remblai (kPa/m ou kN/m³), α = angle critique du plan de glissement par cisaillement β = angle critique du plan de glissement par traction uniaxiale; m = nombre de contacts latéraux (0,1,2) ; n = nombre de contact sur la face arrière (0,1) ; R_f = facteur de réduction de la friction interfaciale; R_c = facteur de réduction de la cohésion interfaciale; H = hauteur du remblai ; H^* = hauteur équivalente du bloc de rupture ; H' = hauteur du bloc de rupture au niveau de la face arrière ; L = longueur du remblai ; B = largeur du remblai ; δ = angle de frottement interfacial ; ϕ' = angle de frottement interne du remblai ; FS = facteur de sécurité.

La forme plus compacte de l'équation (2.15) est donnée comme suit (eq 2.16) :

$$UCS = \frac{q \cdot \mathbf{S} + \gamma \cdot H^* \cdot \mathbf{W}}{(\mathbf{F})^{-1} + \mathbf{CT}} \quad (2.16)$$

Avec :

$$S \text{ (facteur dû à la surcharge)} = (1 - m \times f),$$

$$W \text{ (facteur dû au poids du bloc)} = (1 - 0.5m \times f),$$

$$F \text{ (facteur dû à la marge de sécurité)} = [(FS \times \tan \alpha - \tan \phi') \times \sin (2\alpha)],$$

$$CT \text{ (facteur dû à la cohésion et à la traction)} = (R_c / \tan \alpha) \times [0.5mH^*/L + (nH'/B) \times \tan \beta],$$

$$f = \frac{H^*}{L} K \tan \delta = \frac{(H - 0.5B \tan \alpha)}{L} K \tan (R_f \phi')$$

$$H^* = H - 0.5B \tan \alpha$$

$$H' = H - B \tan \alpha$$

$$C_b = R_c c' \quad \text{et} \quad \delta = R_f \phi'$$

$$\alpha = \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi'}{2} \right)$$

$$\beta = \frac{\pi}{4} - \frac{\delta}{2} = \left(\frac{\pi}{4} - \frac{R_f \phi'}{2} \right)$$

$$K = \frac{1 - A \cdot \sin \phi'}{1 + B \cdot \sin \phi'} : A=1, B=0 \text{ alors } K=K_0, A=1, B=1 \text{ alors } K=K_a, A=-1, B=-1 \text{ alors } K=K_p.$$

Du fait de sa capacité à prendre en compte presque toutes les conditions aux limites et aux frontières des chantiers miniers remblayés, les équations (2.15) et (2.16) permettent de trouver plus rigoureusement les variables correspondant aux remblais rocheux cimentés (voir Tableau 2.2).

Tableau 2.2: Conditions aux limites pour les remblais rocheux cimentés ou RRC (Belem et al., 2022)

Type de contact du remblai minier	Conditions aux limites du chantier remblayé	Choix des paramètres du modèle
2 faces en contact actif	- 2 contacts frictionnels uniquement avec les parois latérales (sans cohésion) ; - 0 contact en traction avec la paroi arrière.	$m=2, n=0, R_f > 0$ ($\delta > 0$), $R_c=0, \phi' > 0$ (condition drainée)
0 face en contact actif	- 0 contact frictionnel ou cohésif avec les parois latérales (friction et cohésion nulles) ; - 0 contact en traction avec la paroi arrière.	$m \geq 0, n=0, R_f > 0$ ($\delta=0$), $R_c=0, \phi'=0$

En effet, en s'appuyant sur les observations faites *in situ*, il est supposé que pour le remblai rocheux cimenté (RRC), les contacts entre le remblai et la roche ne sont pas cohésifs ($R_c = 0$). Par conséquent, il n'existe ni une cohésion sur les parois latérales ni une contrainte de traction sur la paroi arrière (Belem et al., 2022). En appliquant ces conditions aux limites (Tableau 1), l'équation générale (2.15) ou (2.16) devient alors :

➔ **Cas où 2 faces sont en contact actif (frottement uniquement)**

$$UCS = [q(1-2f) + \gamma H^* (1-f)] \times [(FS \tan \alpha - \tan \phi') \sin 2\alpha] \quad (2.17.a)$$

Ou sous forme compacte (avec $m=2$):

$$UCS = \frac{q \cdot S + \gamma \cdot H^* \cdot W}{(F)^{-1}} = [q \cdot S + \gamma \cdot H^* \cdot W] \times F \quad (2.17.b)$$

➔ **Cas où aucune face n'est en contact actif (RRC autoportant)**

Lorsqu'on considère qu'il n'existe aucun contact actif ($m = n = 0$), c'est-à-dire qu'il n'y a ni cohésion ($R_c = 0$), ni frottement ($\phi' = \delta = 0$) du RRC avec les parois rocheuses, la résistance requise pour le RRC qui serait autoportant est donnée comme suit :

$$UCS = FS [q + \gamma (H - 0.5B)] \quad (2.18.a)$$

Et dans le cas où $H \gg B$, on aura alors :

$$UCS = FS [q + \gamma H] \quad (2.18.b)$$

2.5 Modèles existants de prédiction de la résistance mécanique des remblais

2.5.1 Modèle de Arioglu (1984) pour les remblais aux granulats

2.5.1.1 Modèle d'Arioglu (1984)

Arioglu (1984) a proposé une relation empirique qui relie la résistance à la compression uniaxiale du remblai aux granulats cimenté (*cemented aggregate fill* – CAF) et le rapport eau/ciment (E/C) :

$$\sigma_c = UCS = A \left(\frac{E}{C} \right)^{-n} \quad (2.19.a)$$

Avec : A et n = constantes à déterminer expérimentalement.

Cet auteur a également élaboré une relation empirique entre la cohésion (c) et la résistance en compression uniaxiale ($\sigma_c = \text{UCS}$) qui ne suit pas (ignore l'existence) le critère classique et bien connu de Mohr-Coulomb :

$$c = A\sigma_c + B \quad (2.19. b)$$

2.5.1.2 Détermination du rapport eau/ciment (E/C)

Après avoir trouvé la résistance à la compression requise, le rapport eau/ciment est déterminé comme suit :

$$\frac{E}{c} = \left(\frac{\sigma_c}{A}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.19. c)$$

Avec A et n des constantes du mélange de remblai à déterminer expérimentalement (pour les mélanges préparés par Arioglu, 1984, $A = 80.268$ et $n = -1.536$).

2.5.1.3 Détermination du rapport squelette solide/ciment

Ce rapport est déterminé par la relation suivante :

$$\frac{\text{squelette solide}}{\text{ciment}} = \beta = 10.10 \left(\frac{E}{c}\right) - 2.32 \quad (2.19. e)$$

2.5.1.4 Détermination des quantités de ciment et d'agrégats

Dans le contexte des mélanges de remblai aux granulats cimenté préparé par Arioglu (1984) avec 60% de granulats (roches stériles concassées de diamètre $> 7 - 45$ mm) et 40% de résidus (diamètre < 7 mm) et en considérant un coefficient d'humidité des granulats = 0,099, la quantité de ciment (W_c) contenu dans 1000 litres de remblai peut être estimée comme suit :

$$W_c = \frac{8649}{4,779 + 3,956 \cdot \beta} \quad (2.19. f)$$

Après avoir calculé la quantité de ciment, la quantité des agrégats peut être calculée.

2.5.1.5 Détermination de la quantité totale d'eau

La relation ci-dessous exprime l'équation donnée par Arioglu (1984) pour calculer la quantité d'eau totale nécessaire.

$$W_w = \frac{(1 + \beta)(1 - K)}{K} \cdot W_c \quad (2.19.g)$$

Avec K = densité de pulpe ou pourcentage solide.

2.5.2 Modèle de Lamos et Clark (1989) pour tout type de remblai minier

Lamos et Clark (1989) ont proposé un modèle empirique statistique qui prédit la résistance à la compression (UCS) de différents types de remblai minier préparés avec différents types de liant. Ce modèle a été élaboré pour un temps de cure unique de 28 jours à une température de 30° et 100% d'humidité et à 72% solides :

$$UCS = 1 MPa \left[p_1 + \left(p_2 \left(\frac{OPC}{E} + p_3 \frac{PFA}{E} + p_4 \frac{PBF}{E} \right) \right) \left(1 + p_5 \frac{CT}{NCS} + p_6 \frac{CW}{NCS} \right) + p_7 \frac{NCS}{E} \right] \quad (2.20)$$

Avec : $p_1 = 2,15$; $p_2 = 5,65$; $p_3 = 0,67$; $p_4 = 1,60$; $p_5 = 0,07$; $p_6 = 0,34$; $p_7 = 0,21$

OPC = ciment portland ordinaire ; PFA = OPC + cendres pulvérisées de carburant ou cendres volantes (ratio 1 :2) ; PBF = OPC + laitier de haut fourneau ou slag (ratio 1:1); E = eau ; CT = résidus "classifiés" ou grano-classés ; CW = stériles concassés ; NCS = particules non cimentaires.

2.5.3 Modèle de Mitchell et Wong (1982)

En développant un modèle qui relie la résistance à la compression uniaxiale à certains paramètres, Mitchell et Wong ont proposé une relation qui prédit l'UCS en fonction du rapport eau/ciment, le pourcentage de liant et la porosité du remblai. Cette relation est présentée dans l'équation 2.21.

$$UCS = K_1 c^a (n^{-6} w^n + k_2) \quad (2.21)$$

Avec : w : la teneur en eau en % ; n = la porosité en % ; c = pourcentage de liant en % ; a = constante empirique qui varie entre 1,1 et 1,7 selon le type de résidus.

2.5.4 Modèle de Yu (1989)

En se basant sur le modèle d'Arioglu, Yu a formulé une relation qui relie la résistance à la compression uniaxiale et la proportion du ciment (équation 2.22).

$$UCS = e^{0.25c} \quad (2.22)$$

Où c présente la proportion du ciment en %.

2.5.5 Modèle de Belem (2020)

2.5.5.1 Modèle de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale (UCS)

Dans l'optique de prédire la résistance à la compression uniaxiale (UCS) des remblais rocheux cimentés (RRC) en prenant en compte le diamètre de particules, la proportion d'agent liant, le rapport eau/ciment (E/C), le type de liant ainsi que le temps de cure, Belem (2020) a proposé un modèle semi-empirique en se basant sur des résultats de laboratoire obtenus sur les formulations de RRC:

$$UCS_{pred} = A_0 \times 10^6 \times G_{s-WR} \left(\frac{d_{max}}{d_{min}} \right)^{-0.35} \left(\frac{[1 + 0.1 \times t]^{-1.625}}{\left[1 + \left(\frac{W}{C} \right)^{-2} + (B_{w\%})^{1.5} \right]^2} \right)^B \quad (2.23)$$

avec : G_{s-WR} = densité relative des roches stériles et traduit en quelque sorte la dureté de la roche mère qui a engendré les roches stériles ; $A_0 \times 10^6 \times G_{s-WR} = UCS_0 =$ constante empirique quantifiant la résistance en compression simple de la roche intacte composant les roches stériles (kPa) ; $(d_{max}/d_{min} = r_d) =$ rapport granulométrique entre la plus grosse (d_m ou d_{max}) et la plus petite particule (d_{min} qui est fixé à 10 mm) ; $t =$ temps de cure (en jours) ; w.c. = rapport eau/ciment et traduit la teneur en eau du coulis de ciment ; $B_{w\%} =$ taux de liant dans le coulis ; $B =$ exposant traduisant l'effet du type de liant et est déterminé empiriquement. Le Tableau 2.3 contient les valeurs estimées des constantes utilisées dans l'équation (2.23) pour les RRC.

Tableau 2.3: Constantes utilisées dans l'équation (2.23) (Belem, 2020)

Type de liant	A_0 (kPa)	B	Corrélation R
10GU/90Slag	1.0168E-4	-0.3822	0.99
50GU/50FA	2.3551E-5	-0.5653	0.96
Non défini	5.0959E-5	-0.4692	0.97

À partir de l'équation (2.23), la recette de mélanges de RRC sera la combinaison entre le **temps de cure t** (jour), le **rapport W/C** , le **type de liant** et le **taux de liant $B_w(\%)$** qui permettra d'obtenir la valeur de la résistance requise (UCS_{design}).

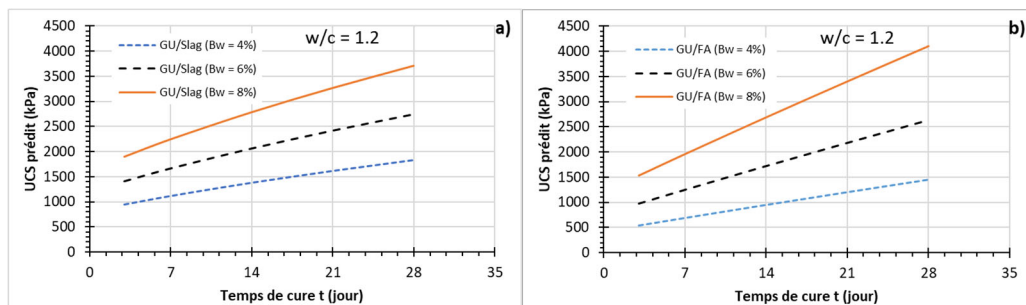


Figure 2-12 UCS du RRC prédit en fonction du temps de cure, du type d'agent liant et du taux de liant (4, 6 et 8%) : a) effet du liant GU/Slag, b) effet du liant GU/FA et $d_{\max} = 2$ po (5 cm) (Belem, 2020).

La Figure 2-12 présente la réponse du modèle prédictif (équation 2.23) de 3 à 28 jours de temps de cure avec un $W/C = 1,2$ pour deux types d'agent liant (GU/Slag et GU/FA à un ratio de 50 :50) et pour trois taux massiques de liant $B_w\%$ (4, 6 et 8%) et pour un $d_{\max} = 2$ po (5 cm). On constate que le modèle est capable de différencier, en quelque sorte, le mode d'hydratation entre les liants de type GU/Slag et GU/FA qui ont des allures différentes. De plus, le modèle parvient très nettement à capter l'impact de la quantité d'agent liant ajouté dans les mélanges de RRC ; ce qui est très encourageant.

Les Figures 2.13 à 2.16 présentent les réponses de prédictions théoriques de l'UCS de mélanges de RRC selon le diamètre maximal des particules (d_m ou d_{\max}), la densité relative des roches stériles (G_{s_WR}), le taux de liant massique ($B_w\%$) et le rapport eau/ciment ou liant (W/C).

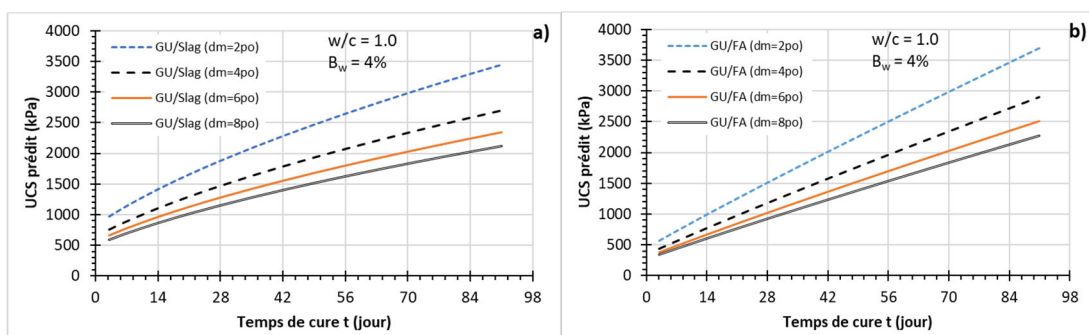


Figure 2-13 UCS prédit en fonction du temps de cure ($w/c=1$, $B_w=4\%$): a) effet de la taille max des particules (dm) des roches stériles (RS) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de la taille max des particules (dm) de RS avec le type de liant GU/FA.

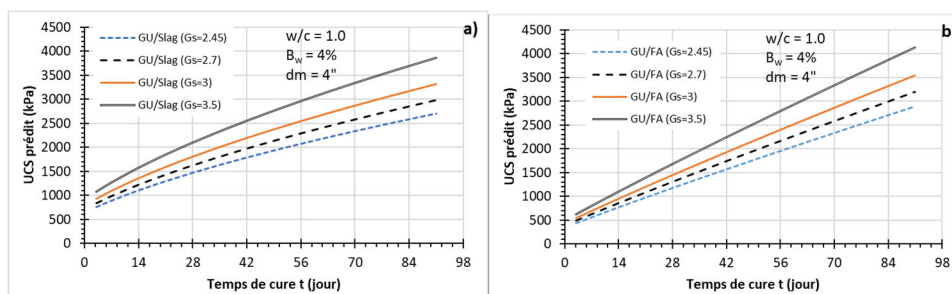


Figure 2-14 UCS prédit en fonction du temps de cure ($w/c=1$, $B_w=4\%$ et $dm=4$ po): a) effet de la densité relative (DR) des roches stériles (RS) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de DR des RS avec le type de liant GU/FA (Belem, 2020).

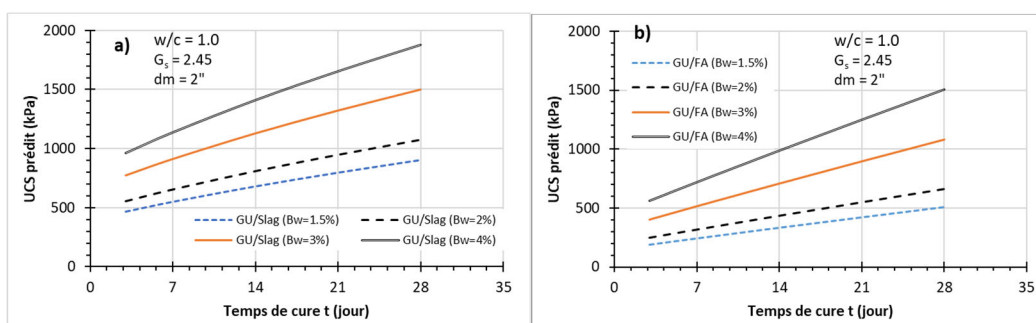


Figure 2-15 UCS prédit en fonction du temps de cure ($W/C=1$, G_s -WR = 2,45 et $dm=2$ po): a) effet du taux massique de liant ($B_w\%$) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de $B_w\%$ avec le type de liant GU/FA (Belem, 2020).

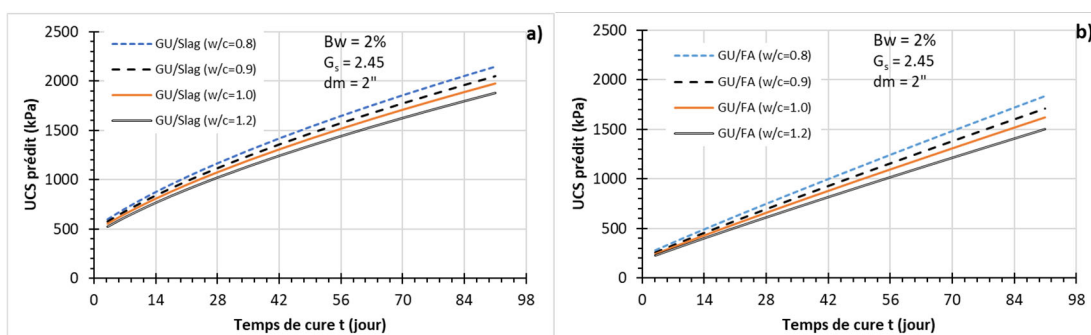


Figure 2-16 UCS prédit en fonction du temps de cure ($B_w\%=2\%$, G_s -WR = 2,45 et $dm=2$ po) : a) effet du rapport massique eau/ciment ou liant ($w.c.$) avec le type de liant GU/Slag, b) effet de $w.c.$ avec le type de liant GU/FA (Belem, 2020).

2.5.5.2 Validations et limitations du modèle de Belem (2020)

Dans le cadre de ce projet de recherche, une étude pour valider ou ajuster le modèle semi-empirique était faite afin d'améliorer son efficacité et sa robustesse. Le Tableau 2.4 synthétise les différentes valeurs des performances métriques du modèle semi-empirique. Les résultats ont été trouvés en se basant sur des expérimentations réalisées à l'URSTM (Rafraf et al., 2023).

Tableau 2.4: Les valeurs des performances paramétriques pour la résistance à la compression uniaxiale prédite ($UCS_{prédite}$) (Rafraf et al., 2023)

Type de liant	UCS_{min} (kPa)	UCS_{max} (kPa)	RMSE (kPa)	RMSE normalisé	Coefficient de corrélation R
10GU/90Slag	1329	4508	434.8	0.14	0.99
50GU/50FA	1329	2777	714.2	0.17	0.97

Bien que le modèle semble fiable pour prédire la résistance à la compression uniaxiale tout en prenant en considération plusieurs paramètres géomécaniques, des limitations ont été observées en analysant la réponse du modèle vis-à-vis la variation des paramètres. En fait, la variation du rapport eau/ciment, plus particulièrement dans la plage de 0.7 à 1.2, qui est la fourchette recommandée dans les industries minières, des courbes qui ont une tendance à être plates ont été obtenues en présentant l'UCS en fonction du rapport E/C (voir Figure 2-17).

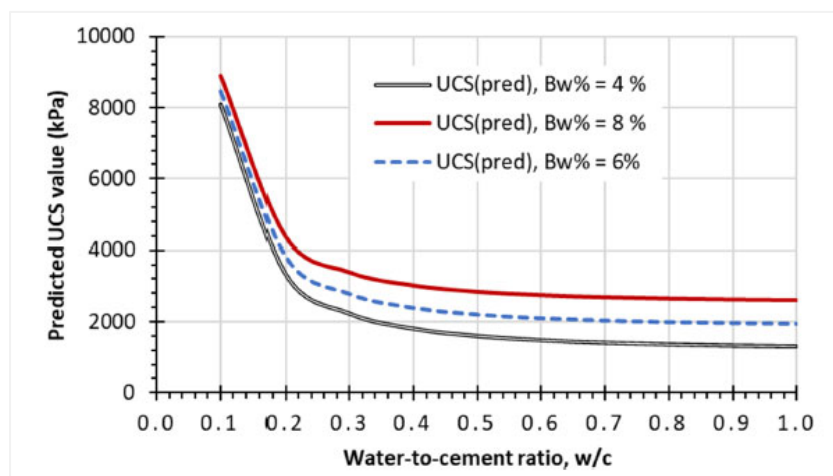


Figure 2-17: Variation l'UCS en fonction du ratio E/C (Rafraf et al. 2023)

En plus, les variations de taille des particules lors de la préparation des remblais rocheux cimentés ont un effet mineur sur la résistance à la compression uniaxiale, entraînant seulement de légères

variations des valeurs de UCS. Enfin, bien que le modèle soit précis, il ne donne pas la possibilité de déterminer la résistance de coulis de ciment.

2.5.6 Modèle de Belem (2023)

En tenant compte des limitations observées dans le modèle développé en 2020, Belem a proposé un nouveau modèle semi-empirique généralisé (équation 30).

$$UCS_{pred}(j) = (\gamma_{tot,j})^\lambda h_r \left[b f_{GSD} (r_d)^m + (1 + b [f_{GSD} B_{w\%} (r_d)^{-m}] \alpha_{i,j} \left(\frac{W}{C}\right)^{-d} \sqrt{t_R} \right] \quad (2.23)$$

Avec $\gamma_{tot,j}$ (kN/m³ ou kPa/m) = poids volumique total ou humide des roches stériles seules ou du coulis/lait de ciment seul; h_r (m) = hauteur relative élémentaire représentative (arbitraire); λ = facteur d'ajustement du poids volumique pour le calibrage du modèle avec des données expérimentales; $r_d = D_{max}/d_{min}$ = ratio du diamètre maximal (D_{max}) et minimal (d_{min}) des particules de roches stériles; $B_{w\%}$ = taux massique de liant; $\alpha_{i,j}$ = facteur de pondération du type de liant; t_R = temps de cure relatif = t/t_0 , où t = temps de cure absolu et t_0 = temps de cure de référence ($t_0 = 1$ jour); $w.c.$ = ratio *eau-sur-ciment/liant* (M_{eau}/M_{liant}); b = paramètre de sélection du coulis ($b = 0$) ou du RRC ($b = 1$) dans le modèle. Si $j = 0$ alors $b = 0$ et si $j = 1$ alors $b = 1$; i = type de liant (ex. : ciments Portland GU, HE, GU-FA, GU-Slag, etc.) et $j = 1$ (RRC) ou 0 (grout/coulis); f_{GSD} = facteur de pondération de contribution des particules fines dans l'acquisition de résistance mécanique (il s'agit d'une fonction de type gaussienne) = $1 + \exp\left(-\frac{1}{4} \left[\frac{\%P_{10mm} - \mu}{\sigma}\right]^2\right)$ où $\%P_{10mm}$ = pourcentage des particules de diamètre plus petit que 10 mm (fines). La proportion optimale a été fixée à 30% selon l'allure de la courbe de Talbot (avec $n=0.5$); μ = valeur moyenne centrée au niveau de la proportion optimale ($\mu = 30\%$); σ = écart-type de la proportion des fines ($\sigma = 5\%$) (Figure 2-18).

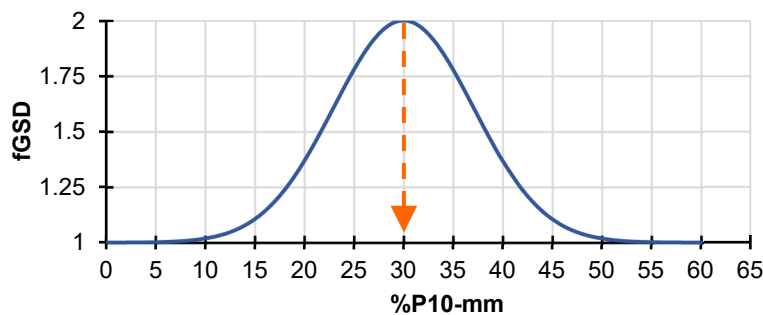


Figure 2-18 Paramètre f_{GSD} en fonction de pourcentage des particules fines

En prenant $b = 0$, le modèle semi-empirique sera conçu pour la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment et la relation devient comme suit (équation 2.24):

$$UCS_{pred} (j = 0) = (\gamma_{tot,0})^\lambda h_r \left[\alpha_{i,0} \left(\frac{W}{C} \right)^{-d} \sqrt{\frac{t}{t_0}} \right] \quad (2.24)$$

Où la constante $\gamma_{tot,0}$ présente le poids volumique total de coulis de ciment et elle est exprimée par la relation 2.24.a.

$$\gamma_{tot,0} = \gamma_{s-coulis} \left(1 + \frac{W}{C} \right) \quad (2.24. a)$$

avec $\gamma_{s-coulis} = \gamma_w \cdot G_{s-coulis}$ où γ_w présente le poids volumique de l'eau et $G_{s-coulis}$ présente la densité relative de coulis de ciment considéré.

Le tableau 2.5 résume les différentes valeurs des constantes de modèle semi-empirique de Belem (2023).

Tableau 2.5: Constantes du modèle semi-empirique de Belem (2023)

Paramètre	Coulis ($j=0$)	RRC ($j=1$)
e_{WR}	-	0.3
n_{WR}	-	0.232
w_{WR}	-	0.02
m	-	0.35
h_r (m)	4	4
b	0	1
$a_{i,j}$	à définir	à définir
1	0.978	2.12

CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE

3.1 Matériels

3.1.1 Roches stériles

Les roches stériles reçues de la mine Canadian Malartic se caractérisent par un diamètre qui est compris entre 0 et 50 mm. Le matériau est homogénéisé à l'aide d'une pelle mécanique et conservé dans des chaudières afin de l'utiliser dans la préparation des mélanges de remblais rocheux cimentés.

La première étape réalisée pour la préparation des roches stériles est la mesure de la teneur en eau gravimétriques des roches stériles reçues. Cette étape est primordiale dans le calcul des masses des différents ingrédients pour les mélanges prévus. La teneur en eau gravimétrique est exprimée en pourcentage et est calculée avec la relation dans l'équation 3.1 ci-dessous :

$$w(\%) = \frac{M_{RS/humide} - M_{RS/secs}}{M_{RS/secs}} \quad (3.1)$$

Où $M_{RS/humide}$ présente la masse des roches stériles à l'état humide et est exprimé en kg et $M_{RS/secs}$ définie la masse des roches stériles sèches et est exprimé en kg.

Pour ce faire, un échantillon pesant 1.910 kg des roches stériles est échantillonné des barils de matériau reçu et mis dans l'étuve avec une température de 60°C pour une durée de 48 heures. La Figure 3-1 présente l'échantillon considéré pour réaliser cette étape. Après deux jours de séchage la teneur en eau gravimétrique trouvée est égale à 2%.

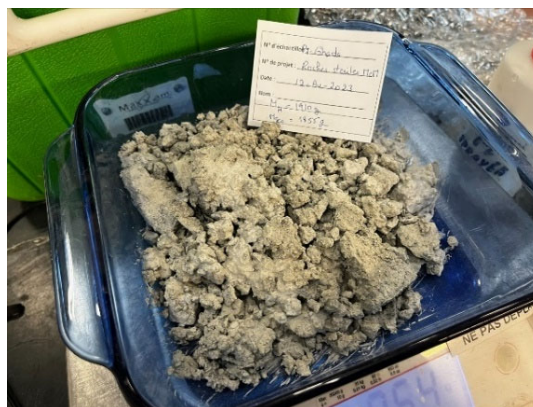


Figure 3-1: Prise d'essai de roches stériles séchées à l'étuve à 60°C pendant 48 heures

3.1.1.1 Tamisage et homogénéisation

Après avoir effectué le tamisage des roches stériles avec un tamiseur d'ouverture de 50 cm, une étape cruciale pour la suite des travaux consiste à homogénéiser ces roches se présente. L'homogénéisation des roches stériles (présentée dans les Figures 3-2a, 3-2b et 3-2c) présente une grande importance avant de procéder à la fabrication des RRC.

Cette étape garantit la qualité des RRC en réduisant les effets indésirables de la ségrégation et en minimisant l'hétérogénéité des remblais finaux. Ce processus permet de maintenir les performances mécaniques et géotechniques visées, qui sont essentielles pour la durabilité et la stabilité des remblais. En outre, cette étape permet d'éviter que les particules fines se séparent des particules grosses ce qui garantit une distribution uniforme des particules dans les éprouvettes à fabriquer et par la suite assure la fiabilité des résultats.

Les roches stériles à homogénéiser sont stockées dans des chaudières afin de minimiser le phénomène de ségrégation et faciliter leur transport vers le laboratoire (Figure 3-2d).

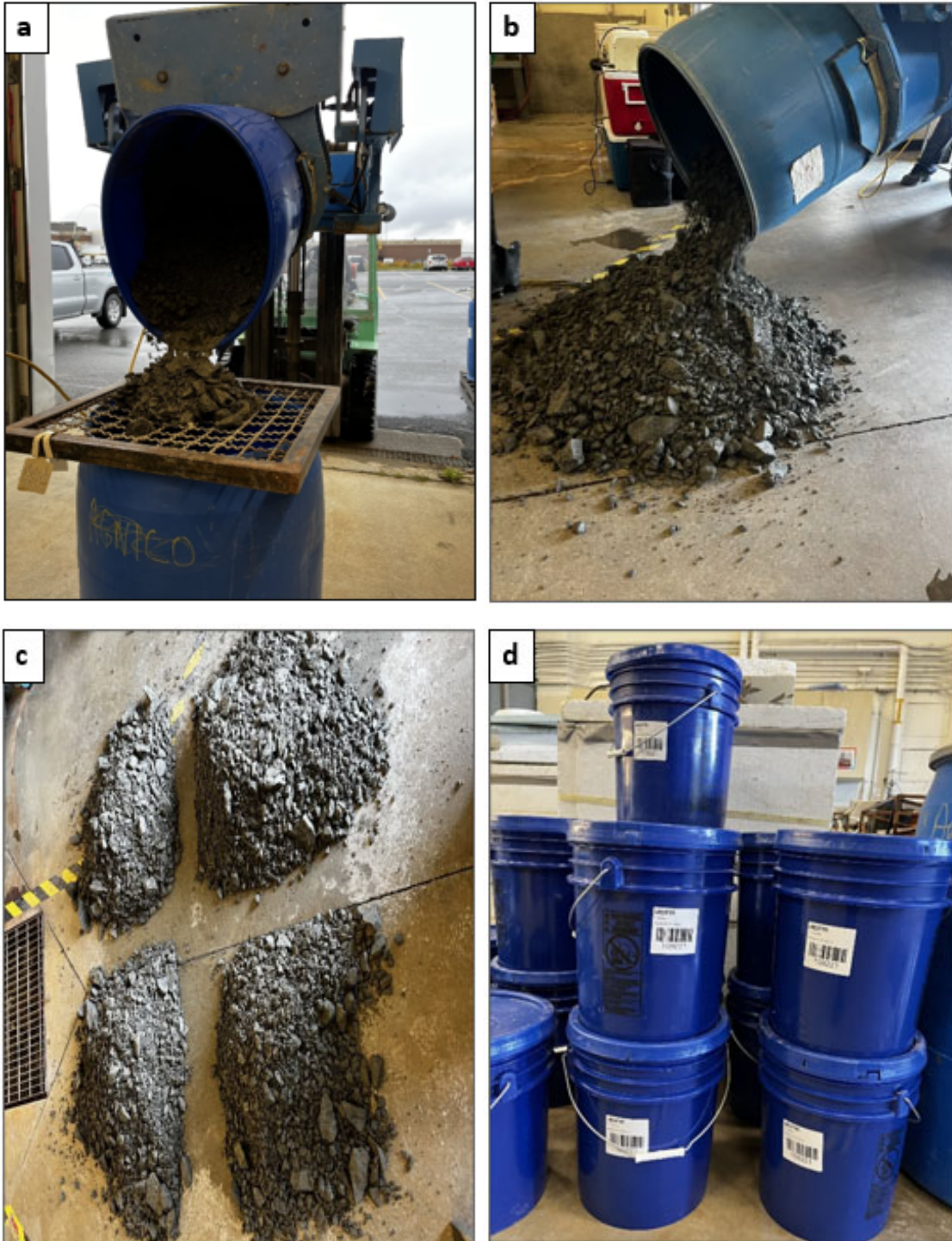


Figure 3-2: a) Tamisage des roches stériles. b et c) Homogénéisation des roches stériles, d) stockage des roches stériles dans des chaudières

3.1.1.2 Caractérisation physique des roches stériles

3.1.1.2.1 Distribution granulométrique

La distribution granulométrique des roches stériles, qui sont l'ingrédient de base de mélange de remblais rocheux cimentés, permet d'avoir des informations nécessaires pour comprendre les propriétés du matériau final. La distribution granulométrique des roches stériles extraites de la mine Canadian Malartic est déterminée en utilisant une série de tamis à mailles carrées en adoptant la norme ASTM C-136 (Figure 3-3).

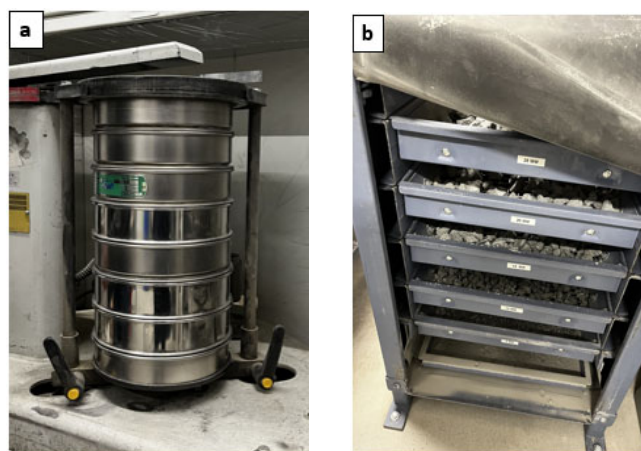


Figure 3-3: a) Tamisage de la partie fine de l'échantillon, b) Tamisage de la partie grossière de l'échantillon).

Cette procédure permet à la fin de tracer une courbe représentative des pourcentages cumulatifs (ou fraction des masses) en fonction de la taille des particules. Cette méthode a permis la détermination précise du pourcentage de particules fines, c'est-à-dire le pourcentage de particules ayant un diamètre inférieur à 10 mm (Vennes, 2014). Le Tableau 3.1 présente les masses cumulatives passantes et les paramètres granulométriques des roches stériles et la Figure 3-4 montre la distribution granulométrique des roches stériles de la Mine Canadian Malartic obtenue à la suite des analyses aux laboratoires de l'URSTM.

Le paramètre D_i signifie le diamètre des particules à un pourcentage i passant. Le coefficient d'uniformité pour l'échantillon analysé est $C_U = 47.46$ ce qui se situe dans une plage adéquate pour la caractérisation des remblais rocheux ($9.15 \leq 47.46 \leq 59.7$) (Annor, 1999). Cette valeur de C_U indique que les roches stériles se caractérisent par une granulométrie relativement étalée. D'autre

part, le coefficient de courbure est d'une valeur égale à 4.72 se situant, aussi, dans la plage convenable des remblais rocheux ($1.44 \leq C_C \leq 6.54$) (Annor, 1999).

Tableau 3.1: Paramètres pour le traçage de la courbe de la distribution granulométrique des roches stériles utilisées

Paramètre	Unités	Valeur
$C_U = D_{60}/D_{10}$	(-)	47.46
$C_C = D_{30}^2/(D_{60}*D_{10})$	(-)	4.72
$U = (D_{90}-D_{10})/D_{50}$	(-)	2.82
D_{10}	(mm)	0.419
D_{20}	(mm)	3.005
D_{30}	(mm)	6.272
D_{40}	(mm)	10.437
D_{50}	(mm)	14.778
D_{60}	(mm)	19.894
D_{70}	(mm)	24.703
D_{80}	(mm)	31.475
D_{90}	(mm)	42.083

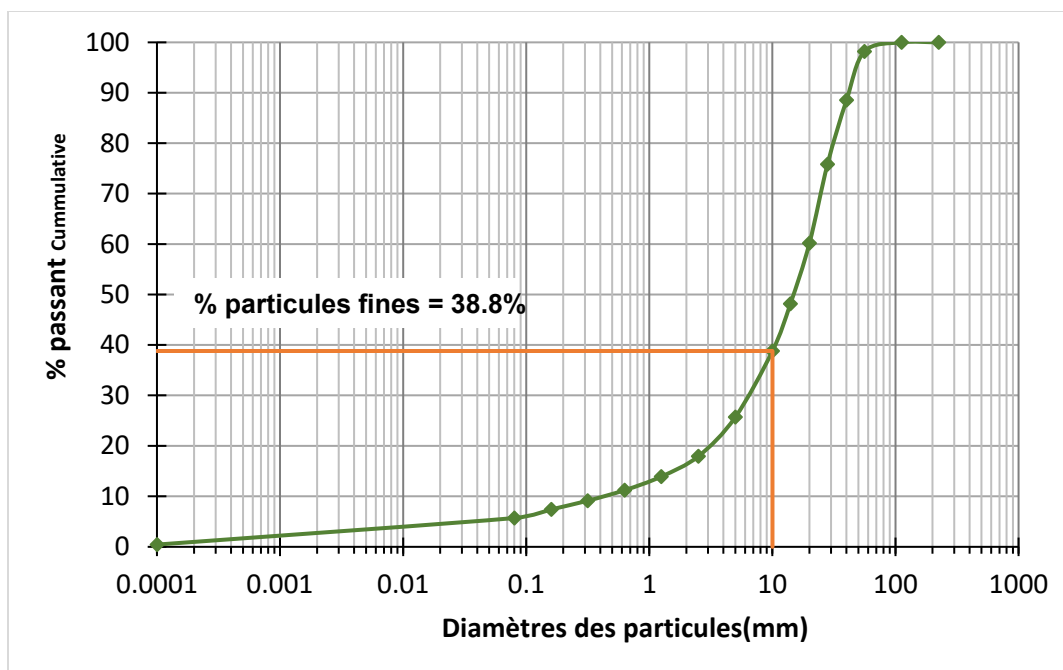


Figure 3-4: Distribution granulométrique des roches stériles utilisées (tiré de Rafrat et al., 2023)

3.1.1.2.2 Densité relative

La densité relative (G_s ou D_r) des roches stériles utilisées affectera directement la densité relative des remblais rocheux cimentés qui seront élaborés. Cette caractéristique est obtenue en divisant la masse volumique spécifique des particules fines par la masse volumique de l'eau ($G_s = \rho_s/\rho_w$). Généralement, la densité relative des roches stériles est aux alentours de 2,8 (Gamache-Rochette, 2004; Ethier et al., 2010; Cordova et al., 2016; Hane et al., 2017; Hane et al., 2018). Pour évaluer minutieusement cette densité, un pycnomètre à hélium est utilisé selon la norme D854-10 (ASTM, 2012). Le principe de calcul de ce dispositif est d'utiliser les lois des gaz parfaits, la différence des pressions et le volume d'hélium déplacé pour calculer la densité. Dans cette étude, trois différents échantillons de la fraction fine des roches stériles utilisées ont été considérés pour la détermination de la densité relative des roches stériles issues de la mine Canadian Malartic. Le Tableau 3.2 résume les résultats des tests obtenus.

Tableau 3.2: Résultats des essais pour la détermination de la densité relative

Échantillon	Densité relative
1	2.7953
2	2.8043
3	2.7964
Moyenne	≈ 2.8

3.1.2 Liants hydrauliques

Deux types de liant ont été sélectionnés pour la fabrication des éprouvettes de remblais rocheux cimentés qui sont le GU seul et le GU/Slag. Le liant GU/Slag est composé de 80% de laitier de haut fourneau et de 20% de ciment Portland ou ciment à usage général. Ces deux types de liant sont parmi les liants les plus adoptés dans les travaux de l'industrie minière en raison de leur performance éprouvée.

3.1.3 Eau de mélange

L'eau de mélange utilisé dans l'élaboration des éprouvettes des remblais rocheux cimentés est l'eau de robinet de la municipalité de Rouyn-Noranda, Québec, Canada. Ce choix repose de fait que cette eau est accessible et disponible à tout temps dans la pratique.

3.2 Méthodes

Pour atteindre les objectifs visés et bien mener la recherche, une procédure expérimentale ainsi qu'une procédure analytique sont proposées en tenant compte des différents paramètres géomécaniques de remblai rocheux cimenté et de coulis de ciment.

3.2.1 Validation expérimentale du modèle semi-empirique de Belem 2023

3.2.1.1 Procédure expérimentale pour la fabrication des moules

Dans le cadre de la préparation des échantillons de remblais rocheux cimentés, un total de 72 éprouvettes a été élaboré au sein du laboratoire URSTM, en réalisant des triplicatas pour chaque

combinaison de paramètres. Les stériles utilisés, provenant de la mine Canadian Malartic, étaient des roches avec des diamètres variant de 0 à 50 cm. Deux types de ciment ont été sélectionnés comme agents liants : le ciment Portland à usage général (ciment GU) et le ciment GU-Slag, qui est un mélange de ciment GU et de laitiers de haut fourneau. Conformément aux directives de l'industrie minière, les rapports eau/ciment (E/C) les plus appropriés se situent entre 0.7 et 1.2. Pour cette étude, deux ratios ont été choisis : 1 et 1,2. Par ailleurs, le pourcentage de liant $B_w\%$ a été varié avec trois valeurs différentes : 4%, 6% et 8%. Ces valeurs de $B_w\%$ permettent d'évaluer l'influence de la quantité de liant sur les propriétés des échantillons de remblais rocheux cimentés. Par ailleurs, une seule valeur de porosité totale de mise en place, $n = 0,27$ ce qui correspondait à un indice des vides $e = 0,37$ et un pourcentage massique de solides $C_w\%$ variant entre 97% et 94% ont été choisis pour élaborer le calcul des mélanges. En ce qui concerne les temps de cure, les éprouvettes ont été placées dans une chambre humide à $22\pm 2^\circ\text{C}$ et une humidité relative $HR > 90\%$ (conditions sous terre) pour deux durées différentes : 14 et 28 jours. Le Tableau 3.3 présente les différentes recettes pour les mélanges de remblais rocheux cimentés.

Tableau 3.3: Différentes recettes de remblai rocheux cimenté

Type de liant	Temps de cure (jours)	Ratio eau/ciment	Proportion de liant $B_w\%$	Nombre de moules
GU seul ou GU-Slag	14, 28	1	4	12
	14, 28	1	6	12
	14, 28	1	8	12
	14, 28	1.2	4	12
	14, 28	1.2	6	12
	14, 28	1.2	8	12

3.2.1.2 Calcul des mélanges

Le calcul des mélanges est une étape essentielle dans chaque démarche expérimentale. Cela permet de déterminer avec précision les quantités des ingrédients et leurs proportions afin d'optimiser les résultats ciblés. Tout remblai rocheux cimenté est un mélange de trois composants, soit l'eau, les roches stériles et l'agent liant. En imposant des paramètres spécifiques, soit les rapports eau/ciment, la proportion de liant considéré, les dimensions des moules, la densité relative des roches stériles et la porosité, les masses exactes des différents ingrédients sont déterminées à partir des relations mathématiques. Dans l'optique d'obtenir des calculs précis et rigoureux, l'ensemble des calculs

effectués dans cette étude ont été conçus et élaborés par le biais d'une feuille de calcul Excel (Tableau – Annexe B).

3.2.1.3 Formules mathématiques

Pour la détermination des différentes masses nécessaires lors de la préparation des mélanges des remblais rocheux cimentés, les formules mathématiques ci-dessous seront utilisées.

Tableau 3.4: Formules mathématiques utilisées pour le calcul des mélanges des remblais rocheux cimentés

La teneur en eau massique w	$w = \frac{M_w^*}{M_s} = \frac{\left(\frac{W}{C}\right) B_w M_{WR}}{M_{WR} (1 + B_w)} = \frac{\left(\frac{W}{C}\right) B_w}{1 + B_w}$	(3.2)
Le pourcentage solide des RRC C_w	$C_w = \frac{M_s}{M_{CRF}} = \frac{1}{1 + w} = \frac{1 + B_w}{1 + B_w \left(1 + \frac{W}{C}\right)}$	(3.3)
La densité relative de RRC $G_{s,CRF}$	$G_{s,CRF} = \frac{1 + B_w}{\frac{1}{G_{s,RS}} + \frac{B_w}{G_{s,ciment}}}$	(3.4)
La masse totale de RRC M_{CRF}	$M_{CRF} = V_{CRF} \times G_{s,CRF} \times \rho_{eau}$	(3.5)
Le taux de liant B_w	$B_w = \frac{M_c}{M_{WR}}$	(3.6)
La masse de ciment nécessaire M_c	$M_c = B_w M_{WR} = \frac{B_w M_{CRF}}{1 + B_w \left(1 + \frac{W}{C}\right)}$	(3.7)
<i>W/C est le ratio eau/ciment, M_{WR} présente la masse des roches stériles, M_s présente la masse des solides, B_w est le taux de liant, M_{CRF} présente la masse de RRC, V_{CRF} présente le volume de RRC.</i>		

3.2.1.4 Fabrication des éprouvettes de remblais rocheux cimentés

Une fois les masses exactes des ingrédients calculées, une procédure expérimentale pour la préparation des moules est mise en place. Le liant sélectionné (GU ou GU-Slag) est mélangé avec l'eau (Figure 3-6a) puis ajouté progressivement sur les roches stériles déjà versées dans la bétonnière d'une capacité de 150 L (Figure 3-6b).

Après dix minutes de malaxage, le mélange est déversé sur le sol afin de l'homogénéiser puis le diviser en portions pour assurer que tous les moules auront une distribution granulométrique uniforme (Figure 3-6c). Ensuite, il s'agit de la phase de remplissage qui consiste à former trois couches distinctes, en veillant à répartir de manière similaire les portions de RRC et en alternant entre les particules fines et les particules grossières. Les moules remplis (Figure 3-6d), fermés, identifiés par leur numéro de *batch* et la date de l'élaboration et mis dans une chambre humide pour le temps de cure choisi (14 ou 28 jours) dans des conditions semblables à celles souterraines.

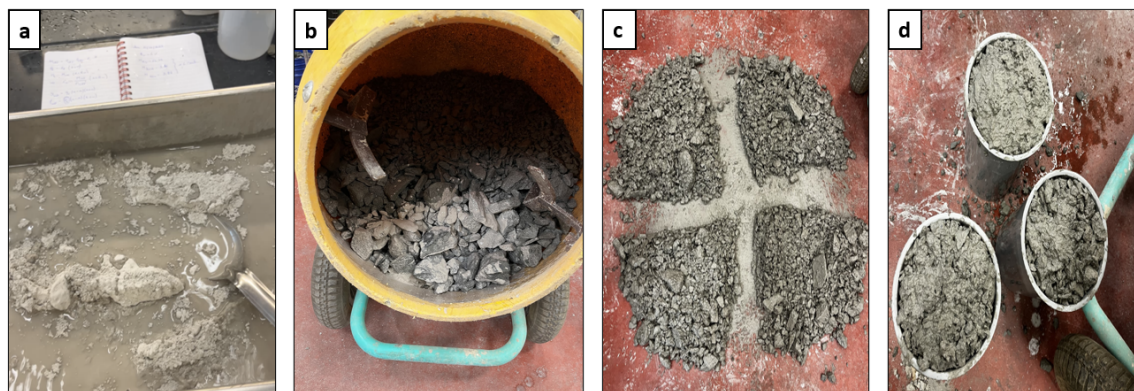


Figure 3-5: a) Eau avec le ciment, b) Mélange de RRC dans la bétonnière, c) Portions du mélange de remblai rocheux cimenté, d) moules remplis prêts pour la mise pour durcissement

3.2.1.5 Cassage des éprouvettes des RRC

Après chaque temps de cure, les cylindres de RRC seront retirés avant 24 heures de la date de cassage pour faire le surfacage (Figure 3-7b et Figure 3-7c). En fait, les surfaces des moules ne sont pas planes (Figure 3-7a) et en absence d'un surfacage adéquat les résultats de cassage seront erronés. Pour ce faire, le mortier est utilisé comme un matériau de surfacage. En fait, le mortier se caractérise par une consistance qui permet l'assurance d'une surface plane et uniforme. Ces propriétés sont essentielles pour avoir des tests de compression précis. En plus, le mortier durcit

rapidement, ce qui permettra le respect du calendrier serré des phases de test. Le jour suivant le surfacage, les moules sont soumis à des essais de cassage (compression uniaxiale) pour la détermination de leur résistance à la compression uniaxiale (UCS) en suivant la norme ASTM C39/C39 M (équivalente à la norme canadienne CSA A23.2-9C). L'UCS sera ainsi déterminée à partir de 3 cylindres de RRC cassés (Figures 3-7d et 3-7e). L'essai à la compression uniaxiale est effectué par le biais d'une presse mécanique d'une capacité 500 kN de chez Englobe Corp.

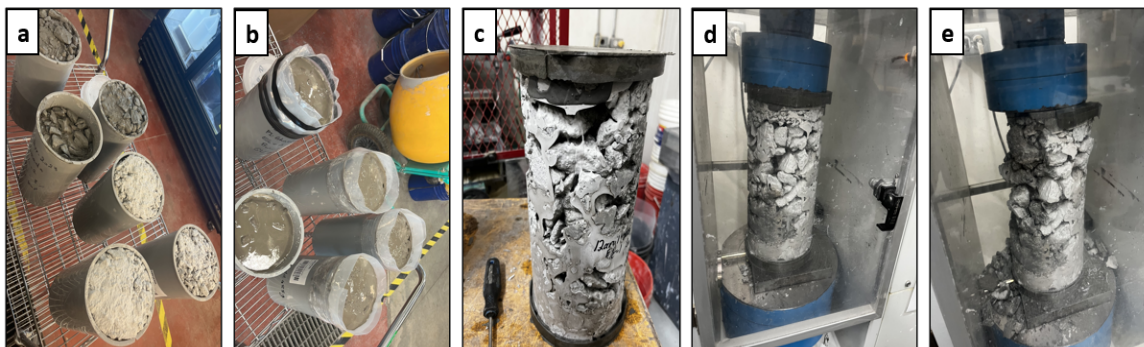


Figure 3-6: (a) moules après un temps de cure de 14 jours (b) moules après la procédure de surfacage (c) un cylindre démoulé (d) un cylindre sous compression uniaxiale (e) un cylindre après avoir atteint la résistance à la compression uniaxiale

Une fois les résultats des UCS obtenus, le modèle tentera de les prédire théoriquement à partir des caractéristiques des ingrédients de base, à savoir les roches stériles (teneur en eau initiale des roches stériles, G_s , D_{max} , d_{min}), l'agent liant ($B_w\%$) et l'eau de mélange (rapport E/C, humidité initiale des roches stériles). L'analyse statistique de ces prédictions permettra ensuite de connaître le niveau de précision du modèle de prédiction et les limites de confiance de son utilisation.

3.2.2 Validation expérimentale du modèle de prédiction de l'UCS du coulis/lait de liant

Par ailleurs, pour la mise en place de la procédure expérimentale visant la validation et le calibrage du modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale du coulis de ciment, un nouveau programme expérimental de préparation de coulis/lait de liant est défini afin de vérifier la capacité du modèle de prédiction à prédire l'évolution de l'UCS du coulis de liant au cours du temps. Pour ce faire, un total de six recettes de coulis de liant sera formulé en faisant varier le rapport eau/ciment (0,8, 1,0 et 1,2), les valeurs de porosité totale (n) de mise en place variables, car dépendant exclusivement dans ce cas du ratio E/C et de la densité

relative du coulis de liant (Gs-coulis), et deux types de liant étaient choisis soit le GU seul et GU-Slag constitué à un pourcentage de 55% de GU et à un pourcentage de 45% de Slag (laitiers de hauts fourneaux). Ce choix des pourcentages est dans le but d'accélérer le processus de l'hydratation de ciment étant donné que le temps de cure était particulièrement court, soit seulement 3 jours. Le tableau 3.5 présente un exemple de calcul effectué à l'aide d'un fichier de calcul pour le liant GU-Slag.

Tableau 3.5: Exemple de calcul de mélange pour le coulis de ciment

	Mélange 1	Mélange 2	Mélange 3
E/C	0.80	1.00	1.20
<i>Nombre de moules</i>	3	3	3
Volume Totale (cm ³)	133.22	133.22	133.22
Masse LIANT (g)	117.9	100.2	87.1
Masse LIANT + EAU (g)	212.25	200.37	191.59
C'b = M-liant/M-totale	56%	50%	45%
Masse GU (g)	59.0	50.1	43.5
Masse GUS (g)	59.0	50.1	43.5
Masse EAU (g)	94.3	100.2	104.5

Après avoir effectué le calcul des quantités d'agent liant et d'eau, les coulis sont obtenus en malaxant le mélange. Le coulis sera ensuite coulé dans des petits moules en plastique (environ une cinquantaine) de taille 1,2 po de diamètre (30 mm) et 2,4 po de hauteur (~60 mm) qui seront ensuite placés dans une chambre humide à $22 \pm 2^\circ\text{C}$ et une humidité relative $HR > 90\%$ ce qui correspond à des conditions sous terre pour un temps de cure de 3 jours (court terme).

Après chaque temps de cure, les cylindres de coulis durcis seront retirés et soumis aux essais de cassage pour la détermination de leur UCS (norme ASTM C39/C39 M) à partir de 3 cylindres de coulis cassés. Une fois les résultats des UCS obtenus, le modèle essaiera de les prédire analytiquement en se basant sur les caractéristiques des coulis (ratio W/C, Gs-coulis).

3.2.3 Calibrage et ajustement du modèle général validé

Dans cette étape, il s'agira de calibrer le modèle de prédiction validé par rapport au diamètre maximal (D_{\max}) des particules de roches stériles. Selon la norme ASTM C470, le diamètre du moule doit être au moins trois fois supérieur à la dimension nominale maximale du gros granulat. Ce qui fait que le $D_{\max} = 2$ po (50,8 mm) pour les moules de 6 po de diamètre utilisés au laboratoire. Afin de simuler le RRC à l'échelle in situ, il suffirait de faire varier D_{\max} à des valeurs pouvant aller jusqu'à 12 po (304,8 mm). Afin de bien ajuster le modèle semi-empirique de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale, le langage de programmation Python sera utilisé afin de calibrer la valeur de $\alpha_{i,j}$ en fonction des résultats de laboratoire trouvés pour les deux types de liants utilisés.

3.2.4 Proposition d'une petite application pour le calcul du facteur de pondération du liant $\alpha_{i,j}$

Afin de généraliser le modèle semi-empirique et rendre possible la prédiction des résistances à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés élaborés avec n'importe quel type de liant, une mini application a été réalisée durant ce projet pour l'estimation de paramètre $\alpha_{i,j}$ qui est un paramètre étroitement lié au type de ciment. En se basant sur la base de données que les firmes ou les industries minières disposent, ils seront capables de définir ce paramètre clé afin de pouvoir utiliser le modèle selon les caractéristiques des roches stériles et les recettes visées. Cette démarche contribuera, sans doute, à une meilleure analyse de stabilité et un contrôle plus adapté lors de l'élaboration des remblais rocheux cimentés.

Le modèle semi-empirique sera défini en utilisant la fonction "model" qui prend les paramètres d'entrées et calcule les valeurs de sortie prédites en fonction du modèle semi-empirique. Ensuite, une fonction de coût sera introduite dans le code afin de calculer l'erreur entre les valeurs prédites calculées par le modèle et les valeurs expérimentales entrées par l'utilisateur pour certaines conditions imposées par l'utilisateur également. Cette fonction pénalise les différences les plus importantes entre les prédictions et les valeurs réelles. L'objectif de cette démarche est de minimiser cette erreur à chaque itération de l'algorithme d'optimisation ("*minimize*"). Étant donné que la valeur de α est initialisée à 1, la fonction *minimize* va être utilisée afin de mettre à jour la valeur de $\alpha_{i,j}$ proposée à chaque itération en fonction de la méthodologie mentionnée ci-dessus

jusqu'à ce que l'algorithme converge vers une solution répondant aux critères souhaités. Finalement, pour la création de l'interface utilisateur pour le calcul de $\alpha_{i,j}$ la bibliothèque graphique *tkinter* standard de Python sera utilisée. Cette bibliothèque rend les interactions utilisateur-interface plus flexible et simple.

3.2.5 Proposition d'un protocole technique général pour le suivi du contrôle qualité (CQ) de la préparation des recettes de mélange de RRC

Dans cette étape, il sera question d'utiliser le modèle de prédiction pour estimer la valeur cible d'UCS à atteindre avec une recette de mélange de RRC donnée. De cette façon, il sera déjà possible de vérifier la qualité de la préparation des cylindres de RRC qui seront testés. Les aspects importants à considérer seront les paramètres de la préparation des mélanges de RRC et la distribution granulométrique des roches stériles. Cette étape présente la caractérisation et l'assurance de qualité de la matière première.

Plutôt que de ne se contenter que de la pesée systématique des éprouvettes de RRC avant leur cassage, le but de ce protocole technique général est d'adopter la méthode du cercle vertueux dite de la roue de Deming (Deming *wheel*) dénotée par l'acronyme PDCA (*plan-do-check-act*) qui consiste à planifier/préparer un plan–développer/réaliser–contrôler–ajuster/agir. La figure 3.8 présente le cercle présentant cette méthode. Cette méthode offre une approche systématique et cyclique de l'amélioration continue. L'étape planifier consiste à identifier et analyser le problème pour établir les objectifs visés. Ensuite, dans la phase développer, il s'agit de développer les solutions envisagées et le plan d'action à suivre. L'étape de contrôle consiste à évaluer les résultats trouvés par rapport aux objectifs fixés. Finalement, dans la phase ajuster, il s'agit de définir les ajustements nécessaires et les mesures à prendre afin d'améliorer voire standardiser le processus.

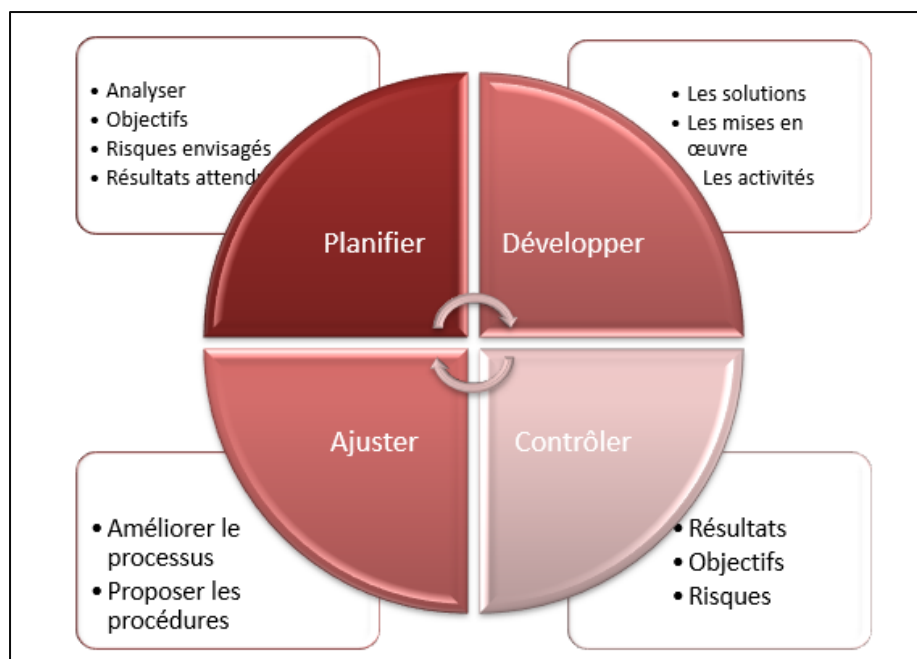


Figure 3-7: Cercle présentant les étapes de PCDA

Il est envisagé de calculer le pourcentage de vides d'air (= volume d'air/volume total) dans les éprouvettes afin de l'utiliser comme indice de qualité du RRC coulé dans un moule ainsi que leurs densités humides initiale et finale. De plus, les masses volumiques totale et sèche peuvent être déterminées (après coulée du RRC et après leur cassage) et comparées avec les valeurs d'UCS obtenues. Grâce au protocole technique général qui sera développé, il sera possible de mettre en évidence les facteurs les plus impactant sur la qualité finale des cylindres de RRC confectionnés et d'apporter les changements nécessaires pour améliorer leur qualité.

Les formulations mathématiques utilisées pour les paramètres clés de la procédure de contrôle qualité sont présentées dans le Tableau 3.6.

Tableau 3.6: Formulations mathématiques pour les calculs des paramètres pour la procédure de contrôle qualité

Pourcentage solide initial des RRC initial	$C_{w0} = \left(\frac{1 + B_w}{1 + \left(1 + \frac{W}{C}\right) B_w} \right)_{initial}$	(3.8)
Pourcentage des vides d'air initial	$A_{0\%} = 100 \times \left[1 - \left(\frac{\rho_{h0}}{\rho_w} \right) \frac{C_{w0} + G_{S-CRF}(1 - C_{w0})}{G_{S-CRF} (C_{w0})^2} \right]$	(3.9)
Densité humide finale	$\rho_{hf} = M_{hf} \times \left(\frac{\pi d^2}{4} \right)$	(3.10)
Densité sèche	$\rho_d = \frac{\rho_{hf}}{1 + \frac{w(\%)_{final}}{100}}$	(3.11)
<i>M_{hf} présente la masse de l'éprouvette finale après un temps de cure, G_{S-CRF} est la densité relative des remblais rocheux cimentés.</i>		

CHAPITRE 4 RÉSULTATS ET DISCUSSION

4.1 Validation du modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance des remblais rocheux cimentés

4.1.1 Vérification préliminaire du modèle de prédiction de la résistance mécanique des remblais rocheux cimentés

La vérification préliminaire du modèle semi-empirique présente une étape cruciale dans le développement et la validation du modèle proposé. En fait, cette validation permettra de vérifier la sensibilité du modèle vis-à-vis les changements des variables qui influent la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés. Comme discuté dans le chapitre 2, section 2.1.3.4, les paramètres principaux sont le ratio eau/ciment, le pourcentage et le type de liant, le temps de cure, la granulométrie des particules des roches stériles. Cela permettra d'évaluer plus tard la fiabilité et la robustesse du modèle et quantifier la sensibilité des paramètres clés du modèle de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale (UCS). Les remarques et les observations issues de cette étape peuvent aussi orienter les améliorations ou les ajustements ultérieurs du modèle, en particulier les constantes de calibration. Vu qu'il s'agit d'une analyse préliminaire, les constantes $\alpha_{1,j}$ et λ utilisées dans les calculs sont fixées respectivement à 1,9 (arbitrairement) et 0,978.

4.1.1.1 Effet de la variation de pourcentage de liant $B_w\%$ sur l'UCS prédit

Le pourcentage de liant représente un paramètre clé dans l'évolution de la résistance à la compression uniaxiale (UCS).

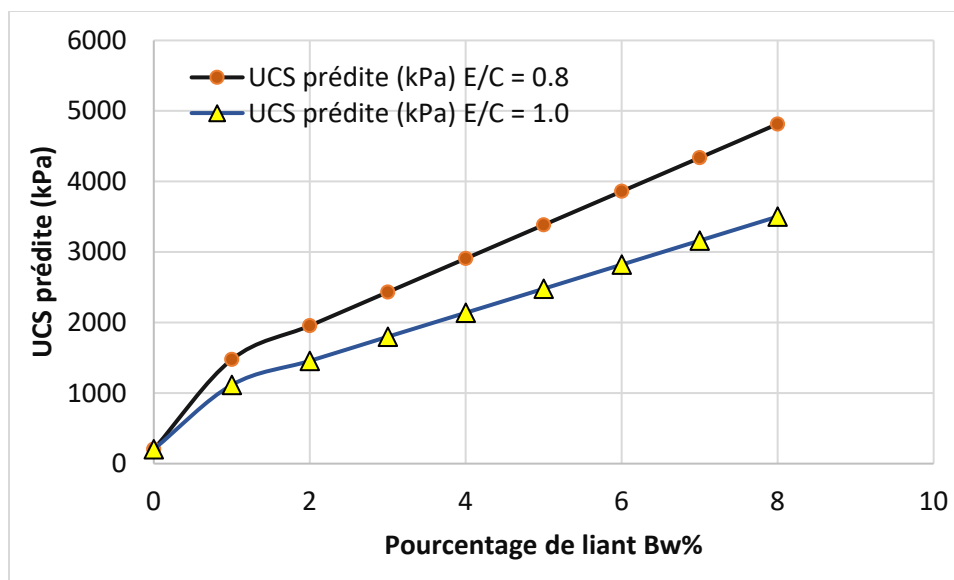


Figure 4-1: Effet de la variation de la proportion de liant B_w% dans la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale pour un temps de cure de 14 jours et une densité relative G_s = 2.8

D'après les courbes présentées dans la Figure 4.1, il est possible d'observer que la résistance à la compression uniaxiale (UCS) prédite montre une augmentation significative par rapport à l'augmentation du pourcentage de liant. Ceci est validé par différents auteurs dans des travaux antérieurs tel que rapporté en détail dans le chapitre 2 sur la revue de la littérature. Sans ajout d'aucun type de liant, il est notable que le modèle puisse prédire, en outre, la résistance des remblais rocheux non cimentés, qui est une catégorie distincte des remblais rocheux utilisés fréquemment dans les chantiers secondaires. La fourchette des pourcentages de liant (ciment ou ciment avec des additifs minéraux pour les remblais rocheux cimentés) conseillés par les industries pour les remblais rocheux cimentés varie entre 4% et 8% (Belem 2022, *notes de cours*). Il s'avère qu'une relation linéaire existe entre la proportion de liant et l'UCS pour cette plage de liant. Par conséquent, au niveau de ce paramètre, il semble que le modèle est capable de prédire la résistance tout en tenant compte de la variation du paramètre B_w%.

4.1.1.2 Effet de la variation du temps de cure dans la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés

Le temps de cure contribue d'une façon directe dans le durcissement des remblais rocheux cimentés et le développement de la résistance à la compression uniaxiale. Cette variable temporelle présente ainsi un paramètre clé qu'il faut être pris en compte dans le développement du modèle de

prédiction. La Figure 4.2 présente la variation de l'UCS prédite en fonction de la variation de temps de cure.

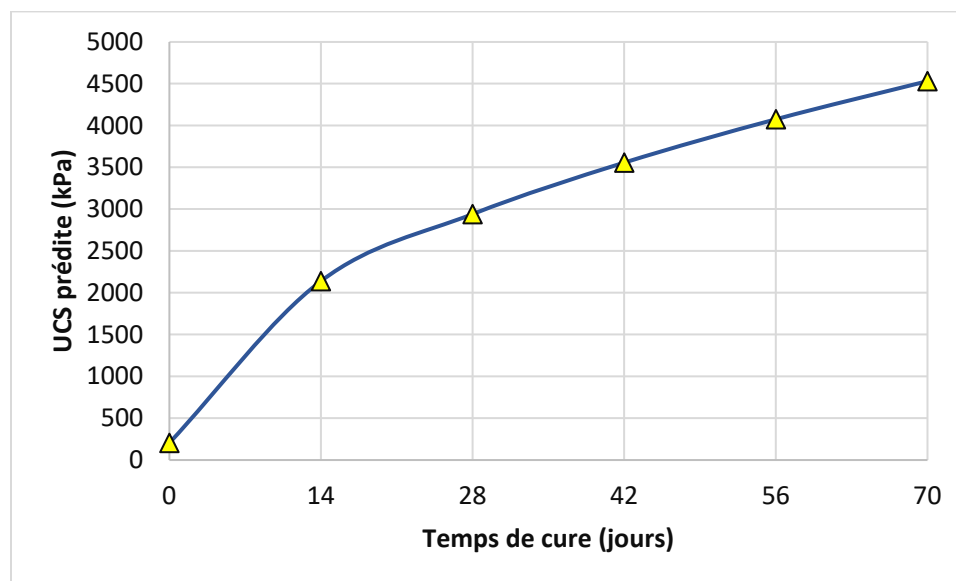


Figure 4-2: Variation de l'UCS prédite en fonction de temps de cure pour un pourcentage de liant $B_w\% = 4\%$ et $E/C = 1.0$

Le graphique présenté dans la Figure 4-2 montre que le modèle semi-empirique prédit d'une manière adéquate la résistance à la compression uniaxiale de remblais rocheux cimentés au cours de la variation du temps de cure. En fait, l'augmentation de l'UCS au cours du temps de durcissement observée dans cette figure a été confirmée dans la littérature. Par ailleurs, bien que la résistance initiale puisse ne pas être très élevée, il est à noter que le modèle parvient à prédire la résistance du remblai à son état fraîche c'est-à-dire à $t = 0$ jour. Cela peut confirmer que le modèle pourra être utilisé pour évaluer l'influence de temps de cure dans la prédiction de l'UCS.

4.1.1.3 Effet de la variation du diamètre des particules dans la prédiction de l'UCS

La variation de la taille des particules a un impact significatif dans le développement de la résistance à la compression uniaxiale. En fait, si le diamètre maximal des particules des roches stériles utilisées dans l'élaboration des mélanges des remblais rocheux cimentés est excessivement élevé, les roches stériles ne seront jamais compactées et la résistance diminuera. La Figure 4-3 présente l'allure de l'UCS en fonction de diamètre des particules.

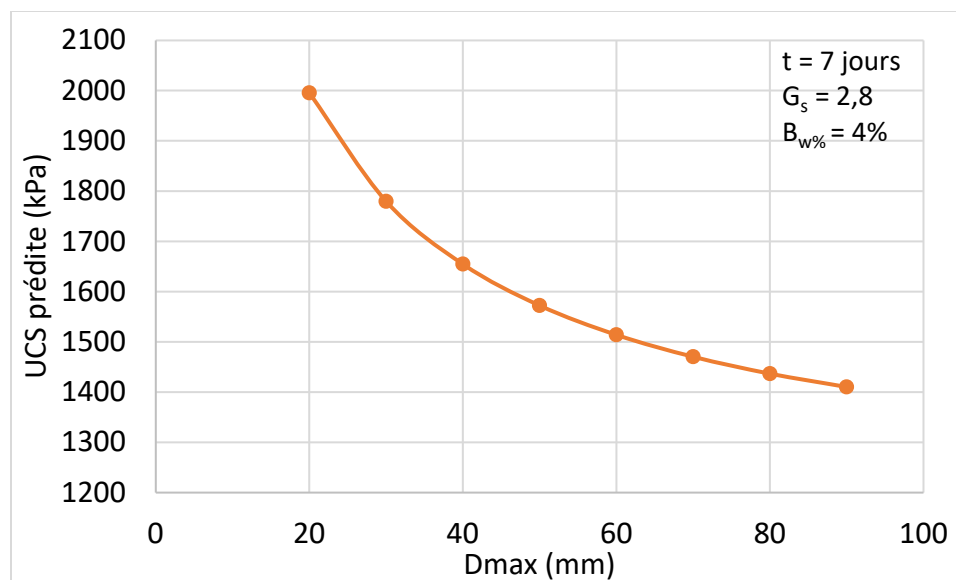


Figure 4-3: Variation de l'UCS prédit en fonction de la taille des particules

La Figure 4-3 présente une forte corrélation entre la taille maximale des particules et le développement de la résistance à la compression uniaxiale des RRC. En plus, il est remarquable que la résistance diminue en augmentant la taille maximale des particules dans le mélange des remblais rocheux. Cette observation souligne l'importance que joue la distribution granulométrique dans la résistance des remblais, plus particulièrement les remblais rocheux cimentés. Cela réaffirme que le module développé peut prendre en compte des paramètres intrinsèques des remblais rocheux cimentés. En fait, le modèle intègre un calcul du rapport $r_d = D_{max}/d_{min}$ dans le calcul de la résistance à la compression uniaxiale. Cela permet de déceler l'impact de la distribution granulométrique dans la stabilité et la résistance des remblais rocheux cimentés.

4.1.1.4 Effet de la variation du rapport eau/ciment sur la résistance prédite

L'ajout de l'eau entraîne, toujours, une diminution dans la résistance des remblais. Par conséquent, plus le ratio eau/ciment augmente, plus la résistance à la compression uniaxiale aura tendance à se diminuer. La Figure 4-4 présente l'évolution de l'UCS en fonction de ratio eau/ciment.

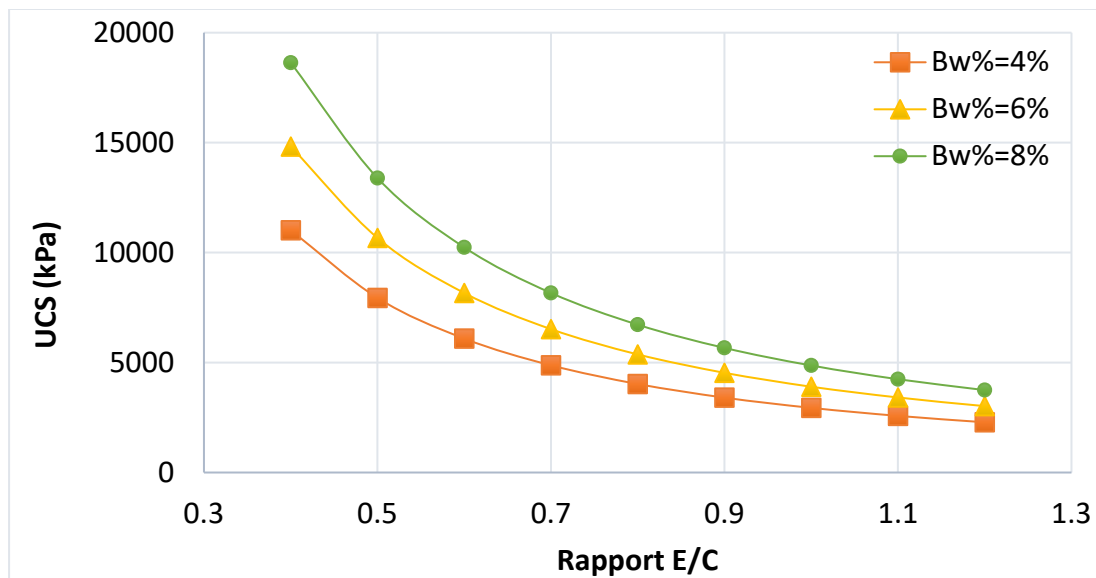


Figure 4-4: Variation de l'UCS en fonction du rapport eau/ciment

Il peut être observé qu'une diminution considérable est entraînée lorsque le ratio eau/ciment (E/C) augmente. Ce qui est un résultat attendu et confirmé dans plusieurs travaux. Par conséquent, le modèle semi-empirique intègre d'une manière explicite les paramètres de conception.

Cette étape préliminaire a permis de préparer d'une manière approfondie et d'orienter d'une façon adéquate les analyses et les travaux expérimentaux afin d'identifier les principaux paramètres à varier dans la préparation des différents mélanges de remblais rocheux cimentés.

4.1.2 Analyse des résultats de cassage des éprouvettes des RRC

4.1.2.1 Résultats de cassage des éprouvettes des RRC

Dans cette section, les résultats des essais de laboratoire seront présentés et analysés afin d'évaluer les effets des paramètres clés sur l'UCS. Cette étape est cruciale dans le processus de la validation et d'ajustement de modèle semi-empirique développé pour la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale. Les Figures 4-5, 4-6 et 4-7 présentent les différentes variations de l'UCS en fonction de changement des paramètres qui sont le temps de cure t , le type et le pourcentage de liant $B_w\%$ et le rapport E/C.

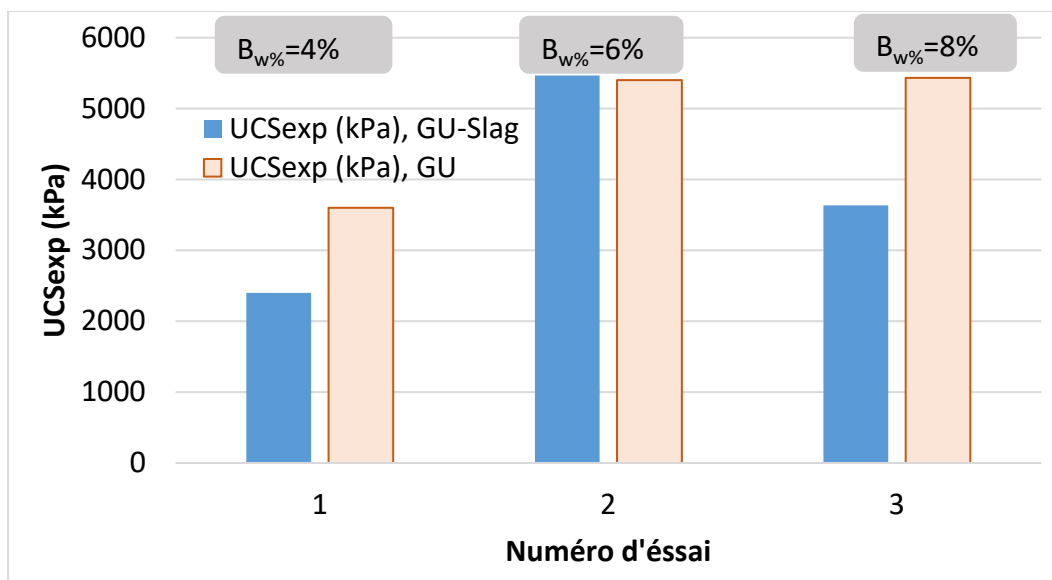


Figure 4-5 Histogramme présentant les valeurs expérimentales de l'UCS pour trois pourcentages de liant, un temps de cure de 14 jours, deux types de liant et un ratio E/C = 1

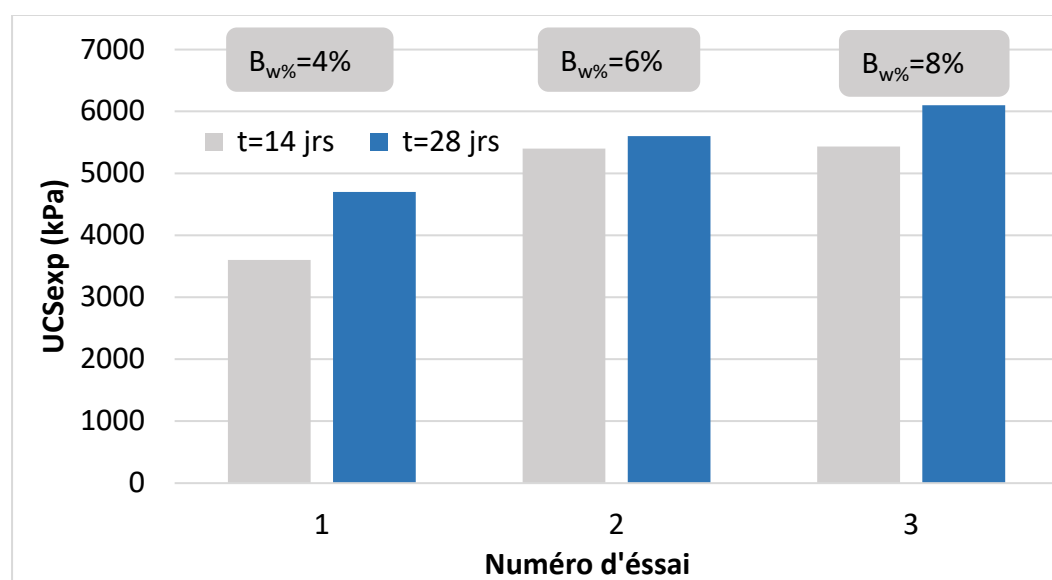


Figure 4-6: Histogramme présentant les valeurs expérimentales de l'UCS pour trois pourcentages de liant et pour deux temps de cure, un type de liant (GU seul) et E/C = 1

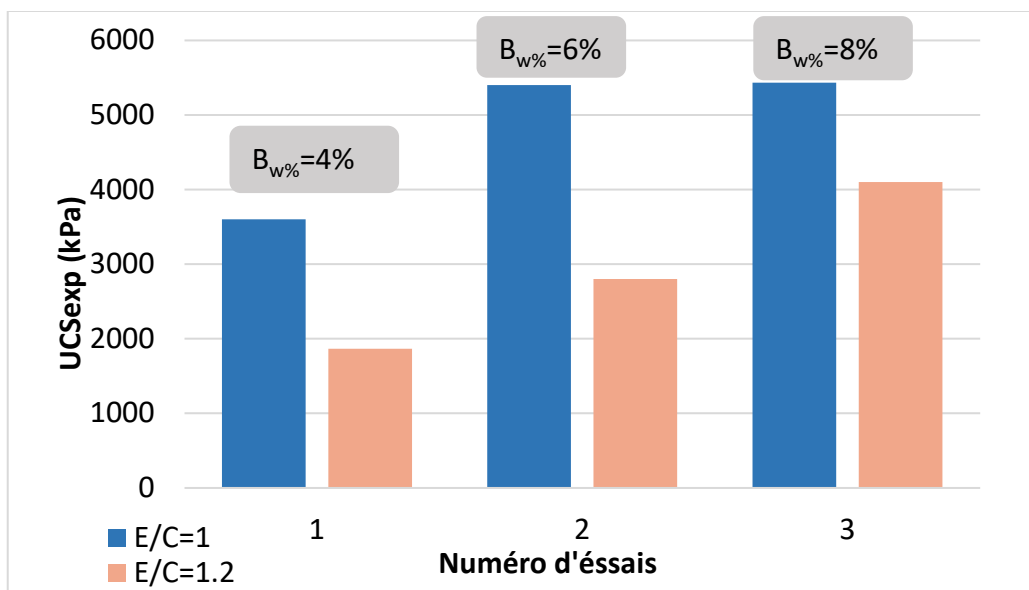


Figure 4-7: Histogramme présentant les valeurs expérimentales de l'UCS pour trois pourcentages de liant (4%, 6% et 8%) et pour deux ratios E/C (1 et 1,2)

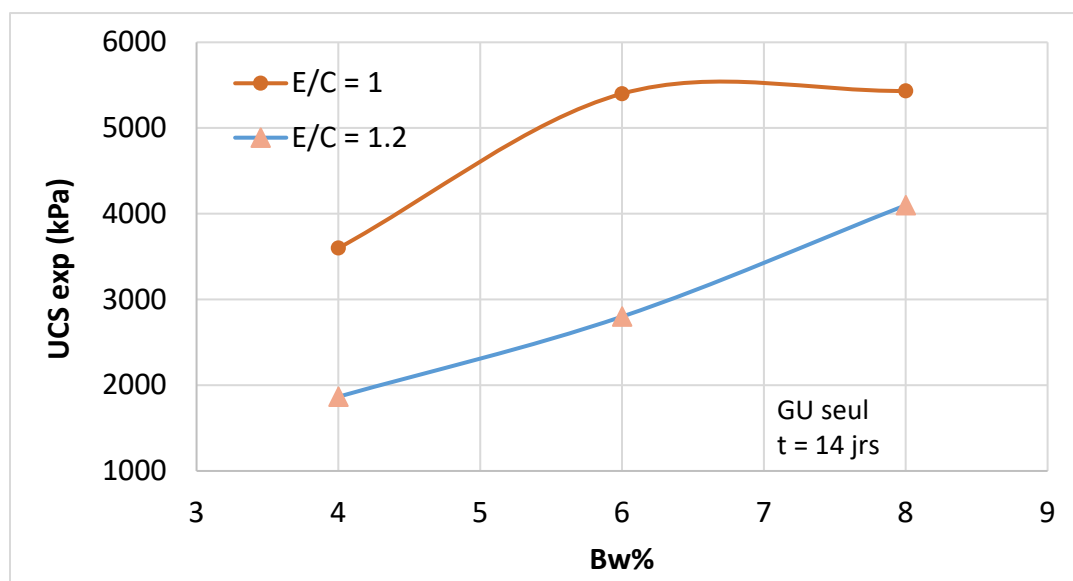


Figure 4-8: Variation de l'UCS expérimentale en fonction de la proportion de liant pour deux ratios eau/ciment (E/C)

4.1.2.2 Analyse des résultats

D'après les résultats obtenus dans la Figure 4-5, il s'avère clair que les mélanges des remblais rocheux cimentés contenant le GU seul tendent à présenter des résistances à la compression uniaxiale significativement plus élevées que ceux contenant le GU-Slag. En fait, pour un pourcentage de liant de 4%, un temps de cure t d'une période de 14 jours et un ratio eau/ciment égal à 1, le résultat trouvé avec le ciment GU est de 3 600 kPa tandis que pour le mélange élaboré avec le GU-Slag, l'UCS est égale à 2 400 kPa.

En ce qui concerne le temps de cure, il est remarquable dans la Figure 4-6 que la résistance à la compression uniaxiale UCS augmente au fil de temps. Cette observation est prévisible vu que plusieurs chercheurs l'ont confirmé (Basanta et al., 2008; Hane et al., 2018). Le temps de durcissement des éprouvettes dans la chambre humide favorise l'évaporation de l'eau dans le remblai rocheux cimenté considéré et par la suite l'augmentation de sa résistance. Pour le type de ciment utilisé GU et un pourcentage de liant de 4% pour le liant, bien que cette résistance soit égale à 3 600 kPa pour 14 jours, elle est d'une valeur de 4 700 kPa pour 28 jours. Cette variation notable peut être aussi interprétée comme le résultat de la poursuite de la réaction chimique d'hydratation de liant au cours de temps.

Le rapport eau/ciment est identifié comme un facteur crucial influençant le développement de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) du remblai rocheux cimenté, selon Sainsbury (2014). Cette affirmation est reconfirmée à partir des essais expérimentaux faits au cours de ce projet de recherche. En fait, comme démontré dans la Figure 4-7, à un rapport E/C d'une valeur de 1, les valeurs de l'UCS sont toutes plus élevées (pour les différents pourcentages de liant) que celles du rapport E/C = 1,2. En effet, réduire ce rapport entraîne une augmentation de la proportion de ciment dans le mélange des remblais, ce qui favorise la création d'une matrice cimentaire densifiée et renforcée. Cela conduit à une augmentation de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) du matériau.

Finalement, pour le pourcentage de liant, la résistance des remblais rocheux cimentés augmentent avec l'augmentation de pourcentage de liant $B_w\%$. Par exemple, pour le type de ciment GU seul, un temps de cure de 28 jours et un ratio E/C égal à 1, l'UCS passe de 4.7 MPa à 6.1 MPa en passant d'un pourcentage de 4% à 8%. En effet, l'ajout de liant sert à diminuer les vides dans la structure de remblais rocheux cimentés considérés ce qui implique le renforcement de la cohésion interne et

par la suite l'augmentation de la résistance. Cela est bien remarquable dans la Figure 4-8 et confirmé par plusieurs auteurs (Belem et al., 2000; Saw et al., 2011).

Les résultats trouvés confirment le rôle que jouent ces paramètres clés sur la résistance des RRC. Ces constatations expérimentales mettent en évidence l'importance fondamentale de ces facteurs (type et pourcentage de liant, rapport eau/ciment et le temps de cure) dans la conception et la formulation optimales des remblais rocheux cimentés pour l'industrie minière.

4.1.2.3 Ajustement du modèle semi-empirique de Belem (2023)

Afin d'optimiser les performances du modèle de prédiction semi-empirique développé pour la prédiction de la résistance des remblais rocheux cimentés, il sera opportun de déterminer une valeur de α qui correspond à chaque type de liant. Cette étude se concentrera sur l'ajustement de deux valeurs distinctes : la première sera dédiée au liant de type GU, tandis que la seconde sera spécifique au liant GU-Slag. Le Tableau 4.1 résume les valeurs trouvées par le biais du code *Python* pour le calibrage du modèle tout en tenant compte des résultats de cassage des éprouvettes de RRC.

Tableau 4.1 : Valeurs de la constante $\alpha_{0,j}$ pour les deux types de ciment GU et GU-Slag après ajustement avec la fonction *Minimize* de Python

Type de liant	GU seul	GU-Slag
Valeur de $\alpha_{i,j}$	2.27	1.89

Les histogrammes des Figures 4.9 et 4.10 présentent une analyse comparative entre l'ensemble de données expérimentales et les résultats prédits par le modèle semi-empirique afin d'évaluer la capacité du modèle de prédire la résistance à la compression uniaxiale (UCS) des remblais rocheux cimentés pour les deux types de liant le GU et le GU-Slag.

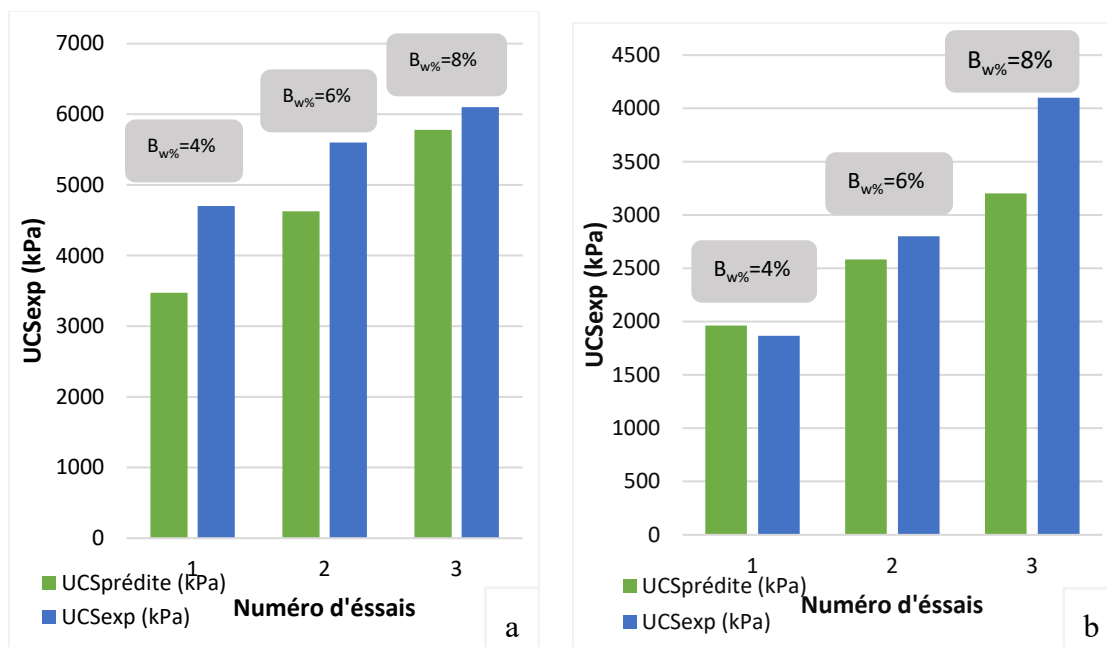


Figure 4-9: Histogrammes présentant une comparaison entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour le type de ciment GU seul pour 3 pourcentages de liants et : a) $t = 28$ jours avec $E/C = 1$, b) $t = 14$ jours avec $E/C = 1,2$

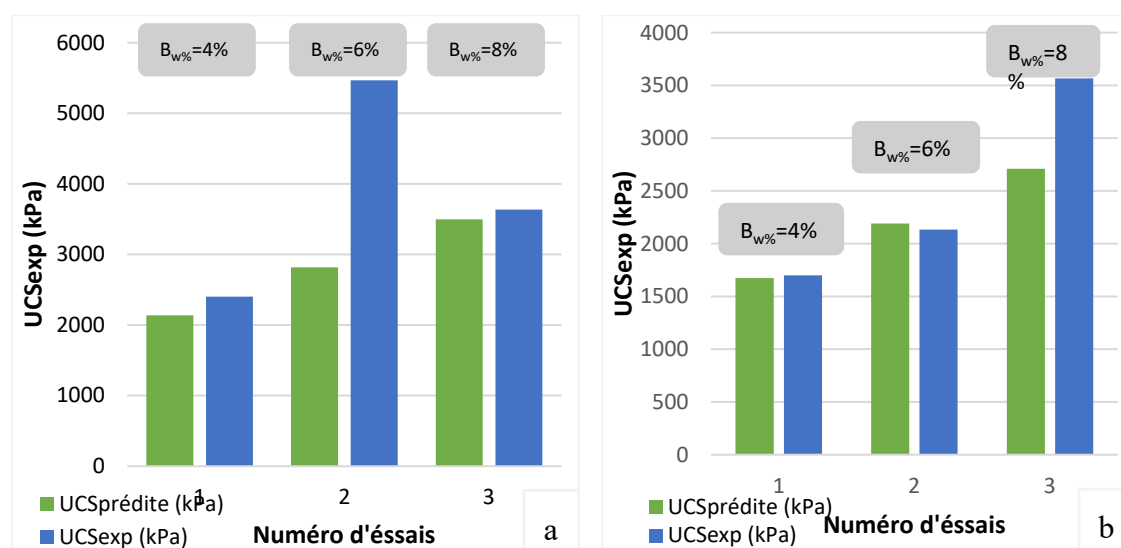


Figure 4-10: Histogrammes présentant une comparaison entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour le type de ciment GU-Slag pour 3 pourcentages de liants, a) $t = 14$ jours et $E/C = 1$, b) $t = 14$ jours et $E/C = 1,2$

Pour les deux types de liant, il est remarquable que le modèle semi-empirique soit capable de prédire la résistance tout en tenant compte des paramètres liés à l'élaboration des recettes des remblais rocheux cimentés. En fait, en variant le ratio eau/ciment, le pourcentage de liant et le temps de cure, les résultats obtenus sont variables en fonction de ces paramètres. La comparaison présentée dans les histogrammes montre une concordance notable entre les valeurs prédites et les valeurs expérimentales.

La Figure 4.9-a présente l'évolution de la résistance à la compression uniaxiale de remblai rocheux cimenté élaboré en utilisant uniquement le type de liant GU et conservé dans la chambre humide pour un temps de cure de 28 jours. On peut observer que le modèle semi-empirique présente une légère sous-estimation de l'UCS. Par exemple, pour un pourcentage de liant de 8% et un ratio eau/ciment égal à 1, la résistance à la compression uniaxiale prédite est de 5 778 kPa en revanche celle expérimentale est de 6 100 kPa.

La Figure 4-9b montre que les résistances du remblai rocheux cimenté pour une valeur de $E/C = 1.2$ est inférieure à celles trouvées dans les mêmes conditions mais pour ratio $E/C = 1$. Ceci est attendu puisque, d'une manière générale, la résistance des remblais diminue avec l'ajout de l'eau. L'histogramme présenté met en évidence la capacité du modèle ajusté à prédire les résistances à la compression uniaxiale d'une manière acceptable. Bien qu'il y ait des écarts par rapport aux valeurs expérimentales, ceux-ci restent dans une marge raisonnable qui peut être attribuée aux processus expérimentaux.

La Figure 4-10 montre une analyse comparative entre les valeurs expérimentales et les valeurs prédites par le modèle de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) pour les mélanges des RRC élaborés par le type de liant GU-Slag. Cette comparaison montre que pour la plupart des essais le modèle est capable de prédire la résistance convenablement et il a tendance à sous-estimer légèrement celles trouvées expérimentalement.

Toutefois, les histogrammes présentés dans la Figure 4-10 montrent la capacité du modèle semi-empirique à déceler les erreurs susceptibles d'être commises lors de la manipulation des mélanges. Les inexactitudes observées peuvent être justifiées par la ségrégation des particules lors de remplissage des moules. En d'autres termes, par exemple pour un pourcentage de liant de 6% la résistance à la compression uniaxiale moyenne est considérablement très élevée (5 467 kPa) par rapport aux autres mélanges élaborés avec des pourcentages de 4% et 8% de liant.

Afin de mieux analyser la capacité du modèle à prédire les résistances à la compression uniaxiale (UCS), les Figures 4-11 et 4-12 présentent la régression linéaire pour les valeurs de l'UCS des deux types de ciment. Cela permettra de mieux quantifier la relation entre les deux ensembles de données étudiées et la réponse du modèle vis-à-vis des données réelles.

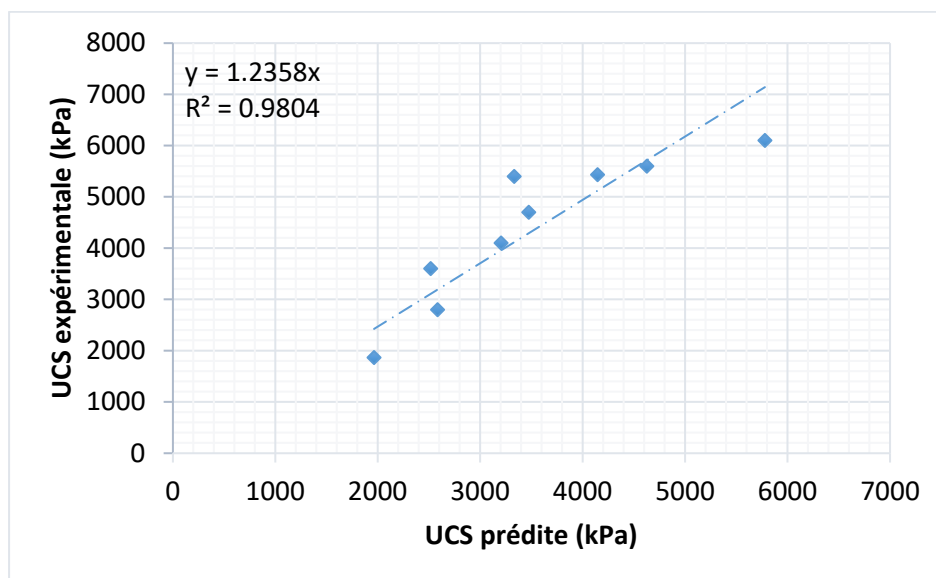


Figure 4-11: Régressions linéaires entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour les mélanges élaborés avec uniquement du GU

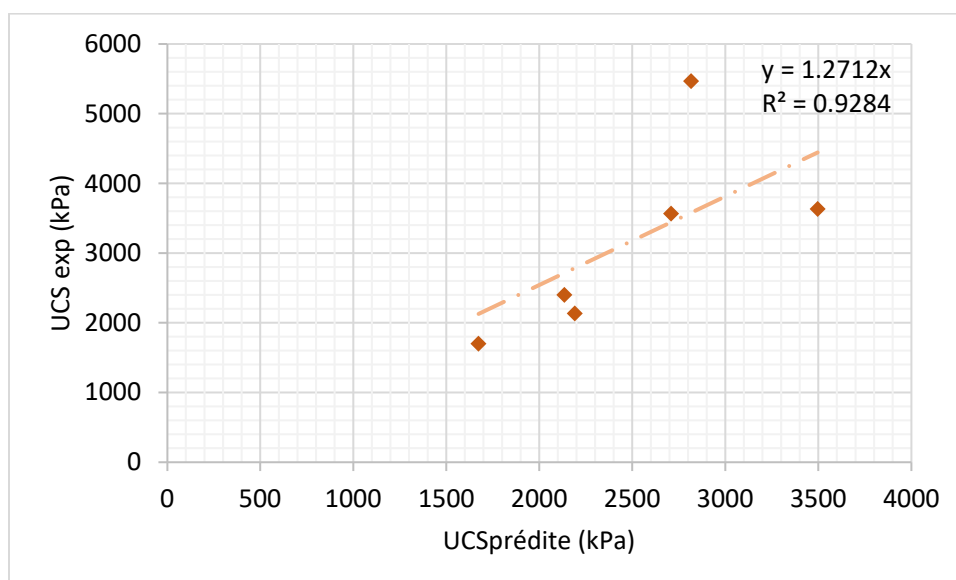


Figure 4-12: Régressions linéaires entre les valeurs de l'UCS prédites et expérimentales pour les mélanges élaborés avec GU-Slag

La régression linéaire présentée dans la Figure 4-11 montre la relation entre les valeurs de l'UCS prédites et les valeurs de l'UCS trouvées expérimentalement pour des mélanges des remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU. Il est remarquable que les points présentant la relation entre les deux ensembles des valeurs soient presque alignés d'une manière serrée autour de la droite de la régression linéaire. Par ailleurs, le coefficient de détermination R^2 est d'une valeur de 0.9804 ce qui traduit un coefficient de corrélation R égale à 0.99. Cette valeur de R est très proche de 1. Cela signifie qu'en ajustant la constante α_i en 2,27 du modèle semi-empirique, il sera possible d'avoir une valeur d'UCS prédite proche de celle réelle pour ce type de ciment juste en donnant les paramètres initiaux de la composition du mélange, d'une manière plus précise, il s'agit de spécifier le ratio eau/ciment, le taux de liant, le temps de cure et les caractéristiques des roches stériles utilisées.

Pour le type du ciment GU-Slag, la Figure 4-12 présente la régression linéaire entre les valeurs de la résistance à la compression uniaxiale prédite et celles expérimentales correspondantes. Il est notable que les points soient moins alignés autour de la droite de la régression linéaire comme précédemment expliqué, cette dispersion accrue peut être attribuée aux erreurs qui peuvent être commises lors de la manipulation expérimentale. Bien qu'il y eût deux points qui sont dispersés, le reste des points est presque sur la droite de régression linéaire. Avec un coefficient de corrélation $R = 0.96$, il est clair que la valeur de d fixée à 1.89 donne des réponses du modèle semi-empirique fiables et appropriées pour le type de ciment GU-Slag.

Il existe un autre critère métrique qui peut être utilisé pour analyser la performance du modèle semi-empirique à prédire les résistances à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés. Il s'agit de l'erreur quadratique moyenne de la racine normalisée (*Normalized Root Mean Square Error - NRMSE*). Il s'agit d'une métrique statistique couramment utilisée pour mesurer la différence entre les valeurs prédites par un modèle et les valeurs réelles. Le RMSE est calculé à partir de la relation 4.1 :

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2} \quad (4.1)$$

Avec y_i est la valeur réelle, \hat{y}_i est la valeur prédite pour l'expérience i et n présente le nombre total des expériences.

Des performances plus élevées du modèle sont indiquées par un RMSE faible lorsque le RMSE est d'une valeur de 0, cela signifie que le modèle réalise des prédictions sans aucune divergence par rapport aux valeurs réelles observées.

Pour les mélanges élaborés avec le GU seul, la valeur de ce paramètre est de 0,3, d'autre part, pour les mélanges qui sont faits avec le GU-Slag, l'erreur quadratique moyenne de la racine normalisée est égale à 0,37. Les deux valeurs sont faibles et proches de 0. Par conséquent, le modèle semi-empirique développé en 2023 peut être considéré fiable pour la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés.

4.2 Validation du modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance de coulis de ciment

4.2.1 Vérification préliminaire du modèle semi-empirique pour la prédiction de la résistance de coulis de ciment

La vérification préliminaire de modèle semi-empirique pour la vérification de coulis de ciment présente une étape cruciale pour aboutir à l'étape de sa validation et son ajustement. En effet, pour mieux comprendre la réponse de modèle vis-à-vis la variation des différents paramètres, il apparaît opportun de vérifier sa sensibilité. Dans cette section, une vérification du modèle sera présentée afin d'évaluer sa performance à prédire la résistance à la compression uniaxiale. Les calculs et les présentations seront faits pour une valeur de $\alpha_{0,j} = 1.69$ et une valeur de $\lambda = 2,12$.

La Figure 4-13 présente la variation de l'UCS prédite par le modèle semi-empirique pour deux temps de cure, soit 3 et 7 jours en fonction de rapport eau/ciment. Il est notable que l'augmentation de ratio E/C entraîne une diminution significative dans la résistance prédite de coulis de ciment. Cette observation est attendue puisque l'eau affecte la structure interne des matériaux, ce qui les rend plus susceptibles à se déformer et à se fissurer ce qui conduit à une diminution de la résistance à compression uniaxiale. Cela affirme qu'il faut choisir le ratio E/C convenablement et avec une précision afin d'avoir la résistance visée.

Les courbes présentées dans la Figure 4-14 présentent l'évolution de l'UCS prédite en fonction de temps de cure pour trois rapports eau/ciment (0,8, 1 et 1,2). En analysant ces figures, il convient de noter qu'avec le temps, le coulis de ciment durcit progressivement ce qui augmente la résistance

à la compression uniaxiale. En outre, d'après les Figures 4-13 et 4-14, pour avoir la résistance la plus élevée, il sera opportun de diminuer le ratio eau/ciment et laisser le coulis pour une bonne période de durcissement.

Ces deux figures montrent la capacité du modèle semi-empirique à prédire la résistance à la compression uniaxiale convenablement tout en tenant compte des paramètres qui peuvent influencer cette résistance.

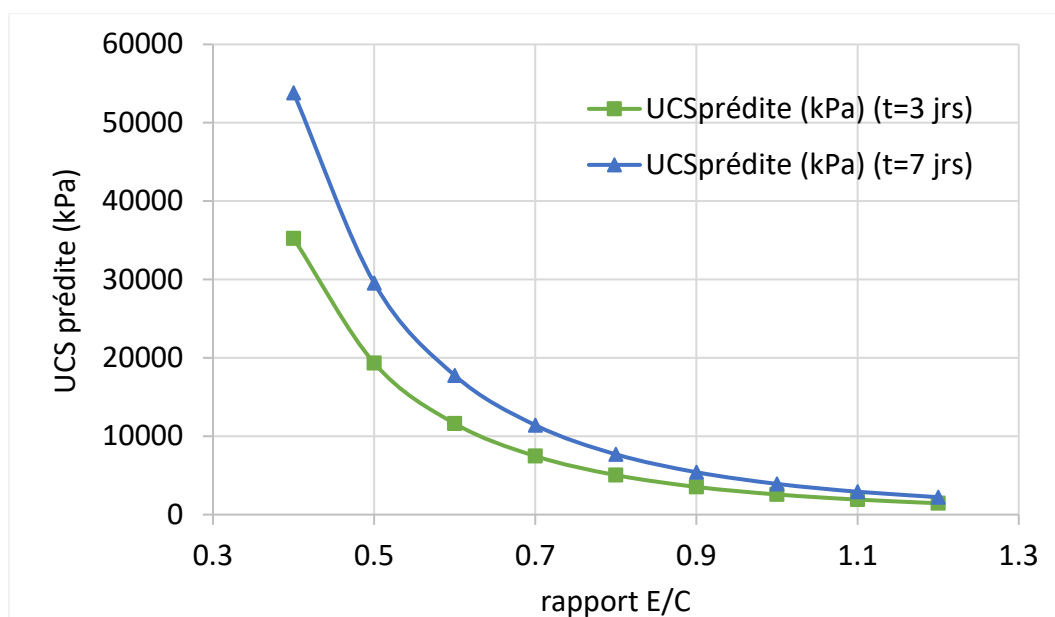


Figure 4-13: Variation de l'UCS prédite en fonction du rapport eau/ciment pour deux temps de cure

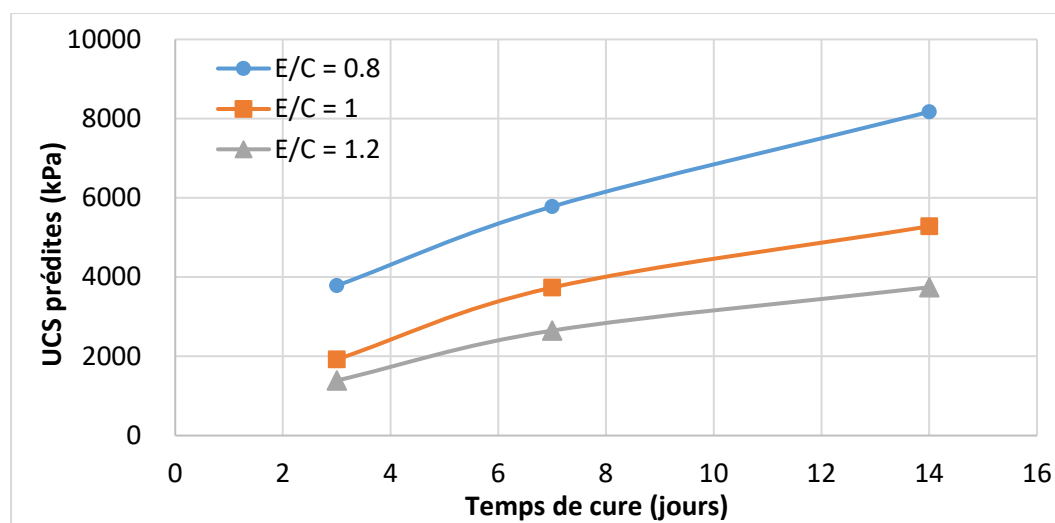


Figure 4-14: Variation de l'UCS prédite en fonction de temps de cure pour trois rapports E/C

4.2.2 Analyses des résultats de cassage pour les éprouvettes de coulis de ciment

Pour un temps de cure d'un jour, les éprouvettes fabriquées étaient très friables, ce qui rendait impossible d'appliquer une charge pour les casser.

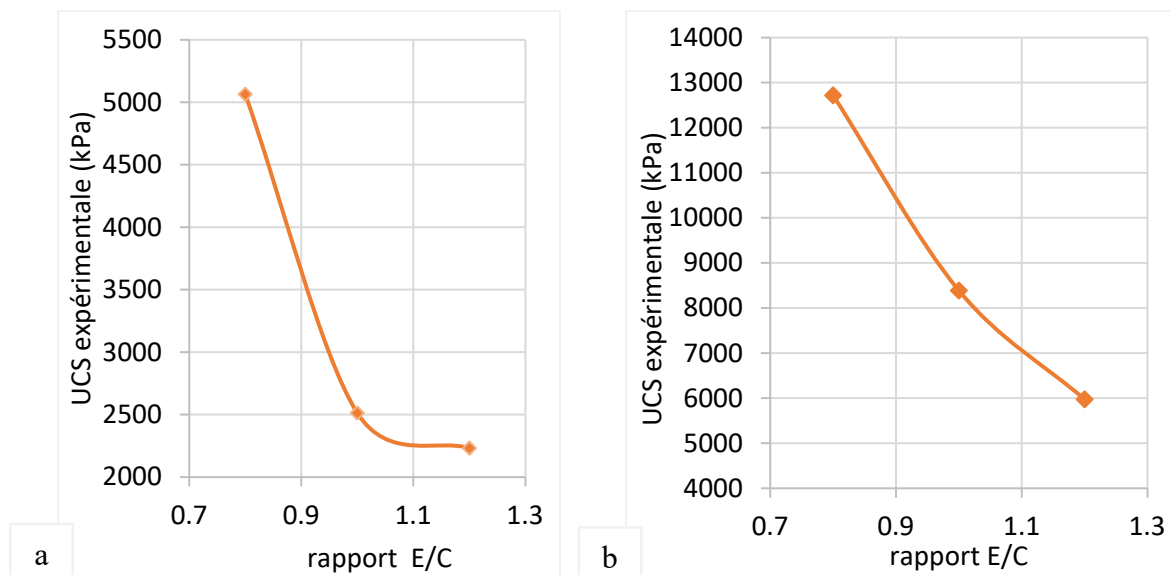


Figure 4-15: Variation de l'UCS expérimentale en fonction de rapport eau/ciment pour un temps de cure de 3 jours et deux types de liants (a) GU-Slag et (b) GU

La Figure 4-15a présente la variation de la résistance à la compression uniaxiale trouvée expérimentalement en fonction de la variation de rapport eau/ciment pour un temps de cure de 3 jours et pour le type de ciment GU-Slag. La résistance à la compression uniaxiale diminue avec l'augmentation d'eau/ciment. Cette tendance est cohérente avec l'aspect général des effets des ratios eau/ciment sur la résistance des matériaux.

Dans la Figure 4-14b, pour les mêmes conditions que celles où le coulis de ciment est élaboré avec le GU-Slag, la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment fait avec le GU seul diminue avec l'augmentation de ratio eau/ciment.

Les deux courbes illustrées dans la Figure 4-14 montrent non seulement l'influence de ratio eau/ciment sur la résistance à la compression uniaxiale (UCS) mais aussi elles mettent en évidence l'influence de type de liant sur la résistance de coulis. En fait, pour un temps de cure de 3 jours et le même ratio E/C, il est remarquable que l'UCS obtenue avec le GU soit significativement plus

élevée que celle obtenue avec le GU-Slag. Par conséquent, le choix de type de liant est d'une importance cruciale dans l'optimisation des mélanges.

4.2.3 Ajustement du modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment

Afin de créer un outil robuste et capable de prédire la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment (mélange eau + ciment), il sera opportun d'ajuster la constante $\alpha_{0,j}$ par le biais des résultats expérimentaux pour les deux types de ciment étudiés. Le Tableau 4.2 présente les valeurs de $\alpha_{0,j}$ pour chaque type de ciment.

Tableau 4.2: Valeurs des constantes $\alpha_{0,j}$ pour chaque type de ciment pour le modèle de prédiction de la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment de Belem (2023)

Type de liant	GU seul	GU-Slag
$\alpha_{0,j}$	3.3	1.2

La Figure 4-16 présente des histogrammes comparatifs entre les résultats trouvés expérimentalement et celles prédits par le modèle semi-empirique pour deux types de ciment et 3 rapports E/C.

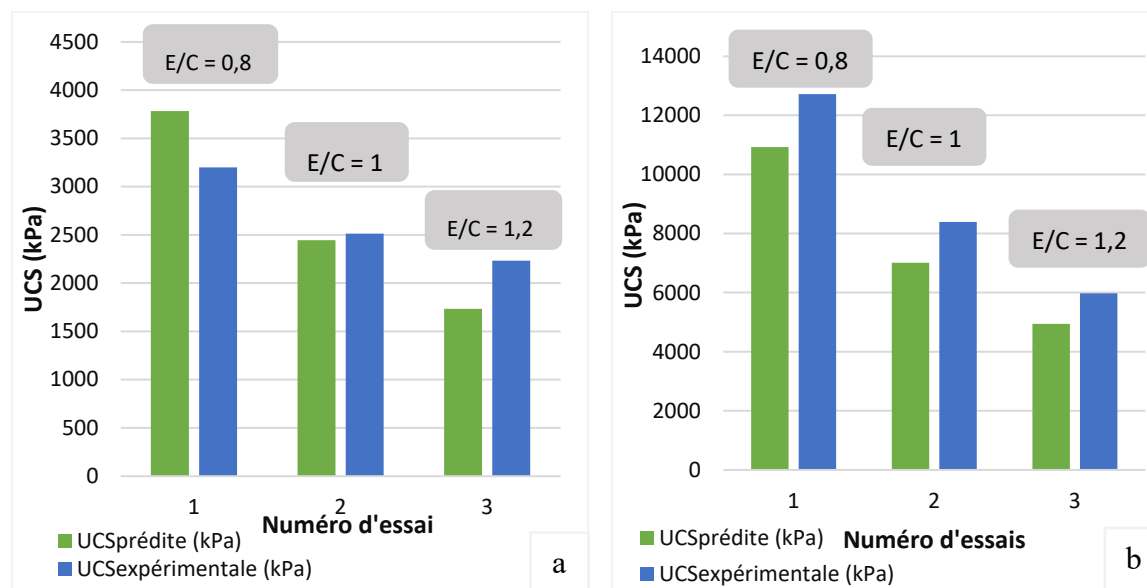


Figure 4-16 Histogrammes comparatifs entre les résultats obtenus pour deux types de ciment (a) GU-Slag et (b) GU, 3 rapports E/C et un temps de cure de 3 jours.

L'histogramme présenté dans la Figure 4-16a présente une comparaison entre les résultats prédits et expérimentaux pour le coulis de ciment élaboré avec du GU-Slag. Il est remarquable que le modèle prédit convenablement la résistance à la compression uniaxiale de coulis de ciment. En fait, pour un ratio E/C, la résistance prédite est d'une valeur de 2 445 kPa ce qui est légèrement sous-estimée par rapport à la valeur expérimentale qui est égale à 2 513 kPa.

Dans la Figure 4-16b, il est visualisé que le modèle sous-estime légèrement toutes les résistances à la compression uniaxiale de coulis ciment, trouvées expérimentalement. Cela démontre la capacité de modèle à prédire d'une manière adéquate.

Bien que les figures montrent une forte adéquation entre les résultats prédits et expérimentaux, il sera opportun de vérifier sa capacité à prédire les résistances en l'évaluant avec d'autres types de ciment. Cette approche permettra de confirmer la robustesse du modèle pour prédire les résistances dans divers contextes cimentaires.

Pour mieux analyser la capacité de modèle pour la prédiction de la résistance de coulis de ciment, une régression linéaire entre les résultats prédits et les résultats expérimentaux de l'UCS de coulis de ciment est présentée dans la Figure 4-17.

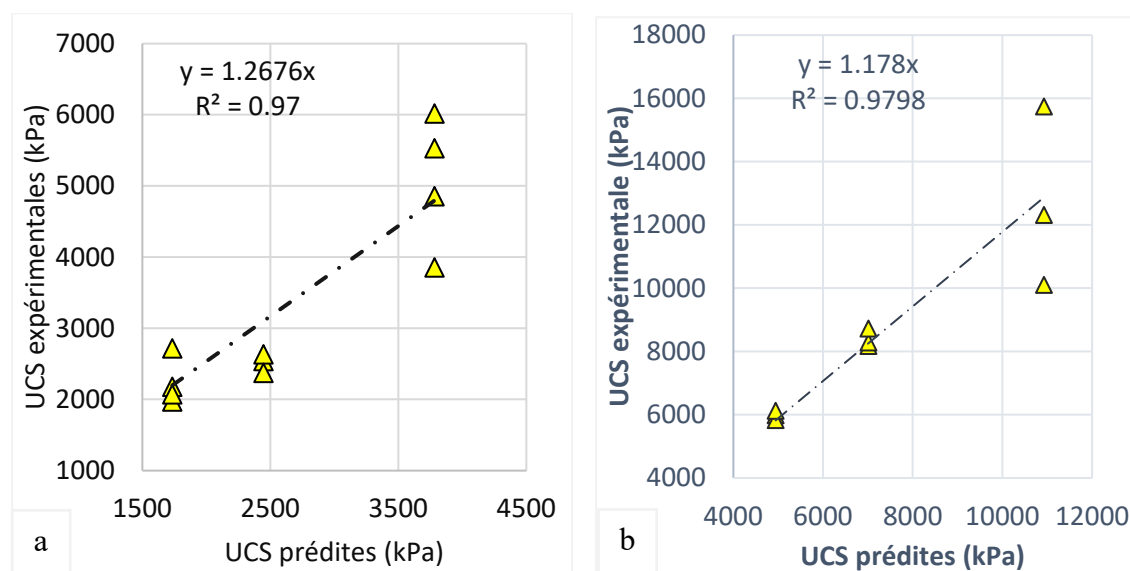


Figure 4-17: Régression linéaire entre les résultats prédits et les résultats expérimentaux de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) de coulis de ciment pour deux types de ciment : a) GU-Slag et b) GU et 3 rapports E/C et un temps de cure de 3 jours.

Pour les deux types de ciment, les régressions linéaires présentées dans la Figure 4-17 montrent une forte corrélation entre les deux séries de données. En fait, les points qui les présentent sont alignés sur la droite de la régression linéaire. Plus précisément, il s'agit d'un coefficient de détermination de 0,97 et par la suite un coefficient de corrélation de 0,98 ce qui est très proche de 1. Cela implique la robustesse du modèle.

4.3 Interface de calcul de $\alpha_{i,j}$

L'interface de calcul de paramètre $\alpha_{i,j}$ est développée pour pouvoir prédire correctement la valeur de ce dernier en tenant compte d'une base de données considérée. Il faut entrer tous les paramètres pris en compte lors de la conception des remblais rocheux cimentés comme la proportion de ciment, les caractéristiques des roches stériles considérées, le ratio eau/ciment, le temps de cure ainsi que la résistance à la compression uniaxiale expérimentale trouvée. L'interface est présentée dans la Figure 4.18.

Estimation du paramètre α

Entrer le nombre d'expériences:
9

Créer la base des données

Estimer le paramètre α

Regression lineaire

D(min)(mm)	D(max)(mm)	Gs(wr)	w(wr)	n(wr)	f(GSD)	w/c	Bw(%)	t(jours)	USCexp(kPa)
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1	4	14	3600
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1	6	14	5400
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1	8	14	5433
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1	4	28	4700
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1	6	28	5600
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1	8	28	6100
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1.2	4	14	1866
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1.2	6	14	2800
10	50	2.8	0.02	0.232	1.23	1.2	8	14	4100

La valeur de α estimée:
2.28

Figure 4-18 : Interface développée pour le calcul du paramètre $\alpha_{i,j}$

Cette interface est testée avec les résultats des essais de cassage réalisés pendant ce projet de recherche et il s'avère qu'elle est capable d'estimer correctement la valeur de $\alpha_{i,j}$. Toutefois, cette interface pour être améliorée dans les prochains travaux en accroissant son efficacité et sa fiabilité et/ou intégrant les concepts de l'intelligence artificielle et de *machine learning* pour perfectionner la prédiction des résistances des remblais rocheux cimentés.

4.4 Procédure technique pour le contrôle qualité (QC) des remblais rocheux cimentés

4.4.1 Teneur en eau gravimétrique W_{finale} (%)

La teneur en eau gravimétrique est un paramètre essentiel à surveiller. Par ailleurs, elle a une influence significative sur la stabilité des remblais rocheux cimentés. Après avoir prélevé des miettes des RRC de chaque éprouvette, un calcul de la teneur en eau finale w_{finale} est réalisé. Les Figures 4-19 et 4-20 présentent la teneur en eau gravimétrique pour les éprouvettes considérées.

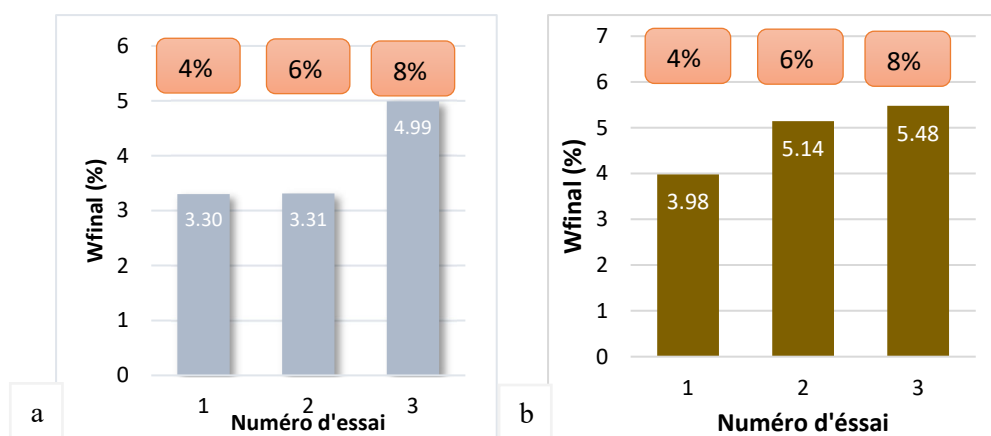


Figure 4-19: Teneur en eau gravimétrique finale (en %) des éprouvettes de RRC pour le type de ciment GU-Slag pour un temps de cure de 14 jours, trois proportions de liant et deux rapports E/C (a) E/C=1 (b) E/C=1.2

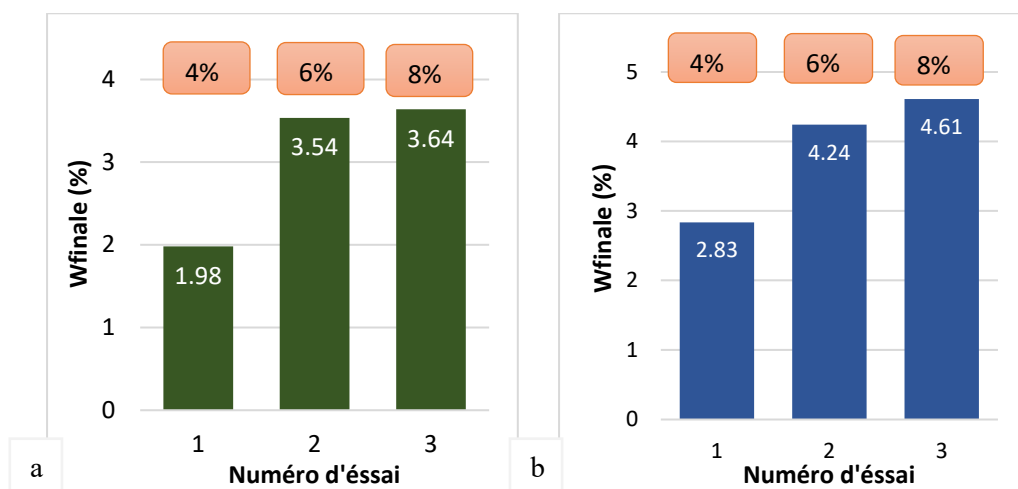


Figure 4-20: La teneur en eau gravimétrique finale (en %) des éprouvettes de RRC pour le type de ciment GU seul pour un temps de cure de 14 jours, trois proportions de liant et deux rapports E/C (a) E/C = 1 (b) E/C = 1.2

Il sera opportun de surveiller la teneur en eau gravimétrique des RRC afin de s'assurer de maintenir un niveau optimal d'eau dans le matériau et garantir sa stabilité à long terme

La Figure 4-19 présente les teneurs en eau finale calculée pour les remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU-Slag. Les deux Figures 4-19a et 4-19b montrent la variation de ce paramètre pour un temps de cure de 14 jours et trois différents pourcentages de liant, soit 4%, 6% et 8% et deux ratios eau/ciment. L'analyse de cet histogramme montre que la teneur en eau gravimétrique finale est comprise entre 2% et 5%. Cette plage est considérée appropriée et typique pour ce type de remblai comme il était discuté dans la revue de la littérature (Yu, 1989 ; Stone, 2007).

De même, pour l'histogramme présenté dans la Figure 4-20, il s'agit des teneurs en eau gravimétrique finale des différents échantillons de remblais rocheux cimentés confectionnés avec de GU seul pour un temps de cure de 14 jours, trois différents pourcentages de liant (4%, 6% et 8%) et deux ratios eau/ciment à savoir 1 (Figure 4-20a) et 1.2 (Figure 4-20b). Il s'avère que W_{finale} (%) varie entre 1,98% et 3,64% pour un rapport eau/ciment égal à 1 et varie entre 2,83% et 4,61% pour un rapport eau/ciment égale 1,2%. Les deux plages de variation de la teneur en eau sont conformes et s'alignent avec les valeurs recommandées dans les références littéraires pour la caractérisation des remblais rocheux cimentés.

Il est remarquable que la teneur en eau finale pour les deux mélanges des remblais rocheux soit plus élevée pour les échantillons avec un rapport eau/ciment d'une valeur de 1,2. Cela est attendu vu que ces mélanges contiennent plus d'eau. Cette observation consolide le fait de l'impact direct de ratio eau/ciment sur la caractérisation finale des remblais rocheux cimentés.

Plus spécifiquement, si le rapport eau/ciment est élevé, il y aura un impact significatif sur la compacité, la résistance mécanique ainsi que la porosité du matériau. Ces derniers présentent les éléments cruciaux pour assurer la stabilité et la durabilité des remblais rocheux cimentés. Cette observation réaffirme l'importance du choix précis du rapport eau/ciment dans la formulation des recettes des RRC afin d'avoir une teneur en eau gravimétrique finale faible en vue d'optimiser leur performance et garantir les résistances mécaniques visées. La Figure 4-21 montre la variation de l'UCS en fonction de W_{finale} (%) de quelques triplicatas.

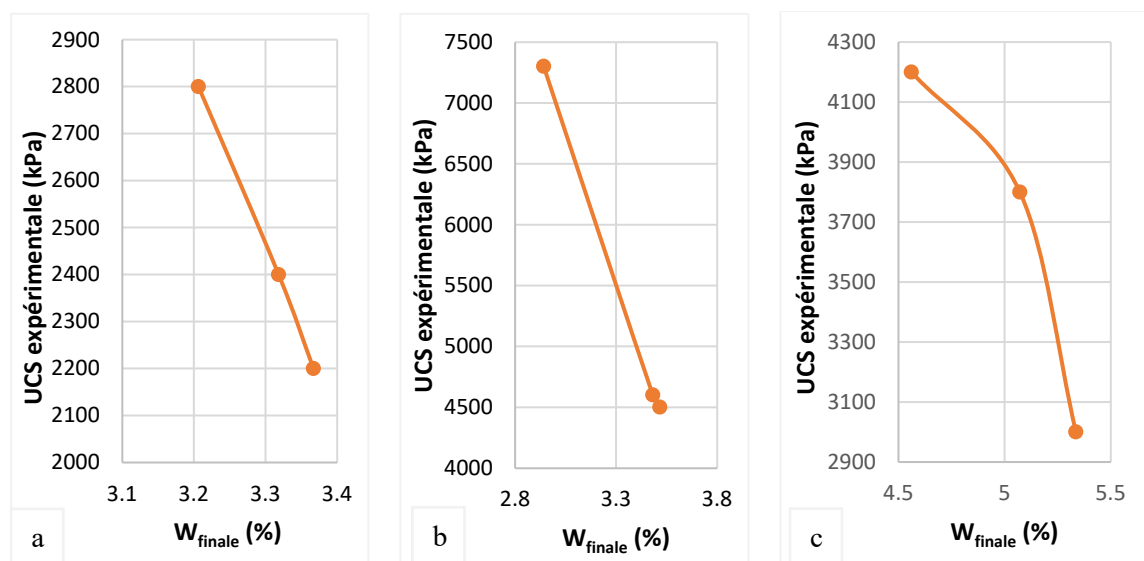


Figure 4-21: Variation de l'UCS en fonction de la W_{finale} (%) pour des RRC avec GU-Slag et un temps de cure $t=14$ jours, $E/C=1$: a) $B_w=4\%$, b) $B_w = 6\%$, c) $B_w = 8\%$

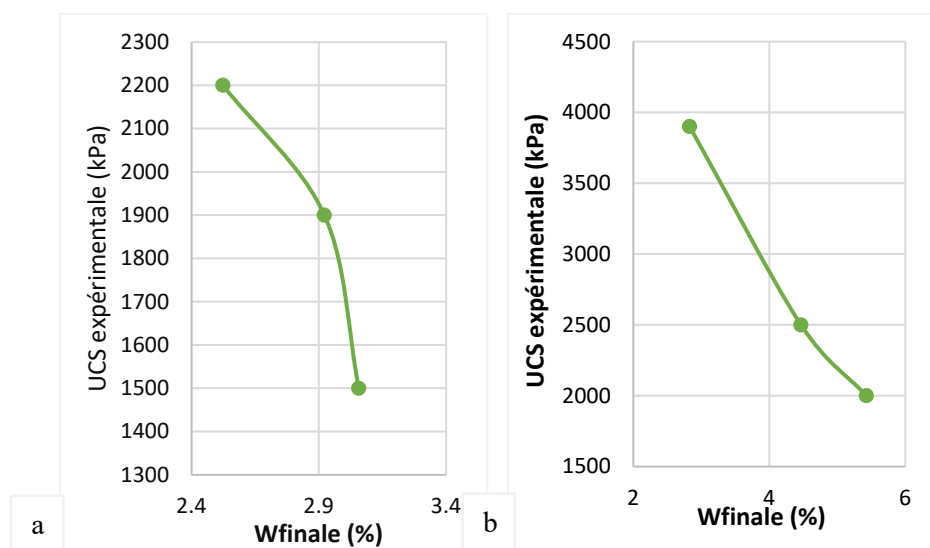


Figure 4-22: Variation de l'UCS en fonction de la W_{finale} (%) pour des RRC avec GU et un temps de cure $t=14$ jours, $E/C=1$: a) $B_w=4\%$ et b) $B_w = 6\%$

Les Figures 4-21 et 4-22 présentées montrent que la plus faible résistance à la compression uniaxiale correspond à la teneur en eau gravimétrique la plus élevée. Cela confirme le fait que la présence de l'eau dans les mélanges des remblais en général, et des remblais rocheux cimentés en particulier, entrainera sans doute la diminution de la résistance et par la suite affecte leur stabilité et leur durabilité.

4.4.2 Variation de la masse volumique humide

Un autre paramètre clé à évaluer pour analyser la qualité des éprouvettes de remblai rocheux cimenté confectionnées est la densité humide. Les Figures 4-23, 4-24, 4-25 et 4-26 présentent les densités initiales et finales pour différents triplicatas présentant des mélanges distincts.

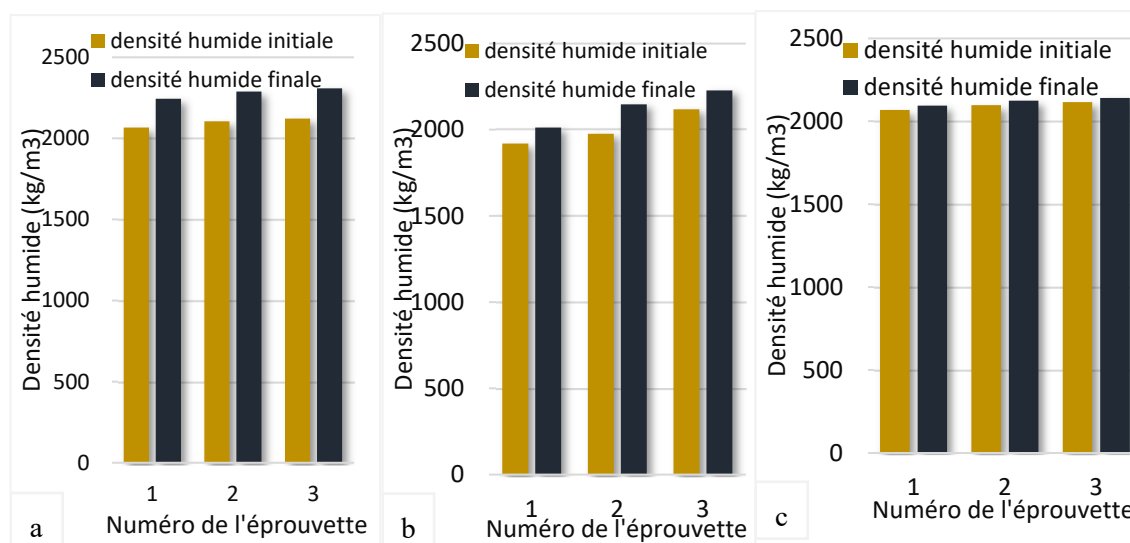


Figure 4-23: Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 14 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU-Slag, en prenant un E/C = 1 : a) B_w% = 4%, b) B_w% = 6%, c) B_w% = 8%

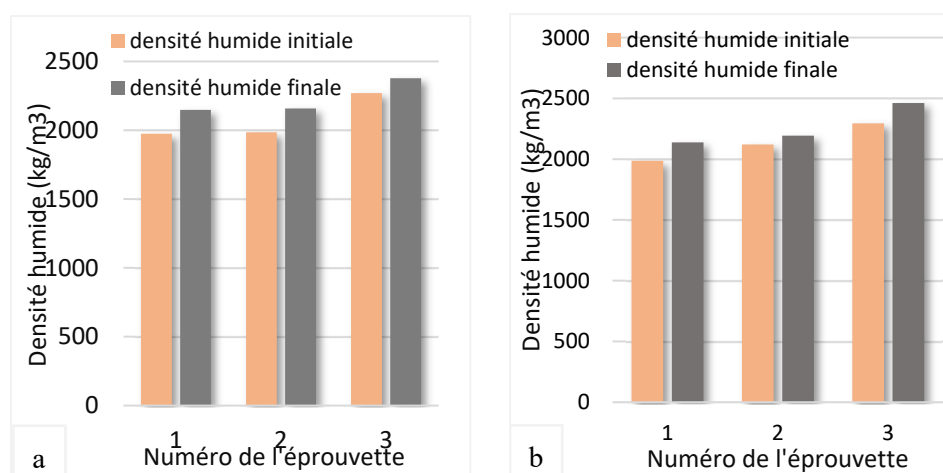


Figure 4-24: Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 14 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU-Slag, en prenant un E/C = 1.2 : a) B_w% = 6%, b) B_w% = 8%

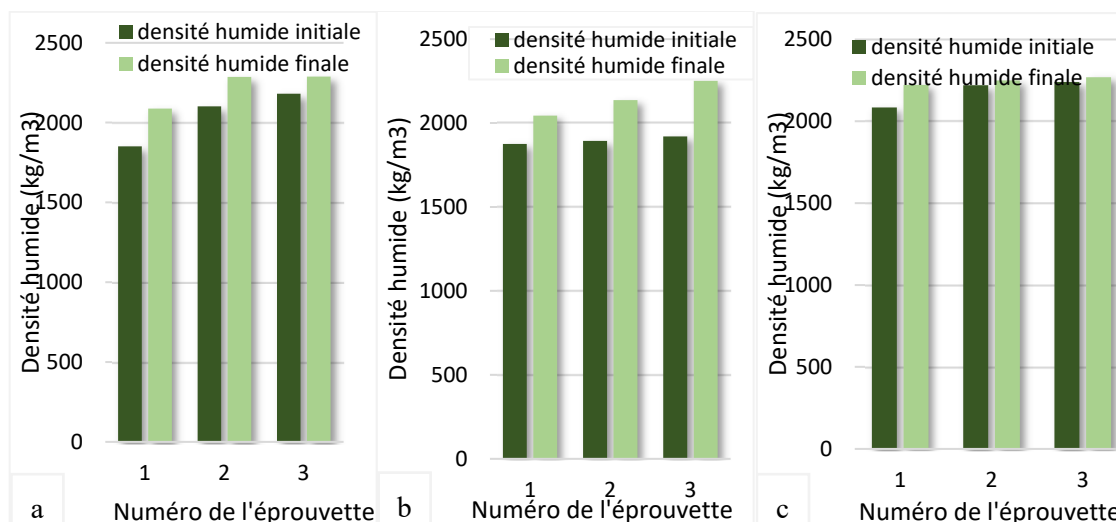


Figure 4-25: Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 14 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU seul, en prenant un E/C = 1 : a) B_w% = 4%, b) B_w% = 6%, c) B_w% = 8%

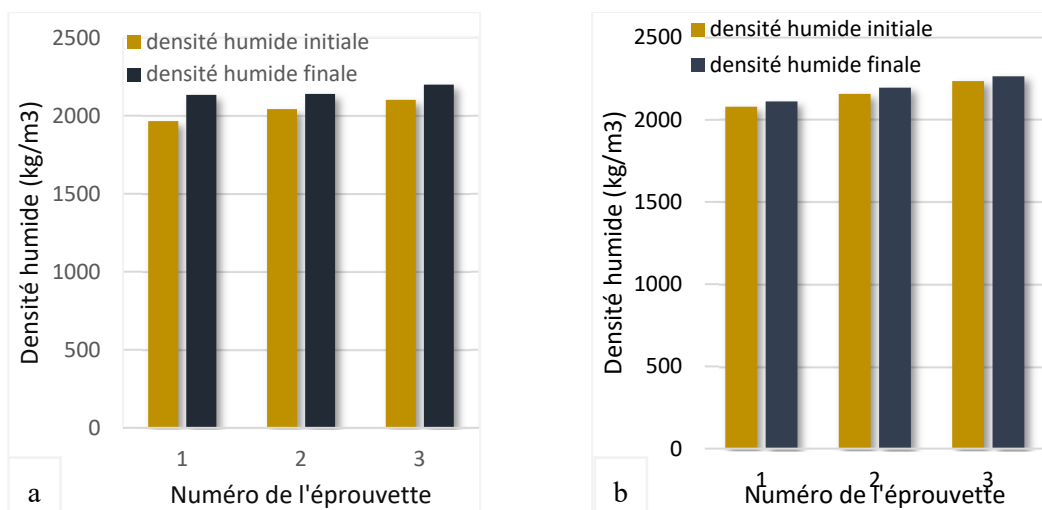


Figure 4-26: Variation de la masse volumique humide après un temps de cure de 28 jours pour des mélanges de remblais rocheux cimentés élaborés avec le GU, en prenant un E/C = 1 : a) B_w% = 4%, b) B_w% = 6%

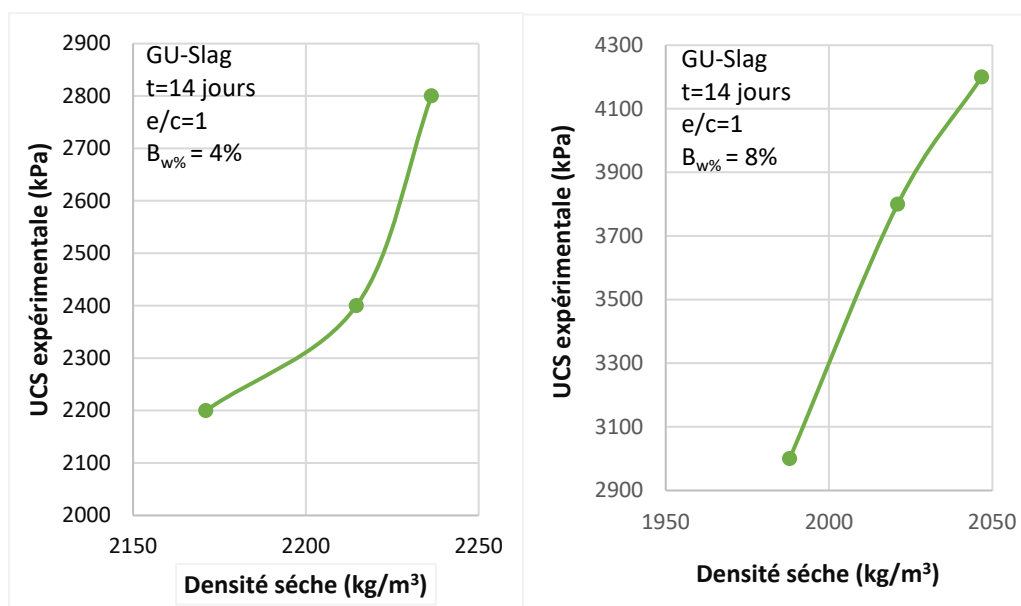
Bien que les masses humides des échantillons finales sont moins élevées que celles initiales, la densité humide finale pour chaque échantillon est légèrement plus élevée que celle initiale comme le montrent les Figures 4-22, 4-23, 4-24 et 4-25. Cela est relié directement à la hauteur finale des remblais rocheux cimentés. En fait, pour tous les échantillons étudiés, il était remarquable que la hauteur ait diminué et par la suite le volume des échantillons a diminué au cours du temps de cure.

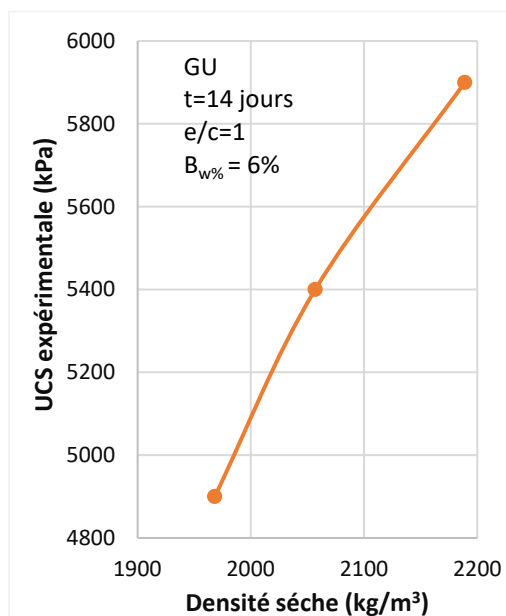
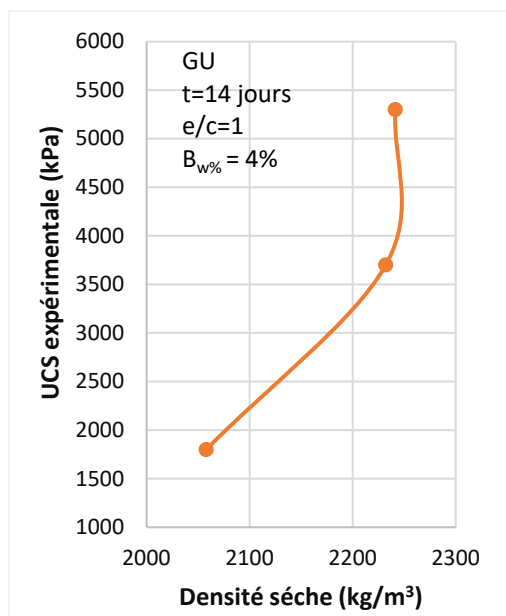
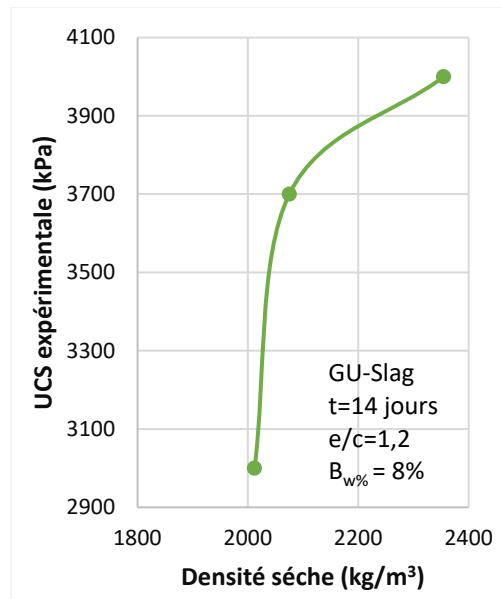
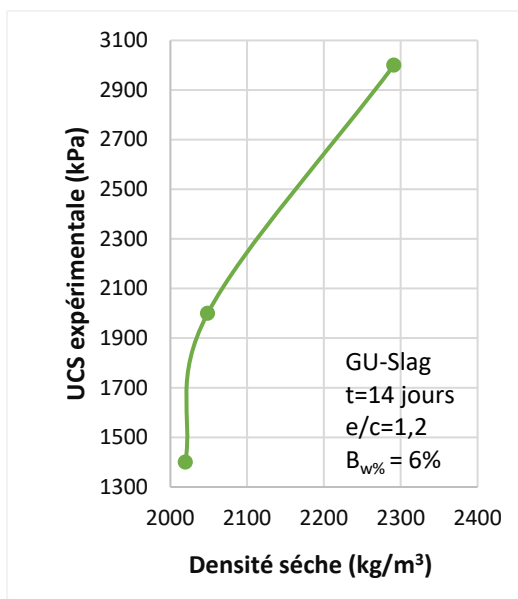
Ce phénomène peut être expliqué par la réorganisation des particules contenues dans le mélange et par la suite le compactage naturel des roches stériles. Il s'agit d'un ajustement progressif des particules pour occuper moins d'espace. Il est à noter que dans cette étude le pourcentage des particules fines est presque égal à 40% ce qui a entraîné cette réorganisation. D'autres parts, la forme des roches stériles, qu'elles soient plates, rondes, anguleuses ou d'autres variations affectent directement cette transformation. En réalité, des roches plus anguleuses telles que celles utilisées dans cette étude ont plus tendance à s'agglomérer au cours du temps créant à la fin un matériau plus dense et plus solide.

La surveillance rigoureuse de la composition et de la compactibilité des remblais rocheux cimentés présente une étape cruciale dans le contrôle qualité des remblais rocheux cimentés. Par ailleurs, les concepteurs doivent tenir en compte les formes des roches stériles qui vont être utilisées dans les mélanges des RRC et prévoir une marge de sécurité pour la hauteur finale visée. Enfin, une compréhension approfondie de cet aspect et un contrôle bien étudié de l'intervention de la lithologie des roches stériles contribuera à une meilleure conception des RRC.

4.4.3 Relation entre la masse volumique sèche (ρ_d) et l'UCS

Il est crucial d'examiner la densité sèche de chaque éprouvette provenant des différents mélanges de remblais rocheux cimentés, y compris chaque éprouvette issue des triplicatas des divers mélanges pour souligner l'impact significatif de cette variable sur la résistance du RRC.





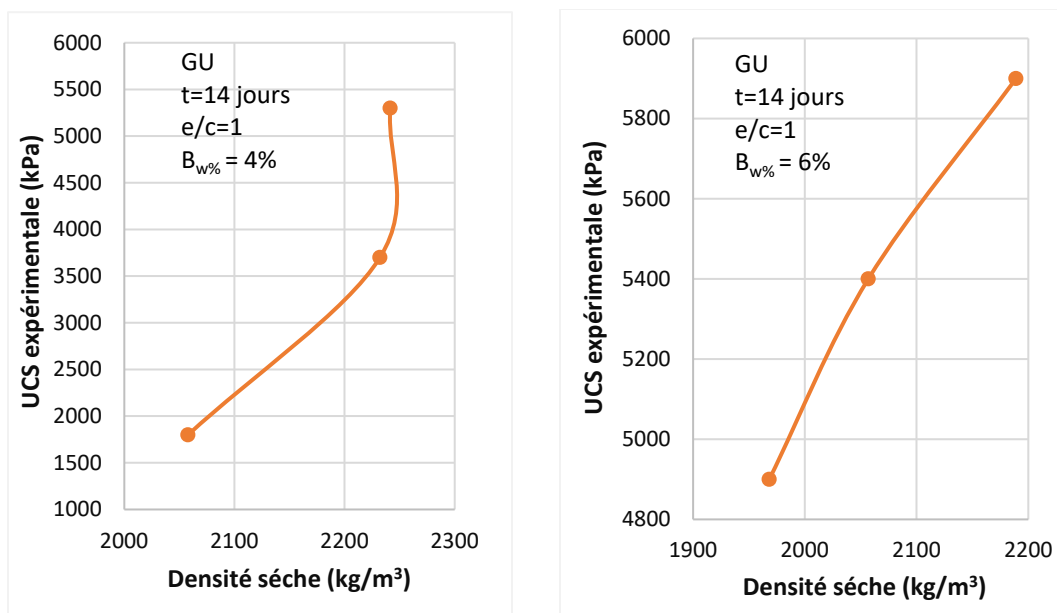


Figure 4-27: Variation de l'UCS en fonction de la densité sèche pour des triplicatas de différents mélanges

Il est notable, en analysant les différentes allures des courbes représentées dans la figure 4.27, que la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés est proportionnelle à leurs densités sèches. Il s'agit d'une augmentation significative des résistances en augmentant la densité sèche. Prenant les triplicatas de mélange élaboré avec de GU seul pour les paramètres de rapport eau/ciment = 1, un temps de cure de 14 jours et pourcentage de liant B_{w%} de 6%, pour une densité sèche de 2057 kg/m³ l'UCS présente une valeur de 1 500 kPa tandis que pour une densité sèche de 2241 kg/m³ la résistance est de 5300 kPa. Cette observation est prévisible puisque la densité sèche est inversement proportionnelle à la teneur en eau gravimétrique ($\rho_d = \rho_h / (1+w)$) et par la suite une augmentation dans cette dernière implique sans doute une diminution de la résistance à la compression uniaxiale. D'autre part, la résistance des remblais peut être affectée directement avec la densité humide finale des RRC qui est proportionnelle à la densité sèche. Comme il a été discuté dans la section 3.2 du chapitre 3, plus la densité humide finale est élevée, plus la résistance à la compression uniaxiale est élevée.

Corrélation entre l'UCS et la masse volumique sèche

Pour mieux souligner la relation entre la résistance et la densité sèche, la Figure 4-28 présente la corrélation entre ces deux paramètres.

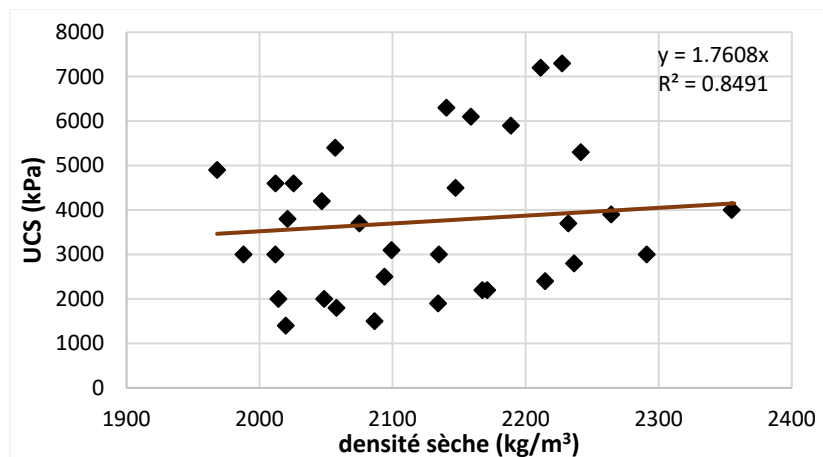


Figure 4-28: Corrélation entre l'UCS et la densité sèche

La Figure 4.28 montre une forte corrélation entre la densité sèche et la résistance. En fait, pour une prévision linéaire, le coefficient de détermination trouvé est d'une valeur de 0,8491 ce qui implique un coefficient de corrélation $R = 0,921$. Cette valeur, qui est très proche de 1, rend indiscutable l'effet qu'a la densité sèche sur l'évolution de l'UCS. Cet effet peut être attribué à la compaction des particules dans le mélange de RRC, qui conduit à une réduction des vides après l'élimination de l'eau. Par conséquent, les éprouvettes confectionnées sont plus denses et résistent mieux aux charges appliquées.

D'après ces analyses, il s'avère que contrôler rigoureusement la densité sèche en général et la teneur en eau gravimétrique en particulier est une étape cruciale dans la prédiction de l'UCS et le contrôle qualité des remblais rocheux cimentés. Cette démarche est essentielle pour garantir la résistance visée des RRC afin d'atteindre la stabilité et la fiabilité des remblais.

4.4.4 Relation entre le pourcentage de vide d'air initial A_0 (%) et l'UCS

Le pourcentage de vide d'air initial dans l'éprouvette affecte directement la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux. À cet effet, il sera opportun d'évaluer la relation entre ces deux paramètres. Les Figures 4-29 et 4-30 présentent la relation entre le pourcentage d'air initial et l'UCS.

D'après les Figures 4-29 et 4-30, il s'avère qu'il y avait une forte corrélation entre le pourcentage des vides d'air et la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés. Par exemple pour les mélanges des RRC élaborés avec de GU-Slag avec un ratio eau/ciment =1, une proportion de liant de 4% et pour un temps de cure de 14 jours, l'éprouvette ayant le plus petit

pourcentage de vide d'air qui est de 11% présente l'UCS la plus haute de 2 800 kPa. En fait, la présence de l'air dans le remblai rocheux cimenté peut affecter directement sa résistance en introduisant des points faibles dans sa structure. À cet égard, il sera opportun de surveiller la compaction des remblais confectionnés.

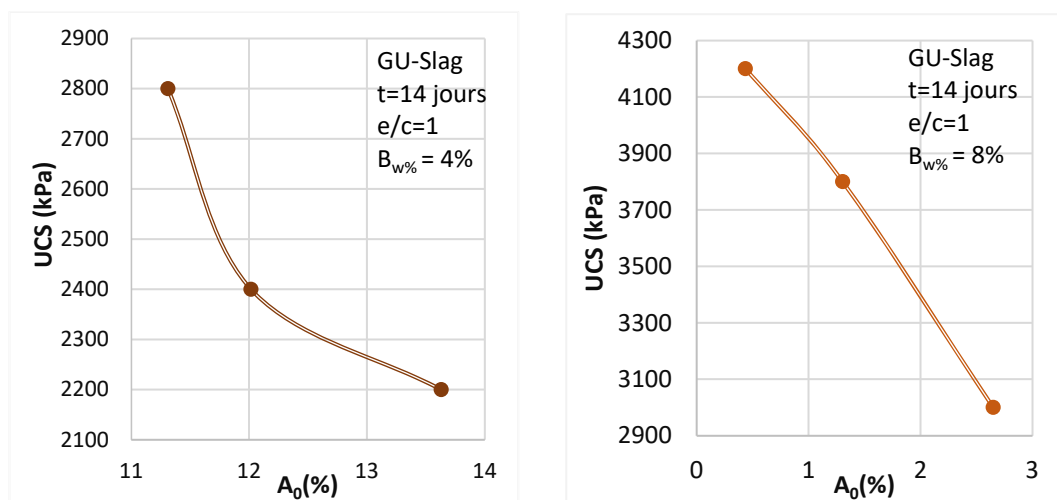


Figure 4-29: La variation de l'UCS en fonction de A_0 (%) pour un RRC mélangé avec de GU-Slag, pour un ratio $E/C = 1$, un temps de cure de 14 jours et deux proportions de ciment : a) $B_w\% = 4\%$ et b) $B_w\% = 8\%$

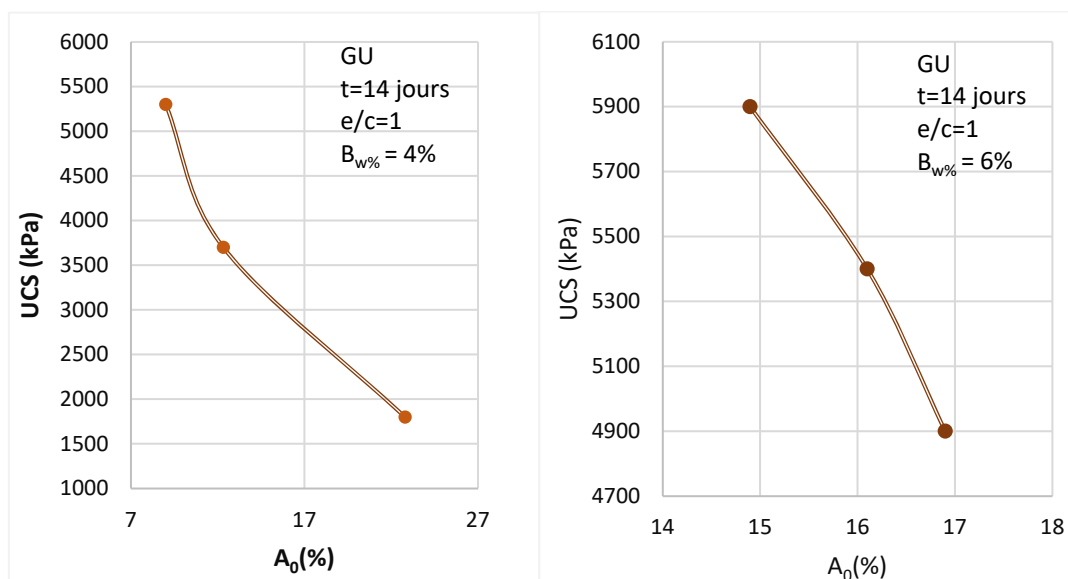


Figure 4-30: La variation de l'UCS en fonction de A_0 (%) pour un RRC mélangé avec de GU pour un ratio $e/c = 1$, un temps de cure de 14 jours et deux proportions de ciment : a) $B_w\% = 4\%$ et b) $B_w\% = 6\%$

CHAPITRE 5 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

5.1 Conclusion générale

Après avoir donné une discussion approfondie et des explications détaillées des résultats obtenus au cours de ce projet de recherche, ce chapitre marque la conclusion de cette étude tout en mettant en lumière les principaux résultats trouvés. L'objectif principal était de valider expérimentalement le modèle semi-empirique de Belem développé en 2021 afin de pouvoir prédire la résistance des remblais rocheux cimentés et de proposer une nouvelle procédure de contrôle qualité de ce type de remblais, caractérisé par une grande hétérogénéité. Cette étude repose sur plusieurs hypothèses, la première considère que le ciment s'hydrate dans des températures ambiantes et par la suite il sera possible de ne pas tenir en compte le facteur de la température. En second lieu, le phénomène de ségrégation des particules ne sera pas mis en considération vu que les éprouvettes confectionnées avaient presque la même granulométrie grâce à la procédure de l'homogénéisation. Finalement, il convient de noter que tous les résultats trouvés dans cette étude se basent sur des données spécifiques, néanmoins, il pourra être généralisé pour d'autres conditions.

En se basant sur des résultats existants dans l'URSTM, il s'avère que le modèle de Belem 2021, bien qu'il y eût une forte corrélation ($R = 0,97$) entre les résultats prédits et les résultats expérimentaux pour deux types de ciment (le GU-Slag et le GU-FA), il présente des limitations. L'une de ces limitations c'est que le modèle de Belem (2021) ne donne pas une variation observable en changeant la taille des particules. D'autre part, pour la plage de variation de ratio eau/ciment de 0,7 à 1,2 (la plage recommandée par les industries minières), la résistance à la compression uniaxiale (UCS) ne varie pas et il est observable qu'il y a des allures de courbes plates.

Enfin, le modèle ne prend pas en considération la prédiction de l'UCS de coulis de ciment. À cet effet, une deuxième version de modèle était développée en 2023 tout en tenant compte des limitations observées. Ce modèle semi-empirique prend en compte non seulement les paramètres géotechniques des roches stériles utilisées (G_{s-wr} , la teneur en eau gravimétrique, le pourcentage des particules fines) et de liant utilisé ($G_{s-liant}$) mais aussi des paramètres liés aux recettes des différents mélanges des RRC ($B_w\%$, E/C, temps de cure).

Un total de 72 éprouvettes de remblais rocheux cimentés (roches stériles + ciment + eau de mélange) a été élaborées avec différentes recettes pour la validation de modèle semi-empirique de

Belem (2023). Les principaux résultats issus de cassage des éprouvettes sont résumés dans les points suivants :

- Les éprouvettes confectionnées avec le type de ciment GU présentent des résistances à la compression uniaxiale plus élevée que celles faites avec le GU-Slag. En fait, pour un temps de cure de 14 jours, un ratio eau/ciment de 1 et un pourcentage de liant de 4%, la résistance à la compression uniaxiale des mélanges élaborés avec le GU est de 3 600 kPa tandis que ceux faits avec le GU-Slag ont une UCS de 2 400 kPa.
- La présence de l'eau dans les échantillons des RRC affecte directement leurs résistances à la compression uniaxiale. Par ailleurs, les moules ayant un ratio e/c d'une valeur de 1,2 présentent des résistances inférieures à celles fabriquées avec un paramètre E/C = 1,0. Il ne sera pas opportun d'opter à un ratio eau/ciment de 1,2 vu qu'il était observable dans le laboratoire que les mélanges élaborés pour ce ratio sont très liquides et contiennent beaucoup d'eau qui affectera sans doute la résistance des remblais rocheux cimentés.
- La proportion de liant ajoutée dans les mélanges des remblais rocheux cimentés joue un rôle crucial dans le développement de leur résistance. Plus cette proportion est élevée, plus la résistance à la compression uniaxiale (UCS) augmente.

Après avoir recueilli les résultats de cassage des éprouvettes, un petit code *Python* était développé dans le but de calibrer le modèle de Belem (2023) en se basant sur les résultats expérimentaux trouvés. Pour ce faire, la fonction *minimize* est utilisée, cette fonction qui permet de minimiser la différence entre la valeur de l'UCS prédite et la valeur de l'UCS afin de rendre le modèle semi-empirique capable de prédire la résistance pour les RRC. Une condition à respecter était posée au cours de développement de ce code est de garder toujours l'UCS prédite inférieure à celle expérimentale pour garantir qu'il n'y aura pas de surestimations des résistances. Étant donné que α est une constante qui varie en variant le type de ciment, sa valeur estimée pour les mélanges faits avec de ciment GU seul est de 2,27 et pour les mélanges élaborés avec de GU-Slag est d'une valeur de 1,896. En ajustement le modèle semi-empirique avec ces deux valeurs, et après une analyse détaillée de la réponse du modèle, il s'est avéré que le modèle de Belem (2023) prend en considération tant de paramètres géotechniques que des paramètres de mélanges pour prédire à la fin les résistances des remblais rocheux cimentés d'une manière convenable et fiable. Par ailleurs, il y avait une forte corrélation entre les UCS trouvées expérimentalement et les UCS

trouvées prédites. En fait, il s'agit de 0,99 pour les RRC faits avec de GU et de 0,96 pour les RRC élaborés avec le GU-Slag. Ces valeurs montrent à quel point le modèle peut être considéré robuste.

Comme le modèle semi-empirique de Belem (2023) permet de prédire à la fois la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés et de coulis de ciment, une seconde procédure expérimentale était faite pour la validation et le calibrage de modèle pour la prédiction de l'UCS de coulis de ciment. Des éprouvettes d'une taille de 30×60 mm de coulis de ciment ont été élaborées. L'analyse des résultats trouvés a donné une forte corrélation (0,97 pour les coulis avec le GU et 0,98 pour les coulis avec le GU-Slag). Ces résultats montrent à quel point le modèle semi-empirique de prédiction peut être considéré fiable.

Dans l'optique de généraliser le modèle semi-empirique, une mini application pour estimer le paramètre α en se basant sur une base de données des essais expérimentaux était développée. Cette application permet aux utilisateurs (concepteurs dans les secteurs miniers ou des ingénieurs) à avoir un modèle capable de prédire la résistance des RRC offrant ainsi des solutions personnalisées en fonction des conditions minières uniques.

Une procédure de contrôle qualité a été proposée au cours de ce projet de recherche dans le but de mieux surveiller la stabilité et la fiabilité des remblais rocheux cimentés afin de mieux comprendre leurs comportements. Avant et après le temps de cure, les moules ont été pesées et une fois les échantillons sont cassés, des miettes de chaque éprouvette de remblai étaient ramassées pour séchage et calcul des différents paramètres qui contribuent à l'évaluation de la qualité des remblais considérés. Les éléments saillants de cette partie d'études sont résumés dans les points suivantes :

- Surveiller la teneur en eau gravimétrique contenue dans le mélange des remblais rocheux cimentés présente une étape fondamentale dans le processus de contrôle qualité des remblais rocheux cimentés. Bien que le rapport e/c de 1,2 soit dans la fourchette recommandée par les industries minières pour la conception des remblais rocheux cimentés, il présente des teneurs en eau gravimétrique élevées. Par conséquent, il serait avantageux d'envisager une plage de variation de 0,7 à 1,0 pour optimiser les formulations des remblais rocheux cimentés.
- Les densités humides finales sont supérieures à celles initiales, ce résultat est issu de fait que la hauteur finale de remblais est inférieure à la hauteur initiale. Cela peut être expliqué par le phénomène de la réorganisation des particules dans le mélange de remblai. Cette constatation souligne l'importance de tenir en compte la lithologie des roches stériles utilisées et prévoir

une marge de sécurité lors de la conception des remblais rocheux cimentés et leur stabilité à long terme.

- Plus que la densité sèche des remblais finale augmente, plus la résistance à la compression uniaxiale augmente. Cela est attendu vu que ce paramètre est inversement proportionnel à la teneur en eau. Il existe une forte corrélation entre la densité sèche et la résistance à la compression uniaxiale en fait le coefficient de corrélation trouvé après une analyse par régression linéaire est d'une valeur de 0,921.
- Plus le pourcentage des vides d'air initial est petit, plus la résistance est élevée.

Les quatre étapes du cycle PDCA, qui est une méthode itérative de gestion de la qualité de la production des RRC, sont décrites ci-dessous :

- Dans la phase de planification, l'objectif sera de produire un RRC de bonne qualité capable d'atteindre l'UCS (*Uniaxial Compressive Strength*) désirée. Cela implique une sélection minutieuse des paramètres du modèle et la prévision d'une marge de sécurité en hauteur. Ensuite, la phase de réalisation suggère de peser les échantillons avant et après chaque période de cure et de conserver des morceaux d'échantillons pour des analyses ultérieures, assurant ainsi que les propriétés désirées sont obtenues et maintenues.
- L'étape de vérification porte sur l'évaluation des recettes et des méthodes utilisées pour la création des RRC, avec l'intention d'identifier les améliorations et les ajustements nécessaires. Enfin, l'étape d'action incite à modifier ou améliorer les recettes et les méthodes d'élaboration des RRC sur la base des observations faites lors de l'étape de vérification, afin de boucler le cycle PDCA et de commencer un nouveau cycle d'amélioration.
- D'une manière générale, cette étude a permis de valider, ajuster et généraliser le modèle semi-empirique de Belem (2023) pour la prédiction de la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés et de coulis de ciment. Enfin, une procédure de contrôle qualité spécifiquement pour ce type de remblai est proposée dans le but de garantir et surveiller sa stabilité et respecter les normes requises.

5.2 Recommandations

Dans l'optique d'élargir l'application de modèle semi-empirique de Belem (2023), quelques perspectives seront proposées dans cette section :

- Améliorer l'application développée pour l'estimation de paramètre α_{ij} pour la rendre plus flexible et la transformer en application web pour faciliter son accessibilité et la rendre conviviale pour les utilisateurs qui ne sont pas experts.
- Estimer la constante α_{ij} pour prédire la résistance à la compression uniaxiale des remblais rocheux cimentés confectionnés avec d'autres types de ciment tel que le fly-ash. Ensuite, comparer les résultats trouvés avec ceux trouvés en utilisant le GU ou le GU-Slag. Cette démarche pourrait contribuer à une industrie minière écologique en valorisant des sous-produits industriels.
- Essayer de prédire la résistance à la compression uniaxiale par le biais de modèle semi-empirique développé pour des conditions sur le terrain et intégrer des paramètres réels tels que la température et l'humidité pour une validation continue du modèle. Cette démarche permettra une validation continue du modèle grâce à l'accumulation de données empiriques obtenues dans des conditions *in situ*.
- Explorer l'utilisation de technologies avancées, telles que l'intelligence artificielle et l'apprentissage automatique, pour affiner les prédictions du modèle semi-empirique de Belem. Cela permettra une analyse plus approfondie des facteurs influençant la résistance des remblais rocheux cimentés, offrant ainsi des prédictions plus précises de la résistance à la compression uniaxiale.

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.
- ASTM C 136. (1995). Standard test method for sieve analysis of fine and coarse aggregates, ASTM C 136-95a. Annual Book of ASTM Standards.
- ASTM. (2012). Standard test methods for specific gravity of soil solids by water pycnometer. In ASTM annual CDs of Standards, American Society for Testing and Materials (ASTM), West Conshohocken, Pa
- ASTM C39/C39M-12 (2012). Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens. ASTM International.
- Amaratunga, L. M., Yaschyshyn, D. N. (1997) Development of a High Modulus Paste Fill Using Fine Gold Mill Tailings. *Geotechnical & Geological Engineering* 15:205-19.
- Archibald, J., Hassani, F., Nantel, J., DeGagné, D. (2000). Mine backfill, an operator' guide. An interactive for mine operators and engineers, CD-ROM.
- Annor, A.B (1999). A study of the characteristics and behaviour of composite backfill material, Ph.D. Thesis, McGill University, 396 p.
- Arioglu E. (1984). Design aspects of cemented aggregate fill mixes for tungsten stoping operations. *Mining science and technology*: 209-214.
- Association minière de Québec - AMQ (2018). Retombées économiques de l'industrie minière au Canada. www.prnewswire.com
- Atkinson, R., Harris, L., Hannaford, A. et Philip, T. (1989). Using smelter slag in mine backfill. *Mining Magazine*, 160, 118-123.
- Ayeb Y. (2014). Numerical modeling of the stability of cemented backfill with exposed face. I²MINE Research Internship Report, INERIS-ARTEM (France) & RIME-UQAT (Canada), 64 p.

- 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.
- Barrett, J R. (1973). Structural aspects of cemented till behaviour, in Proceedings: Jubilee Symposium on Mine Filling, held at Mount Isa, Australia, published by AIMM, Northwest Queensland Branch, pp.97-104.
- Basanta, K. Shrestha., Dwayne D. Tannant., Proskin, S., Reinson, J., Greer, S. (2008). Properties of cemented rockfill used in an open pit mine. Proceedings of 61st Canadian Geotech. Conf.
- 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, Québec, pp. 1-97,
- Belem, T., Benzaazoua, M. et Bussière, B. (2000). Mechanical behaviour of cemented paste backfills. Proc. of 53rd Canadian Geotechnical Conference, Montreal, Vol. 1:373-380
- Belem T. (2020). *Semi-empirical models for predicting the unconfined compressive strength of virtual un-cemented rockfill (RF) and cemented rockfill (CRF)*. Research Institute on Mines and Environment (RIME) Internal Report 19 p.
- Belem T. (2022). *Aperçu sur les méthodes d'entreposage des résidus miniers*, Notes de cours ; extrait des notes du cours EVM1010 Méthodes d'entreposages des résidus miniers fins.
- Belem T. (2022). *Propriétés physiques des remblais miniers cimentés*, Notes de cours GNM1002 Remblais miniers.
- Belem T. (2023). *Comportement mécanique des roches*, Notes de cours GNM1012 Mécanique des roches.
- Belem, T., Gélinas, L.Ph., & Oke, J. (2022). A new generalized solution for the required strength of the three types of cemented mine backfill (hydraulic fill, paste fill and rock fill). Proc. of the 56th U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, American Rock Mechanics Association, June 26-29, Santa Fe, New Mexico, Paper ARMA 22-878, 13 p.
- Benzaazoua, M., Belem, T, Bussière, B. (2002). Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill. Unité de recherche et de service en technologie minérale

- (URSTM), Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT). *Cement and Concrete Research* 32 (2002) 1133 – 1144, 12p.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Ouellet, S. et Fall, M. (2003). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie II: comportement à court, à moyen et à long terme. *Après-mines 2003*, 5-7 février 2003, Nancy, France.
- Benzaazoua, M., Bois, D., Belem, T., Gauthier, P., Ouellet, S., Bussière, B., Fall, M., Aubertin, M., St-Onge, J-F. (2005). Remblais souterrains, évolution des connaissances et de la pratique. In *20th Colloque Contrôle de terrains*.
- 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.
- 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).
- Beruar O.N.S., Thibodeau D., Sharan S.K., & Cai M. (2013). Consideration of post-peak response of the pillar-rock system in sill pillar design. *23rd World Mining Congress*, Montreal. CIM.
- Bussière, B. (2007). Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, v. 44, no. 9, p. 1019-1052.
- Bussière, B., Plante, B., Broda, S., Aubertin, M., Chen, D., Medina, F. (2015). Contrôle des infiltrations d'eau dans les haldes à stériles à l'aide des effets de barrière capillaire : design, construction et instrumentation de la halde expérimentale de la mine TIO. In : *Proceedings of the Symposium sur l'environnement et les mines*, Rouyn-Noranda, QC, Canada.
- Chen, D., M.I. Messurier & B. Mitchell (2004). Application of Cemented Fill at Barrick's Darlot Gold Mine. in *The 8th International Symposium on Mining with Backfill*. Beijing: The Nonferrous Metal Society of China.
- Cordova, M., Saw, H., Villaescusa, E. (2016) Laboratory testing of cemented rock fill for open stope support, in: *7th Int. Conf. Exhib. Mass Min*

- Dalcé J. B. (2018). Étude expérimentale des propriétés géotechniques d'un remblai hydraulique en lien avec la ségrégation des particules (Mémoire de maîtrise). Université de Montréal, 162p.
- Ethier, M. P., Bussière, B., Benzaazoua, M., Nicholson, R. V., Garneau, P. (2010). Potential of contaminated neutral drainage generation from waste rock at Raglan. In Proceedings of the Canadian Geotechnical Conference Geo. 2010. p. 1145-1152.
- 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.
- Farsangi, P.N. (1996). Improving Cemented Rockfill Design in Open Stopping. Ph.D. Thesis, McGill University, Montreal, 340 p.
- Farsangi P.N., Hayward A.G., Hassani F.P. (1996). Consolidated rockfill optimization at Kidd Creek Mines. *CIM Bulletin*, 89:129–134.
- Gamache-Rochette, A. (2004). Une étude de caractérisation en laboratoire et sur le terrain des écoulements de l'eau dans les roches stériles (M.Sc. A, École Polytechnique de Montréal, Montréal).
- Gélinas, L.P. (2021). Current Knowledges on Arctic Cemented Rockfill (CRF) Cured in Permafrost Conditions, Internal AEM document #6128-000-100-TCR-001, technical report, 31 p.
- Hane, I, Belem, T, Benzaazoua, M & Maqsoud, A 2017a, 'Laboratory characterization of cemented tailings paste containing crushed waste rocks for improved compressive strength development,' *Geotechnical and Geological Engineering*, vol. 35, no. 2, pp. 645–662, <https://doi.org/10.1007/s10706-016-0131-6>
- Hane, I., Belem, T., Benzaazoua, M. (2018). Cemented Rockfill (CRF) Plant Laboratory Test. *Unité de recherche et de service en technologie minérale*. 20 p.
- Hedley, DG F. (1995). Final report on the stiff backfill project for M.RD., Mining Research Directorate, Canadian Rockburst Research Program, Sudbury, Ontario.

- Hoek, E., & Brown, E. T. (1980). Empirical strength criterion for rock masses. *Journal of Geotechnical and Geo environmental Engineering, ASCE*, v. 106, p.1013-1035.
- Hoek, E., & Brown, E. T. (1997). Practical estimates of rock mass strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, v. 34, no. 8, p. 1165-1186.
- Jiang, H., Fall, M., Li, Y., Han, J. (2019). An experimental study on compressive behaviour of cemented rockfill. *Construction and Building Materials*, 213, 10-19.
- 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.
- Kumar, D., Kumar Singh, U., Prasad Singh, G-S. (2016) Laboratory Characterization of cemented rockfill for underhand cut and fill method of mining. *J. Inst. Eng. India Ser, D* 97(2):193-203.
- 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.
- 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.
- Mbonimpa, M. (2021). Résistance au cisaillement à la rupture (RCR). Notes de cours, Extrait des notes de cours GNM1010 Géotechnique.
- Mitchell, R, J., Wong, B, C. (1982). Behaviour of cemented tailings sand. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol, 19. No, 3, pp 289-295.
- Nantel, J.H. (1998). Recent developments and trends in backfill practices in Canada. *Proceedings of the 6th International Symposium on Mining with Backfill*. Brisbane, Australia, 14-16 April, Australian Institute of Mining and Metallurgy, 11-14.
- 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.

- Peterson, S., J. Szymanski, and S. Planeta. (1998). A Statistical Model for Strength Estimation of Cemented Rockfill in Vertical Block Mining, in Minefill '98/1998, The Australasian Institute of Mining and Metallurgy: Brisbane
- Potvin, Y., Thomas, E. G., & Fourie, A. B. (2005). Handbook on mine fill. Nedlands, Western Australia: Australian centre for geomechanics.
- Quesnel, W J F, de Ruiter, H and Pervik, A. (1989) The assessment of cemented rockfill for regional and local support in rockburst environment Lac Minerals Limited, Macassa Division, Innovations in Mining Backfill Technology, Proceedings of the Fourth International Symposium on Mining with Backfill, Montreal, PQ, pp. 217-224.
- 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.
- Reschke, A E. (1993). The use of cemented rockfill at Namew Lake Mine, Manitoba, Canada. In: Minefill 93, proceeding of the fifth international symposium on mining with backfill, Glen H.W., ed. Johannesburg: South African IMM, pp. 101-108.
- Sainsbury B.L. (2014). Design and implementation of cemented rockfill at the Ballarat Gold Project, 4 Australian Centre for Geomechanics, Perth, ISBN 978-0-9870937-8-3.
- Saw, H., Prentice, S & Villaescusa, E. (2011). Characteristics of cemented rockfill materials for the Cosmos Nickel mine, Western Australia.
- Stone, D.M.R. (2007). Factors that Affect Cemented Rockfill Quality in Nevada Mines. CIM Bulletin, vol. 100, No. 1103, pp. 1-6.
- Thomas, E. G., & Holtham, P. N. (1989). The basics of preparation of deslimed mill tailing hydraulic fill. In: Proceedings of the Innovations in mining backfill technology, Rotterdam, pp. 425-432.
- Udd J.E. and Annor A. (1993). Backfill research in Canada. Minefill 93. The South African Institute of Mining and Metallurgy. Symposium Series S13, Johannesburg, 361-368.

- Vennes, I 2014, Determination of Cemented Rockfill Strength with Large Scale UCS Tests under In-Situ Conditions. Thesis, McGill University, 100 p.
- Villaescusa, E. (2003). Global Extraction Sequences in Sublevel Stopping. Proc. of 12th International Symposium on Mine Planning and Equipment Selection, (1) 9-17.
- Weaver, W. S., Luka, R. (1970). Laboratory studies of cement-stabilized mine tailings. Canadian Mining and Metallurgical Bulletin, 63(701), 988.
- Williams, D. J. (2000). Assessment of embankment parameters. Slope Stability in Surface Mining, 275-284.
- Yu, T R. (1989). Some factors relating to the stability of consolidated rockfill at Kidd Cree Innovations in Mining Backfill Technology, Hassani et al.(eds), Balkema, Rotterdam, pp. 279-286.
- Yu, T R. (1990). Backfill alternatives in Ontario mines, Canada/Ontario Mineral Development Agreement DSS File No. 09SQ.23440-6-9011; CANMET Project No. 142501-1987, Energy, Mines and Resources Canada, Ottawa
- Yu, T R and Counter. (1983). D B, Backfill practice and technology at Kidd Creek Mines, CIM Bulletin, Vol. 76, No.856, pp. 56-65.

ANNEXE A ARTICLE - EXPERIMENTAL VALIDATION OF A PREDICTION MODEL OF THE COMPRESSIVE STRENGTH OF CEMENTED ROCKFILLS

G Rafrat *Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT), Canada*

T Belem *Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT), Canada*

H Mrad *Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT), Canada*

LP Gélinas *Agnico Eagle Mines Limited, Canada*

A Krichen *National School of Engineering of Sfax (ENIS), Tunisia*

Abstract

Underground mine backfilling promotes solid waste to be returned as cementitious material either in the form of cemented paste backfill – CPB (using tailings) or in the form of cemented rock fill - CRF (using crushed waste rock). The cement or binder addition is intended to develop a required unconfined compressive strength (UCS) value to ensure ground stability during mining operations. While CPB is the most common type of mine backfill used in underground mining operations, CRF is only used when high compressive strength is required to increase productivity. Despite the performance of CRF, this type of backfill is not much studied or optimized. The main objective of this study is to validate experimentally a newly developed semi-empirical model for predicting the UCS of CRF. This model considers various physical parameters of CRF materials such as the types of binder (e.g., general use Portland cement GU, GU-fly ash, GU-ground granulated blast furnace slag, etc.) and their mass proportion (binder rate B_w), the water-to-cement ratio (W/C), the type of waste rock (according to their relative density D_R) and their grain size distribution, and the curing time (t). To this end, numerous cylindrical CRF specimens are prepared by varying the W/C , the type of binder, the binder rate B_w (4 – 8%), the type of waste rock and the particles average diameter (d). Preliminary results show that the accuracy of the predicted UCS values of various

lab-prepared CRF mix recipes is satisfactory with a high coefficient of correlation ($R \geq 0.9$). Therefore, it is reasonable to adopt the proposed CRF strength prediction model for lab-prepared specimens that can be scaled up in situ by developing an efficient CRF preparation quality control (QC) procedure.

Keywords: *unconfined compressive strength (UCS), cemented rockfill (CRF), semi-empirical prediction model, experimental validation, quality control (QC).*

1 Introduction

Using backfills in mining operations is one of the most appreciated methods to better manage tailings and waste rocks generated after extraction and processing of the ore. Cemented mine backfills are made up of three major components: the granular skeleton (e.g., fine tailings, crushed waste rock, or borrow aggregate), the binding agent (e.g., general use Portland cement type GU or mineral additions such as supplementary cementitious materials, namely fly ash, slag, etc.), and the mixing water (Belem & Benzaazoua, 2008). With technological advances, underground mines are becoming increasingly deeper (e.g., ≥ 3.2 km at the LaRonde mine in Abitibi-Témiscamingue region, Quebec, Canada) and the natural in situ stresses generated during ore extraction are very high. These stresses can cause local seismic occurrences that lead to rock vibration with disastrous consequences for the mine. In such hostile and damaging conditions that constitute the underground environment, the use of cemented rockfills (CRF) can provide a safe and reliable solution to reduce these hazards. Moreover, the required unconfined compressive strength (UCS) of a backfill to resist failure during deep mining operations can exceed 4 MPa (Villaescusa, 2003; Hane et al., 2017a & b). For this reason and due to its high compressive strength (in the range 3-17 MPa), it will be appropriate to opt for cemented rockfills (CRF) in deep mining operations. Despite the performance of CRF, this type of backfill is understudied and under-optimized (Gonano et al., 1978; Yu, 1989; Stone, 1993; Hedley, 1995; Farsangi et al., 1996; Farsangi, 1996; Annor, 1999; Hane et al., 2018).

Among these authors, some have proposed semi-empirical models for predicting the UCS of CRFs based mainly on the mass ratio of the binder (b), and the final porosity (n) of the mixture (Arioglu, 1984; Yu, 1989; Lamos & Clark, 1993; Hedley, 1995; and Annor, 1999). Yet, none of these previous empirical models take into account all of the physical parameters of CRF, such as the types of binder (e.g., general use Portland cement GU, blended binders such as GU-fly ash, GU-ground granulated blast furnace slag, etc.), the water-to-cement ratio (W/C), the type of the waste

rock (according to their specific gravity G_s /relative density D_R), the grain size distribution, and the curing time (t).

2 Background

2.1 Semi-empirical predictive model of the CRF compressive strength

To compensate for the lack of an analytical model, Belem (2023) developed a new semi-empirical model for predicting the UCS of CRFs by relying on existing limited laboratory data (Hane et al., 2018). This new model considers several physicochemical parameters (input variables) of the CRF mixtures, such as the types of binder, the binder rate (B_w), the water-to-cement ratio (W/C), the lithology of the waste rock (G_s or D_R), the grain gradation (particle diameters d_{min} and d_{max}) and curing time.

The new semi-empirical model for predicting the compressive strength (UCS_{pred}) of CRFs is given as follows (Belem, 2020):

$$UCS_{pred} = UCS_{WR} + a(10^{-3} + B_{w\%})^b (t_R)^c \left(\frac{W}{C}\right)^{-d} \quad (1)$$

where, UCS_{WR} = the estimated compressive strength of the uncemented waste rock (kPa) = $G_{s-WR}\gamma_w(1-n)(1+w)h_r$; G_{s-WR} = specific gravity or relative density of the waste rock; $r_d = [D_{50}(\text{mm})/d_{min}(\text{mm})]$ = particle size ratio between the median size (D_{50} = the diameter corresponding to 50% passing of the waste rock particles) and the smallest particle size (d_{min} is fixed at 10 mm = fine particles); t_r = relative curing time = $(t/10 \text{ days})$ = curing time t (day)/10 days; W/C = water-to-cement ratio, $B_{w\%}$ = binder rate = $100 \times M_{binder}/M_{waste-rock}$; n and m = particle size adjustment factor and exponent expressing the effect of the binder type, respectively and which are determined empirically.

The value of n has been determined empirically to be 0.35. As for the values of m , they depend on the type of binding agent used in the mixture (GU Portland cement, ground granulated blast furnace slag, fly ash or FA).

Table A.1 Empirical values of the constant A_c and the exponent m for different types of binding agents

Types of binder	Constant A_c (kPa)	Exponent m
10GU/90Slag	101.680	0.3822
50GU/50FA	23.551	0.5653
Undefined	50.959	0.4692

By rearranging equation (1), it is possible to isolate in turn the key parameters controlling the strength development in view of the CRF mix recipes formulation or the implementation of a procedure for the quality control (QC) of CRF, namely the binder rate ($B_{w\%}$ in percent) and the water-to-cement or water-to-binder ratio (W/C) which are given by the following relationships:

$$\frac{W}{C} = \left(\sqrt[1.625]{(1+t_r)^{-1.625} \left(\frac{UCS_{target}}{A_c \cdot [r_d]^{-n}} \right)^{\frac{1}{m}} - (B_{w\%})^{1.5} - 1} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

$$B_{w\%} = \left(\sqrt[1.625]{(1+t_r)^{-1.625} \left(\frac{UCS_{target}}{A_c \cdot [r_d]^{-n}} \right)^{\frac{1}{m}} - \left(\frac{W}{C} \right)^2 - 1} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (3)$$

In equations (2) and (3), UCS_{pred} has been replaced by UCS_{target} which is targeted for either CRF mix recipes formulation or for QC of CRF. In addition to these two physicochemical parameters, two other physical parameters are important to know, which are the wet or total density (ρ_h or ρ_{wet}) and the total porosity (n), which are given by the following relations:

$$\rho_h = \left(\frac{G_{s-CRF}}{\rho_{s-CRF}} + \frac{1}{\rho_{s-CRF}} \left[\frac{(1-G_{s-CRF}) \left(1 + \frac{1}{B_w} \right)}{1 + \frac{1}{B_w} + \frac{1}{S_r} \left(\frac{W}{C} \right)} \right] \right)^{-1} = \rho_{wet} \quad (4)$$

$$n = 1 - \frac{1 + \frac{1}{B_w}}{G_{s-CRF} \left(1 + \frac{1}{B_w} + \frac{1}{S_r} \left(\frac{W}{C} \right) \right) + (1-G_{s-CRF}) \left(1 + \frac{1}{B_w} \right)} \quad (5)$$

where G_{s-CRF} = specific gravity of the CRF mixture (which can be taken as equal to that of the waste rocks, G_{s-WR}); ρ_{s-CRF} = specific density of the CRF mixture (equal to that of the waste rocks, ρ_{s-WR}) in gcm^{-3} , kgm^{-3} or tm^{-3} ; W/C = water-to-cement/binder ratio; S_r = degree of saturation in decimal (it should be noted that S_r of CRFs can vary between 20 and 70%); B_w = binder rate (in decimal). It should be noted that the porosity of CRFs can vary between 11.7 and 34.7% (Annor, 1999).

2.2 Sample application: effect of the water-to-cement (W/C)

Figure 1 presents a graphical representation of the semi-empirical model presented in Eq. (1). The predicted UCS is represented as a function of the water-to-cement ratio (W/C) for different binder rates ($B_w\%$). A clear decrease in the predicted UCS is observed which mean that the increase of water content (w) will result in the reduction of the UCS. This non-linear trend confirms not only that the parameter water-to-ratio (W/C) is important and must be optimized and controlled, but also that the proposed semi-empirical model for the prediction of the uniaxial compressive strength seems efficient.

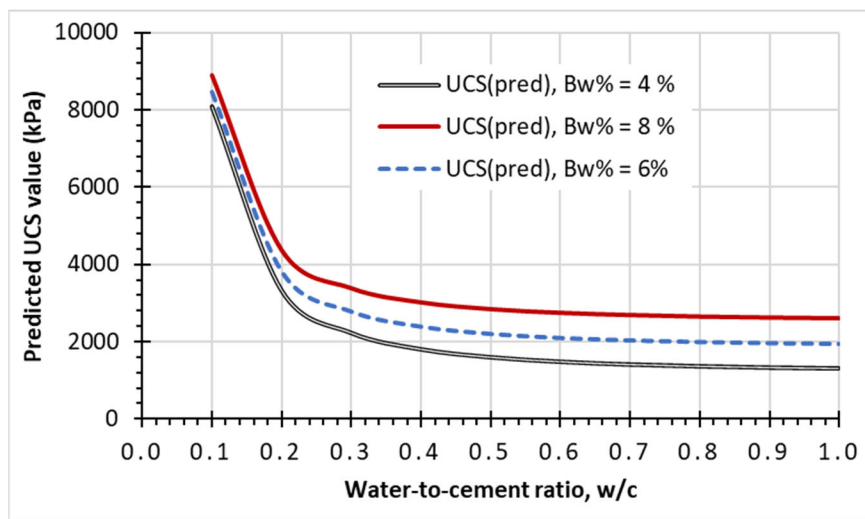


Figure 1 Variation in the predicted UCS as a function of W/C : binder 10GU/90Slag and curing time $t = 7$ days

2.3 Sample application: effect of the curing time

The curing time is a major factor when predicting the uniaxial compressive strength (UCS) of cemented rockfills. Figure 2 presents sample applications of the predictive model (Eq. 1) showing a comparative evolution over the course of curing time of the predicted UCS for two types of binder

(GU-Slag and GU-FA) and for three different binder rates (4, 6 and 8%). A slight non-linear evolution of the predicted UCS as a function of curing time can be clearly observed with the GU-Slag binder, whereas this evolution becomes linear when the GU-FA binder is used. It should be noted that the semi-empirical model makes it possible to predict the UCS of the CRF in fresh conditions, namely at curing time $t = 0$. Considering the quality control of CRF strength, predicting the early age UCS values is advantageous. Indeed, it offers the possibility to estimate whether the CRF mixture will develop enough strength to comply with the required compressive strength during the course of curing time.

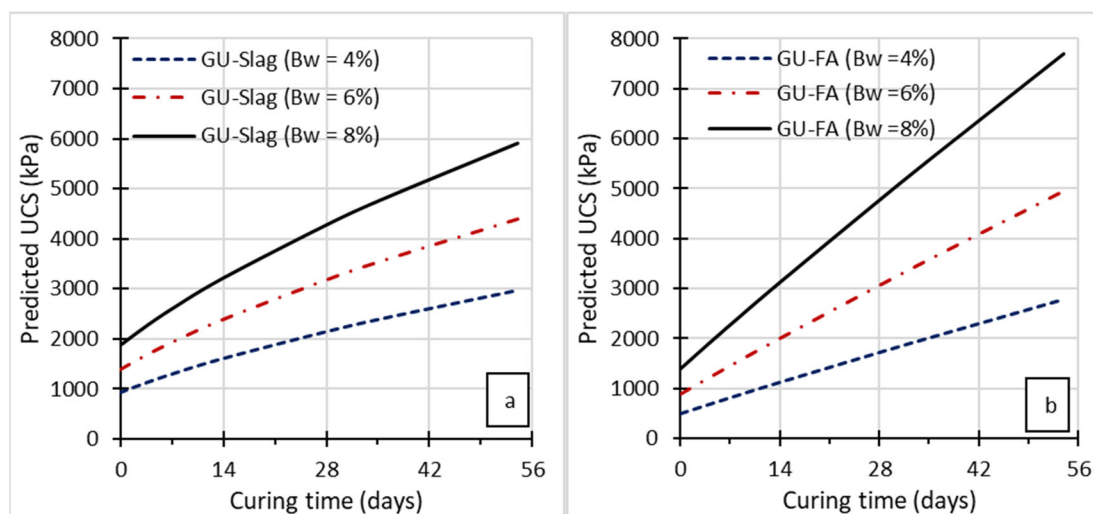


Figure 2 Predicted UCS as function of the curing time (t) for a two water to cement ratio and different ratio of two types of binder: (a) 10GU/90Slag and $W/C = 1$, (b) 50GU/50FA and $W/C = 1$

3 Methodology

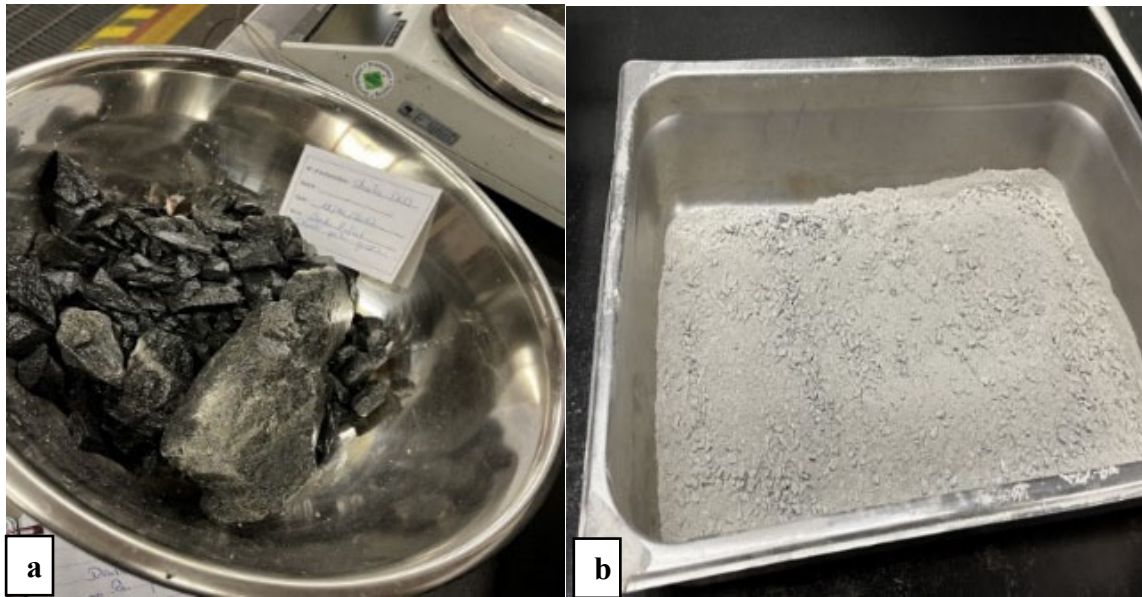
3.1 Waste rocks

The waste rocks (WR) used in this study were sampled from the Canadian Malartic Mine in Quebec, Canada. These waste rocks are characterized by a mean diameter between 0 and 50 mm. After receiving the samples, the WR were first homogenized using a shovel then stored in plastic barrels until the different laboratory characterizations and tests. The characterization tests were to determine the specific gravity or relative density (G_s or D_R) and the particle size distribution (PSD) of the WRs. It should be noted that it is preferable that the gravimetric water content ($w = M_{\text{water}}/M_{\text{solid}}$) of the crushed waste rocks does not exceed 5% in order not to increase the W/C ratio

which could lead to a reduction in the uniaxial compressive strength (Yu, 1989; Stone, 2007; Vennes, 2014). In this study, the gravimetric water content of the waste rocks was determined to be $w = 2.5\%$, which is acceptable.

3.1.1 Determination of the specific gravity of WR

To determine the specific gravity of the waste rocks, a sample of 11 kg was taken for this purpose. Then, coarse particles and fine particles were separated by sieving, as shown in Figure 3.



3 Waste rock separated in two size fractions: (a) coarse particles of the sample, and (b) fine particles of the sample

In accordance with ASTM C128 standard, the specific gravity (G_s) of the fine particles was determined using a helium pycnometer AccuPyc 1330 from Micromeritics and the value of 2.795 was obtained. The solids specific density (ρ_s) of the coarse particles of WR was determined to be 2805 kg/m^3 using a water basin. Knowing that the specific gravity is equal to the ratio of the specific density of WR and the density of water at 4°C which is 1.000 ($G_s = \rho_s/\rho_w$), the average G_s of the waste rocks was determined to be 2.8.

3.1.2 Determination of the particle size distribution

In accordance with ASTM C136 standard, the particle size distribution was determined by sieving. A large-scale device was used to separate the coarse particles using different meshes (56, 40, 28,

20, 14, 10, and 5 mm) (Figure 4a) and superposed sieve screens was used (opening of 80, 160, 315, 630, 1250, 2500 μm) to separate the fine particles (Figure 4b).

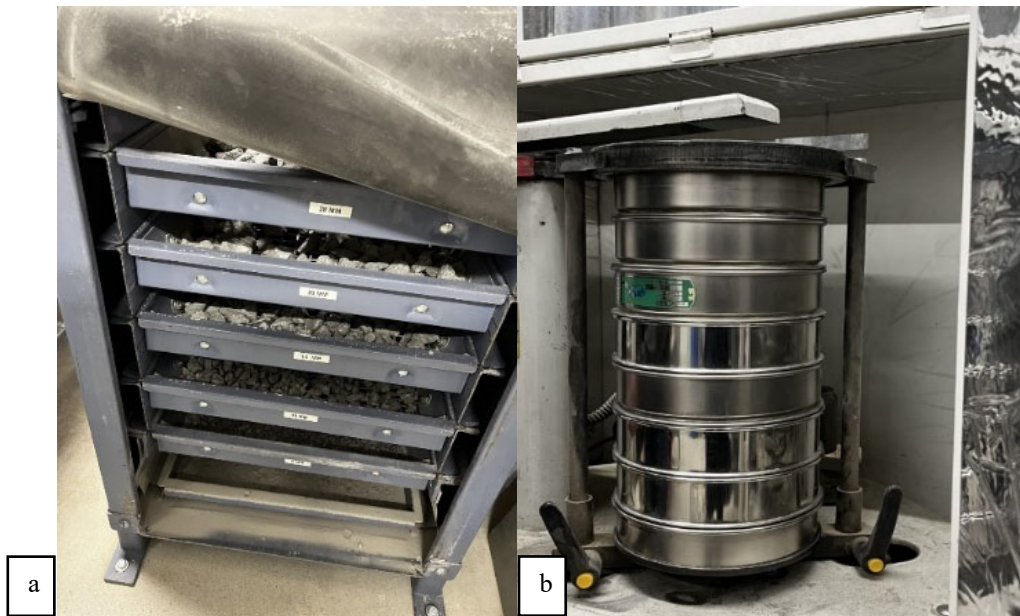


Figure 4 Large-scale device to separate the coarse aggregate (a) and superposed sieves to separate the fine aggregate

Figure 4 presents the particle size distribution curve of the WR received from the Canadian Malartic Mine. In the practice of cemented rockfills, it is customary to consider particles of size ≤ 10 mm (1 cm) as the fine fraction of the waste rocks. Based on field observations, an optimal CRF mixture should contain at least 25% to 40% fine particles (Vennes, 2014). In addition, as shown in Figure 5, the WR contains approximately 39% fine particles.

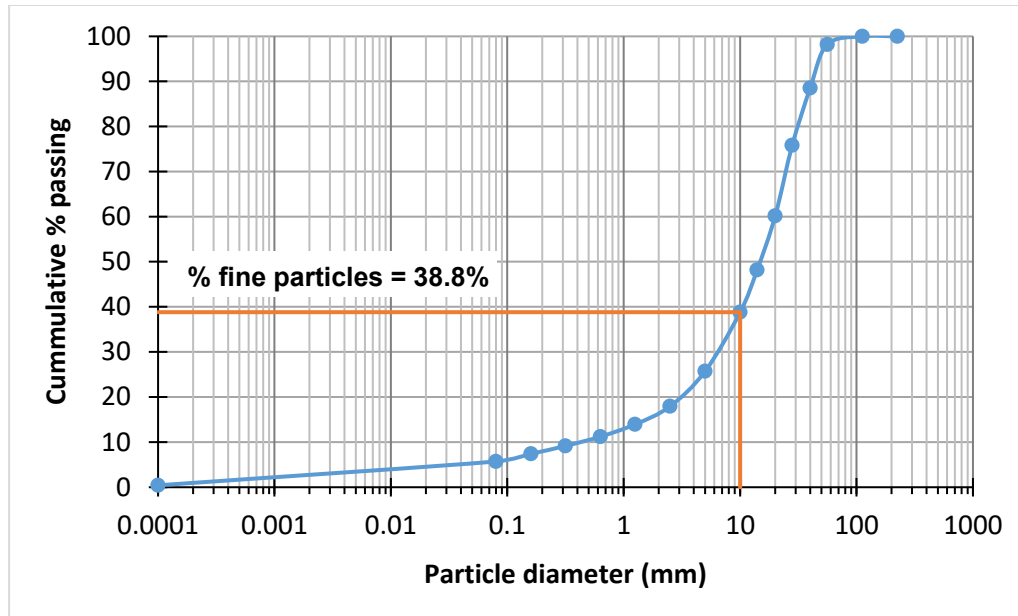


Figure 5 Particle size distribution curve of the waste rocks from Canadian Malartic Mine

Table 2 highlights all the important particle size parameters of the WRs that will be used in the CRF specimens' preparation. It can be noted that the values of $C_u = 47.48$ and $C_c = 4.72$ are consistent with the range of values that can be found in the literature. Indeed, according to Annor (1999), the C_c values for the rockfill aggregates ranged between 1.44 and 6.54, while C_u values varied between 9.15 and 59.7.

Table 2 Physical characterization of waste rocks

Parameter	Units	Value
$C_u = D_{60}/D_{10}$	(-)	47.48
$C_c = D_{30}^2/(D_{60} \times D_{10})$	(-)	4.72
$U = (D_{90} - D_{10})/D_{50}$	(-)	2.82
D_{10}	mm	0.42
D_{20}	mm	3.01
D_{30}	mm	6.27
D_{40}	mm	10.44
D_{50}	mm	14.78
D_{60}	mm	19.89
D_{70}	mm	24.70
D_{80}	mm	31.48
D_{90}	mm	42.08
%fine particles	(-)	38.40

3.2 Mixing water

The mixing water is used to dissolve the binder and lubricate the final CRF mix to facilitate the plastic mould pouring. It is usually tap water or recycled process water instead of sulphated water which could inhibit the CRF hardening process or lead to a strength loss due to internal sulphate attack (Benzaazoua et al., 2002, 2004). Tests conducted at the Kidd Creek mine have demonstrated that using recycled mine water can reduce the compressive strength of the CRF by 50% compared to CRF prepared with tap or potable water (Gélinas, 2021). Therefore, tap water will be used for the CRF mixes preparation.

3.3 Binder

Binder is the most important component in cemented rockfills because its type (chemical composition) directly affects the compressive strength development. In mining industry practice, CRF are usually prepared using GU Portland cement slurry. To reduce costs while improving compressive strength gains, mineral additive such as ground granulated blast furnace slag or types C and F fly ash are very often blended with GU Portland cement to be used as binding agent in the CRF mix preparation. In this study, two types of binder were considered: 10% GU/90% slag (or 10GU/90Slag) and 50% GU/50% fly ash (FA) type C (or 50GU/50FA).

3.4 CFR mixtures preparation

Two types of binder (10GU/90Slag and 50GU/50FA), two water-to-cement ratio values ($W/C = 0.8$ and 1), three binder rates $B_w\%$ (4%, 6% and 8%) were chosen for different cemented rockfill mixtures preparations. The CRF specimens were prepared in triplicate and for two curing times t (7 and 28 days) for a total of 72 specimens tested. Table 3 summarizes all the CRF mix recipes formulated.

Table 3 CRF mix recipes formulation

Types of binder	Binder rate $B_w\%$	Water-to-cement ratio (W/C)	Curing time t (days)	Number of specimens
10GU/90Slag or 50GU/50FA	4	0.8	7, 28	2x2x3 = 12
	6	0.8	7, 28	12
	8	0.8	7, 28	12
	4	1.0	7, 28	12
	6	1.0	7, 28	12
	8	1.0	7, 28	12

To mix the CRF ingredients altogether, a drum mixer was used (Figure 6a) to prepare a batch of CRF (Figure 6b), that has been quartered (Figure 6c) before pouring the plastic moulds of 15.24 cm diameter and 30.48 cm height three layers of equal thickness and which are pounded by 25 blows of a steel tamping rod (Figure 6d). The prepared 72 CRF moulds were then stored in a humid chamber under controlled conditions (temperature of $25 \pm 2^\circ\text{C}$ and a relative humidity $\text{RH} \geq 90\%$).

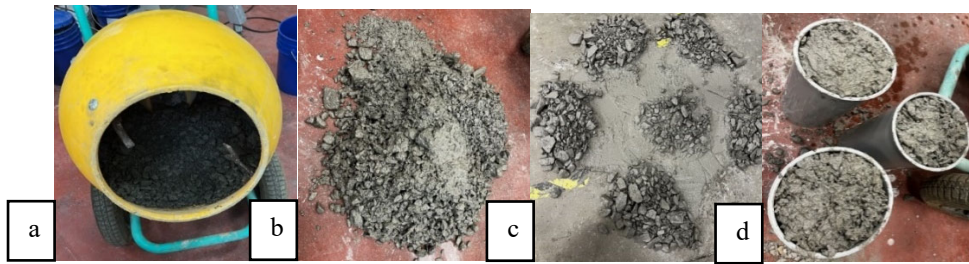


Figure 6 Cemented rock fill preparation (CRF): (a) drum mixer, (b) CRF mixing batch, (c) quartering of the mixing batch, and (d) three filled plastic moulds

3.5 Uniaxial compression tests

After each curing time, the moulds are removed from the humid chamber and the CRF specimens are extracted and capped. Then the specimens are subjected to uniaxial compression testing in accordance with ASTM C39/C39 M using a stiff mechanical press with a loading capacity of 100 kN and run at a constant displacement velocity of 1 mm per minute. The data acquisition system recorded the axial strain and the normal stress applied to the specimens during the test until its failure, which represents the stress-strain curve from which the peak value corresponds to the unconfined compressive strength (UCS). It should be noted that each UCS value after each curing time is the average from three values (triplicate).

4 Results and discussion

4.1 Unconfined compressive strength (UCS)

Tables 4 and 5 show the results of uniaxial compression tests on specimens prepared from the different CRF mix recipes. For the GU-Slag binder, the experimental values were 4508 kPa (max), 1329 kPa (min) and 2777 kPa (average). For the GU-FA type binder, the experimental values were 5093 kPa (max), 1002 kPa (min) and 2713 kPa (average).

Table 4 Values of experimental and predicted values of UCS for different recipes (binder type 10GU/90Slag)

Curing time (days)	W/C (-)	B_w% (%)	Experimental UCS (kPa)	Predicted UCS (kPa)	UCS_{pred} – UCS_{exp} (kPa)
7	0.8	8	2788	2613	-175
7	1	8	3211	2595	-616
7	0.8	6	1329	1977	648
7	1	6	1896	1928	32
28	0.8	8	4208	4350	142
28	1	8	4508	4276	-232
28	1	4	1500	2147	647

Table 5 Values of experimental and predicted values of UCS for different recipes (binder type 50GU/50FA)

Curing time (days)	W/C (-)	B_w% (%)	Experimental UCS (kPa)	Predicted UCS (kPa)	UCS_{pred} – UCS_{exp} (kPa)
7	1	4	1002	821	-181
7	0.8	6	1670	1522	-148
7	1	6	1949	1466	-483
7	1	8	2238	2275	37
7	0.8	8	4000	2334	-1666
28	1	4	1756	1719	-37
28	1	6	3157	3069	-88
28	1	8	3549	4763	1214
28	0.8	8	5093	4886	-207

4.2 Performance metrics of the UCS prediction

The performance metrics evaluated in this paper are the linear regression correlation coefficient (R), the root mean squared error (RMSE), and the normalized RMSE, which are given by the following equations:

$$R = \frac{\sum_{j=1}^N (y_j - \bar{y}_j)(\hat{y}_j - \bar{\hat{y}}_j)}{\sqrt{\sum_{j=1}^N (y_j - \bar{y}_j)^2} \sqrt{\sum_{j=1}^N (\hat{y}_j - \bar{\hat{y}}_j)^2}} \quad (6)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N (y_j - \hat{y}_j)^2} \quad (7)$$

$$\text{Normalized RMSE} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N (y_j - \hat{y}_j)^2} / [y_{j-\max} - y_{j-\min}] \quad (8)$$

where y_j and \hat{y}_j are the experimental values and the predicted values; \bar{y}_j and $\bar{\hat{y}}_j$ are the average of the experimental and predicted values; $y_{j-\min}$ and $y_{j-\max}$ are the minimum and maximum experimental values; and the predicted values and N is the total number of data points of the considered sample. The normalized RMSE produces a value between 0 and 1, where values closer to 0 represent better fitting/prediction models.

Figure 7 shows the affine linear regression lines (dashed) between the predicted and experimental UCS for the GU-Slag binder (Figure 7a) and the GU-FA binder (Figure 7b). It can be noted that the correlation coefficient is $R = 0.99$ for the predictions with the GU-Slag binder and $R = 0.97$ for the predictions with the GU-FA binder. Also shown in these figures are the 1:1 slope line.

The coefficient of correlation R indicates how strong the relationship between the experimental and the predicted uniaxial compressive strength. The high value of R (close to 1) means an excellent linear relationship between experimental values and predicted values obtained using the semi-empirical model (Eq. 1). Consequently, the semi-empirical predictive model can be considered efficient and accurate.

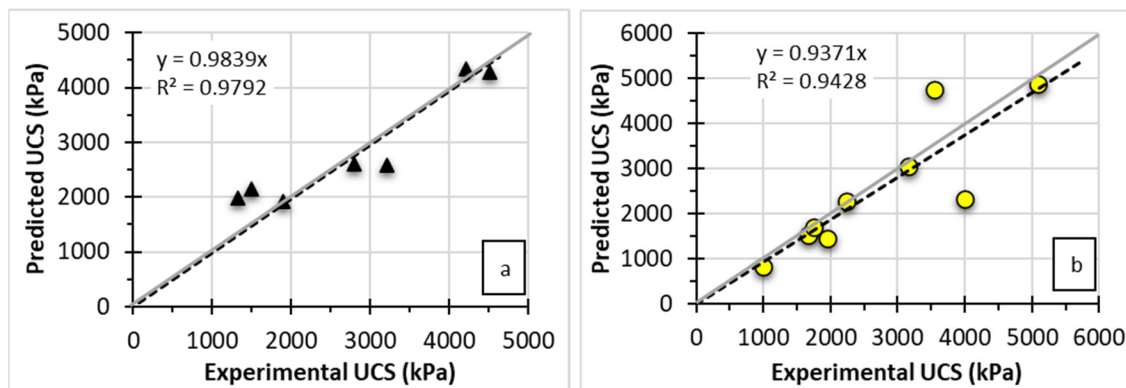


Figure 7 Linear regression curves, (a) for the 10GU/90Slag binder, and (b) for 50GU/50FA binder

Table 6 contains the experimental min and max UCS values as well as the RMSE and normalized RMSE. The closer the RMSE is to 0, the better the model prediction is. With normalized RMSE values of 0.14 and 0.17 it can be concluded that the predictions made using the semi-empirical model (Eq. 1) are very reasonable and acceptable.

Table 6 RMSE and normalized RMSE values of predicted UCS

Binder	UCS _{min} (kPa)	UCS _{max} (kPa)	RMSE (kPa)	Norm. RMSE (-)	R (-)
10GU/90Slag	1329	4508	434.8	0.14	0.99
50GU/50FA	2777	1329	714.2	0.17	0.97

5 Conclusion

This study aims to validate experimentally a new semi-empirical model recently developed for predicting the unconfined compressive strength (UCS) of cemented rockfills (CRF). From this study, the following conclusions can be drawn:

The new semi-empirical model seems a versatile solution for better predicting the UCS while taking into consideration several physical and mix design parameters such as the water-to-cement ratio (W/C), the types of binder (slag-based or fly ash-based), the rate of binder ($B_w\%$), the waste

rock particles gradation (D_{50} and d_{min}), the waste rock relative density (G_s), and the CRF curing time.

The semi-empirical model can estimate the UCS in an efficient manner when varying the curing time, which is a main parameter in the process of the required strength development.

Comparing experimental and predicted uniaxial compressive strength has shown a correlation coefficient (R) that is close to 1 and a normalized root mean squared error (RMSE) that is relatively low (< 0.2). This means that the semi-empirical model is reliable and accurate.

The semi-empirical model will provide the opportunity of developing an efficient CRF production quality control (QC) procedure.

Acknowledgement

The authors would like to thank their university, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT) and the Government of Canada for their financial support through the Research and Creation Grants – Support for the realization of short projects (#FIRC/FUQAT 2021-2022), and the NSERC Discovery Grant (#RGPIN-2019-04946), respectively. The authors would also like to acknowledge the AEM Ltd for their partnership and financial support through the Research Institute of Mines and Environment (RIME).

References

- Arioglu, E 1984, 'Design aspects of cemented aggregate fill mixes for tungsten stoping operations.' *Mining science and technology*: 209-214.
- ASTM C128-15, 2015, 'Standard test method for relative density (specific gravity) and absorption of fine aggregate.' *ASTM International*, West Conshohocken, PA, www.astm.org.
- ASTM C136, 2006, 'Standard Test Method for Sieve Analysis of Fine and Coarse Aggregates.' *Annual Book of ASTM Standards*, pp. 3–7, doi: 10.1520/C0136.
- ASTM C39/C39 M, 2021, 'Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens.' *Annual Book of ASTM Standards*, Vol. 04:02.
- Belem, T & Benzaazoua, M 2008, 'Design and application of underground mine paste backfill technology.' *Geotechnical and Geological Engineering*, 26(2), 147-174.

- Belem, T 2020, 'Semi-empirical models for predicting the unconfined compressive strength of virtual uncemented rockfill (RF) and cemented rockfill (CRF).' *Internal Report*, Research Institute on Mines and Environment (RIME), 19 p.
- Benzaazoua, M, Belem, T & Bussière, B 2002, 'Chemical aspect of sulphurous paste backfills mixtures.' *Cement and Concrete Research*. 32(7):1133–1144.
- Benzaazoua, M, Fall, M & Belem, T 2004, 'A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill.' *Minerals Engineering*. 17(2):141–152.
- Hane, I, Belem, T, Benzaazoua, M, & Maqsoud, A 2017a, 'Laboratory characterization of cemented tailings paste containing crushed waste rocks for improved compressive strength development.' *Geotechnical and Geological Engineering*, 35(2), 645-662. DOI 10.1007/s10706-016-0131-6.
- Hane, I, Belem, T, Benzaazoua, M, & Maqsoud, M 2017b, Mechanical characteristics of paste aggregate fill (PAF). *First International Conference on Underground Mining Technology*, Sudbury, Canada.
- Hane, I, Belem, T & Benzaazoua, M 2018, 'Cemented Rock Fill (CRF) Plant Laboratory test methods for Kirkland Lake Gold (KL).' *Final Report* PU-2017-11-1172, 23p.
- Hedley, DGF 1995, *Final report on the stiff backfill project for M.RD.*, Mining Research Directorate, Canadian Rockburst Research Program, Sudbury, Ontario, January 1995.
- Annor, A.B 1999, *A study of the characteristics and behaviour of composite backfill material*, Ph.D. Thesis, McGill University, 396 p.
- Farsangi, PN, Hayward, AG, Hassani, FP 1996, 'Consolidated rockfill optimization at Kidd Creek Mines.' *CIM bulletin* 89(1001):129–34.
- Farsangi, PN 1996, *Improving rockfill design in open stoping*. Ph. D Thesis, McGill University, Montreal, Quebec.
- Stone, DMR 1993, 'The optimization of mix designs for cemented rockfill.' In *Minefill*, Vol. 93, pp. 249-253.
- Gonano, LP, Kirkby, RW, & Dight, PM 1978, *Triaxial testing of cemented rockfill*. Technical Report 72, CSIRO, Australia.
- Lamos, AW & Clark, IH 1993, 'The influence of material composition and sample geometry on the strength of cemented backfill.' *Proceedings of Fourth International Symposium, Innovations in Mining with Backfill*, Montreal, October 2-5, 1989: Publication A.A. Balkema, pp. 89-94.
- Mitchell, R, & Wong, B 1982, 'Behaviour of cemented tailings sands.' *Canadian Geotechnical Journal*. 19 (3). 289-295.

- Gélinas, LP 2021, *Current knowledges on arctic cemented rockfill (CRF) cured in permafrost conditions*. Internal AEM document #6128-000-100-TCR-001. Technical report.
- Stone, DMR 2007, 'Factors that affect cemented rockfill quality in Nevada Mines.' *CIM Bulletin*, vol. 100, No. 1103, p. 1-6.
- Villaescusa, E 2003, 'Global extraction sequences in sublevel stoping.' *Proceedings of 12th International Symposium on Mine Planning and Equipment Selection*, (1) 9-17.
- Vennes, I 2014, *Determination of cemented rockfill strength with large scale UCS tests under In-situ conditions*. Thesis, McGill University, 100 p.
- Yu, T 1989, 'Some factors relating to the stability of consolidated rockfill at Kidd Creek.' *Innovations in Mining Backfill Technology*. 279-286.

ANNEXE B ARTICLE – EMPIRICAL VALIDATION OF A MODEL FOR PREDICTING THE COMPRESSIVE STRENGTH OF CEMENTED ROCKFILL: ADVANCING QUALITY CONTROL METHODOLOGIES

Ghada Rafraf^{1,3}, Tikou Belem¹, Louis-Philippe Gélinas², Hatem Mrad¹, Abdelkader Krichen³

¹Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT), Rouyn-Noranda, PQ, Canada, ghada.rafraf@uqat.ca;
tikou.belem@uqat.ca; hatem.mrad@uqat.ca

²Agnico Eagle Mines Limited, Support and Development Center (CSD), Rouyn-Noranda, PQ, Canada, Louis-
Philippe.Gelinas@agnicoeagle.com

³Université de Sfax, École Nationale d'Ingénieurs de Sfax (ENIS), Sfax, Tunisia, krichenabdelkader@yahoo.fr

Abstract:

To tackle the issues associated with mine waste management, adopting a sustainable strategy involves repurposing solid waste into raw materials. This practice contributes to the development of conventional mine backfills, notably cemented rockfills (CRF). CRFs are widely employed in the mining sector due to their capacity to deliver high unconfined compressive strength (UCS) and ensure effective ground stability and control. Despite their prevalence, the intricate preparation procedures, and diverse composition of CRFs have hindered their broad acceptance. Moreover, the lack of a systematic design to facilitate binder usage control for CRFs further exacerbates this challenge in the mining industry.

The objective of this study is to develop a thorough technical quality control procedure for CRF mixtures, with a specific focus on predicting their compressive strength. The methodology encompasses the initial empirical validation and calibration of an existing semi-empirical model, utilizing laboratory-prepared mixtures with diverse formulations. Once successfully validated, the semi-empirical model is intended for broader application through the creation of a user-friendly application for predicting constants.

Subsequently, a pragmatic quality control (QC) procedure of CRF will be implemented, integrating fundamental relations and gravimetric water content determination.

The outcomes illustrate the reliability of the semi-empirical model in predicting the UCS of CRF and cement slurry. This predictive capacity underwent assessment through linear regressions, revealing correlation coefficients close to 1. An application has been devised to forecast parameters associated with the type of cement used in CRF mixtures, streamlining the prediction of suitable values based on experiment-related data. Furthermore, the results emphasize the importance of vigilant monitoring of geotechnical parameters (final wet density, dry density, gravimetric water content) and a meticulous selection of components for cemented rockfill mixtures to uphold their stability.

Keywords: Cemented rockfill (CRF), Unconfined compressive strength (UCS), Semi-empirical predictive model, Empirical validation, CRF mixtures formulation, Quality control (QC)

Introduction

Recent research indicates that ongoing mining operations and geological exploration in the Province of Quebec have a direct impact on the growth of its Gross Domestic Product (GDP). According to expert estimates using 2018 data, the mining sector's overall contribution to the GDP was approximately 9 billion Canadian dollars (Quebec Mining Association - QMA, 2019). Despite being a significant contributor to GDP development, the mining industry generates a substantial amount of solid waste that can be reactive, leading to acidic water formation (Bussière, 2007; Aubertin et al., 2002; Amaratunga & Yaschyshyn, 1997). In response to this environmental challenge, the mining sector has adapted its underground mining methods by recycling waste as structural components. This adjustment aims to minimize the environmental hazards associated with surface storage of solid waste, particularly of secondary ground support).

Fine tailings can find application as either paste fill or hydraulic fill, while waste rock can be utilized as rock fill depending on the mining method employed. To achieve this, the mining industry requires appropriate, reliable, and validated analytical tools to evaluate the stability and strength of backfill accurately, especially rockfills. Presently, due to technological advancements, mining operation are reaching unprecedented depths (e.g., exceeding 2.5 km at the LaRonde mine in Abitibi-Témiscamingue region), resulting in highly elevated natural stresses induced by ore extraction. These conditions can lead to localized seismic events, causing vibrations in the rock, which can have detrimental consequences for the mine. Despite the satisfactory performance of cemented rockfill (CRF), this type of backfill is often inadequately designed and not fully exploited (Gonano et al., 1978; Yu, 1989; Stone, 1993; Hedley, 1995; Farsangi et al., 1996; Farsangi, 1996; Annor, 1999; Hane et al., 2018). Through the literature, several authors have proposed empirical and semi-empirical models for predicting the unconfined compressive strength (UCS) of CRFs, primarily based on the binder ratio by mass, the water-to-cement ratio, and the expected porosity of the mixture (Mitchell & Wong, 1982; Arioglu, 1984; Yu, 1989; Lamos & Clark, 1993; Hedley, 1995; Annor, 1999; Belem, 2020).

Existing Semi-empirical Models

In order to develop a tool to assist in the formulation of cemented rockfills (CRFs), a semi-empirical model for predicting the Unconfined Compressive Strength (UCS) of CRFs was developed at the Research Institute of Mines and Environment (RIME). This model is presented as follows (Belem, 2020, *personal communication*; Rafrat et al., 2023):

$$UCS_{pred} = A_c \times G_{s-WR} \left(\frac{D_{50}}{D_{min}} \right)^{-n} \left([1 + t_r]^{-1.625} \left[1 + \left(\frac{W}{C} \right)^{-2} + (B_{w\%})^{1.5} \right]^{-2} \right)^{-m} \quad (\text{Equation 1})$$

where, A_c represents the “critical” unconfined compressive strength of the intact rock forming the waste rock (kPa); G_{s-WR} denotes the specific gravity of the waste rock; D_{50}/D_{min} is the particle size ratio between the median and the minimal particle size (D_{min} is fixed at 10 mm for fine particles); t_r signifies the relative curing time, calculated as $(t/10)$ days, where t is the curing time in days; W/C represents the water-to-cement ratio, $B_{w\%} = 100 \times \text{mass}_{binder} / \text{mass}_{waste-rock}$ is the binder rate; n and m are the particle size adjustment factor and exponent, respectively, expressing the effect of the binder type. These values are determined empirically.

The performance of this semi-empirical model was tested using preliminary experimental data. While the model accounts for geomechanical characteristics and exhibits promise in predicting uniaxial compressive strength, limitations arise concerning its sensitivity to changes in these parameters. More specifically, the model appears to be weakly sensitive to changes in the W/C ratio, particularly within the industry-recommended range of 0.7 to 1.2, or the diameters D_{50} and D_{min} (Rafrat et al., 2023). Additionally, minimal variations in UCS values are noted when adjusting the median particle size (D_{50}) during model testing for the formulation of cemented rock fill mixtures. This observation indicates a limited impact on uniaxial compressive strength. In summary, although the model displays some capabilities, it falls short in predicting the strength of neat cement strength after hardening.

To address the shortcomings of the original model for predicting the UCS of CRFs (Belem, 2020, *personal communication*; Rafrat et al., 2023), a significantly enhanced version of the model has been proposed. This improved model, which can predict the compressive strength of both hardened neat cement and cemented rockfill, is given as follows (Belem, 2023, *personal communication*):

$$UCS_{pred}(j) = (\gamma_{bulk,j})^2 h_r \left[b f_{GSD}(r_d)^m + \left(1 + b \left[f_{GSD} B_{w\%}(r_d)^{-m} \right] \right) \alpha_{i,j} \left(\frac{W}{C} \right)^{-d} \sqrt{t_R} \right] \quad (\text{Equation 2})$$

and

$$f_{GSD} = 1 + \exp\left(-\frac{1}{4}\left[\frac{\%P_{10mm} - \mu}{\sigma}\right]^2\right) \quad (\text{Equation 3})$$

where, $\gamma_{\text{bulk},j}$ (kN/m³ or kPa/m) is the bulk or total unit weight of waste rock or neat cement slurry; λ is unit weight adjustment factor for model calibration with experimental; h_r (m) is representative elementary height (REH); b is the parameter for selecting neat cement ($b = 0$) or CRF ($b = 1$) in the model; f_{GSD} is the weighting factor for the contribution of fine particles (their proportion) to the strength development (a Gaussian-type function with mean value μ and standard deviation σ , see Equation 2), where $\%P_{10mm}$ is the percentage of particles with a diameter smaller than 10 mm (fines); $r_d = D_{\text{max}}/D_{\text{min}}$ is the particle size ratio between the maximal (D_{max}) and the minimal (D_{min}) particle size (D_{min} is fixed at 10 mm for fine particles); $B_w\%$ is the binder ratio; $\alpha_{i,j}$ = weighting factor for the mixture: i = binder type (e.g., Portland cements GU or HE, GU-FA, GU-Slag, etc.) and $j = 1$ for CRF or $j = 0$ for neat cement slurry (if $j = 0$ then $b = 0$, and if $j = 1$ then $b = 1$); W/C is the water-to-cement ratio; t_R is the relative curing time ($= t/t_0$, where t = target curing time and t_0 = reference curing time and $t_0 = 1$ day).

Figure 1 depicts the Gaussian evolution curve of the parameter f_{GSD} as a function of the percentage of fine particles ($D < 10$ mm) with a mean value centered at the optimal proportion, $\mu = 30\%$, and a standard deviation of the fine particles proportion, $\sigma = 5\%$, based on the ideal particle size distribution curve model. Ideal particle size distribution curves can be used as the target for modifying the size distribution of combinations of classes. The ideal curves are assumed to lead to the optimal packing of granular mixtures (Fuller & Thompson, 1907; Talbot & Richard, 1923): $P(D) = (D/D_{\text{max}})^q$, where D is the opening size of a sieve, D_{max} is the maximum particle size and $P(D)$ is the fraction of the material that passes a sieve with the opening size of D . The value of q was initially considered constant and equal to 0.5 by Fuller and Thompson (1907). [48] This optimal proportion ($\mu = 30\%$) was set according to the shape of the Fuller-Thompson or Talbot-Richard curve with $q = 0.5$. Table 1 presents the different values of the model's parameters.

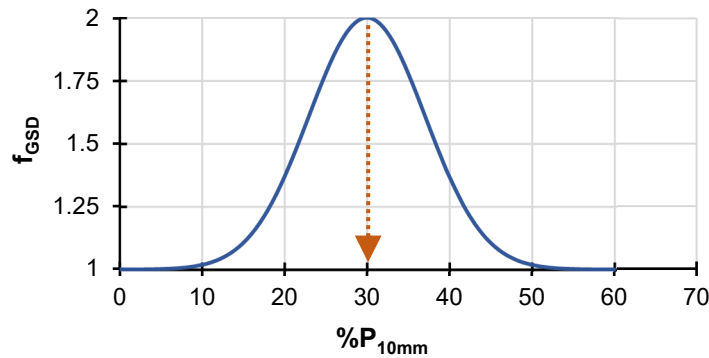


Figure 31. Parameter f_{GSD} Gaussian curve as a function of the percentage of fine particles

Table 1. Empirical values of the model's parameters applicable to both CRF and neat cement slurry

Parameter		Neat cement slurry (j = 0; b = 0)	CRF (j = 1; b = 1)
Void ratio	e_{WR}	–	0.3
Porosity	n_{WR}	–	0.232
Water content	w_{WR}	–	~0.02
constant	m	–	0.35
REH	h_r (m)	4	4
Factor	λ	0.978	2.12
constant	b	0	1
Factor	α_i	Undefined	Undefined
Constant	d	1.5	1.5

Equation 2 allows for predicting the UCS of the CRF for a given curing time (t), given the binder ratio ($B_{w\%}$), as well as the water-to-cement ratio (W/C) to be used (along with the CRF placement porosity, n_{WR}). Moreover, this semi-empirical model could also be rearranged so that it could be used for the formulation of optimal CRF recipes. To achieve this, it should allow predicting the optimal binder ratio ($B_{w\%-\text{optimal}}$) knowing the target water-to-cement ratio (W/C)_{target} and (UCS)_{target} (see Equation 4), or predicting the optimal water-to-cement ratio (W/C)_{optimal} knowing the target binder ratio ($B_{w\%-\text{target}}$) and (UCS)_{target} (see Equation 5):

$$(B_{w\%})_{\text{optimal}} = \frac{(r_d)^m}{f_{\text{GSD}}} \left[\frac{\left(\frac{W}{C}\right)_{\text{target}}^d}{\alpha_i \sqrt{t_R}} \left(\frac{UCS_{\text{target}}}{(\gamma_{\text{bulk}})^\lambda h_r} - f_{\text{GSD}} (r_d)^m \right) - 1 \right] \quad (\text{Equation 4})$$

$$\left(\frac{W}{C}\right)_{\text{optimal}} = \left[\frac{\frac{UCS_{\text{target}}}{(\gamma_{\text{bulk}})^\lambda h_r} - f_{\text{GSD}} (r_d)^m}{\left(1 + \frac{f_{\text{GSD}}}{(r_d)^m} B_{w\%-\text{target}}\right) \alpha_i \sqrt{t_R}} \right]^{-\frac{1}{d}} \quad (\text{Equation 5})$$

Response of the Improved Model to Variations in the W/C Ratio of CRFs

Figure 2 illustrates the comparison of the model's response in predicting UCS based on the W/C ratio, for a maximum particle diameter of 2 inches, a curing time of 7 days, and three binder rates $B_w\%$ (4, 6, and 8%). It is well known that the addition of water to the mix consistently results in a decrease in the strength of the backfill. Consequently, the UCS generally diminishes with an increase in the W/C ratio. From Figure 2b, it can be observed that a substantial decline is evident as the W/C ratio increases, aligning with what is expected. This improved model appears to better capture the effect of water addition on the predicted UCS through the W/C parameter.

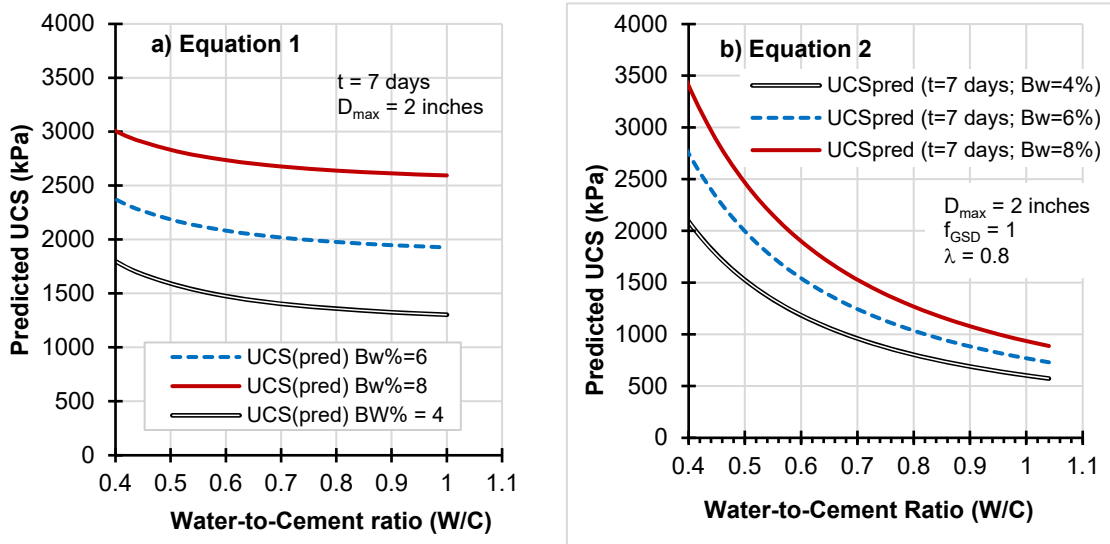


Figure 32. Comparison of the model's response in predicting UCS based on the W/C ratio for a curing time of 7 days and $D_{max} = 2$ inches: a) original model (Equation 1), b) improved model (Equation 2)

Response of the Improved Model over Curing Time of Hardened Neat Cement

The curves depicted in Figure 3 illustrate the evolution of predicted UCS as a function of curing time for three water/cement ratios (0.82, 1 and 1.2). It's noteworthy that over time, the neat cement slurry hardens, leading to an increase in uniaxial compressive strength. It should be emphasized that the prediction of UCS for the W/C ratio of 0.82 could be compared to the experimental data obtained from Glencore's Raglan mine ($\lambda = 2.12$, $\alpha_{GU} = 1.4$). Furthermore, to achieve optimal strength, it is advisable to reduce the water-to-cement ratio and allow sufficient curing time for the neat cement slurry. These curves showcase the capability of the improved semi-empirical model to predict UCS accurately and robustly, taking into account the influencing parameters.

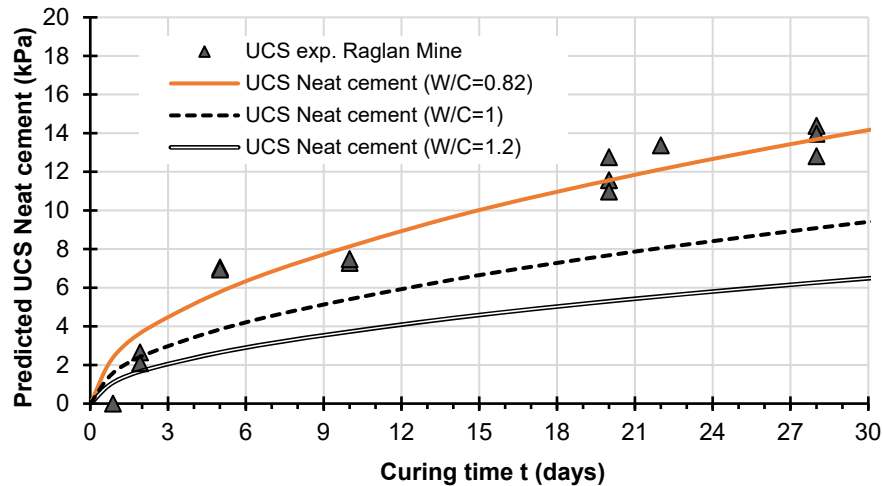


Figure 33. Predicted UCS of hardened neat cement as a function of curing time

Methodology

Waste rocks

The waste rock received from the Canadian Malartic mine (CMM) exhibits a diameter range of 0 to 50 mm. To create mixes for cemented rock fill (CRF), the material undergoes homogenization using a mechanical shovel and is stored in 20-liter plastic pails. To gain deeper understanding of CRF characteristics, a sample was collected to characterize the waste rocks. Analysis revealed that the average specific gravity (G_s) of the waste rock was 2.8. Figure 3 illustrates the particle size distribution of the waste rocks. It's noteworthy that approximately 38.8% of the particles are fine particles (diameter $D < 10$ mm), which is crucial for achieving the desired optimal strength of the CRF (e.g., Vennes, 2014).

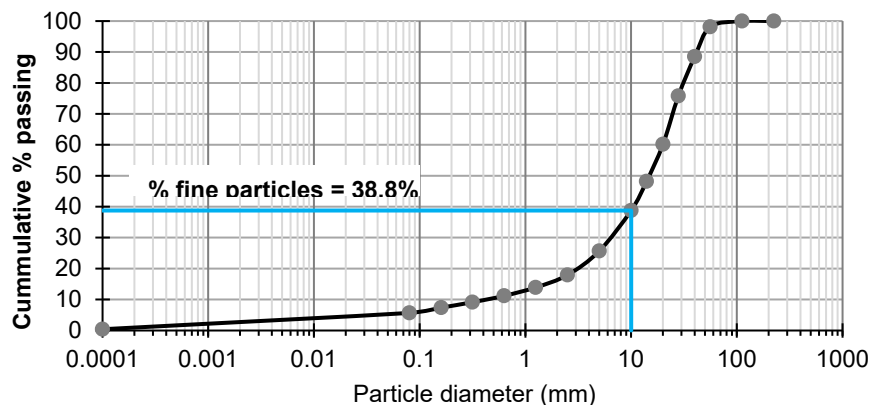


Figure 34. Particle size distribution of the waste rocks from Canadian Malartic Mine (Rafraf et al., 2023)

Binder types

For the preparation of cemented rock fill specimens, two binder types were selected: general use Portland cement (GU) and a blend of 20% of GU and 80% of ground granulated blast furnace slag (GGBFS or Slag). These two binder types are widely utilized in the mining industry due to their demonstrated effectiveness (Hassani & Archibald, 1998; Farsangi, 1996).

For the preparation of neat cement slurry specimens, two binder types were employed: GU alone and GU/Slag, consisting of 55% GU and 45% Slag. These blending percentages were chosen to expedite the cement hydration process, given the limited curing time of only three days.

Mixing water

The mixing water employed for crafting the cemented rock fill specimens originates from the municipal water supply of Rouyn-Noranda, Canada. This decision is supported by the observation that utilizing recycled mine process water has the capacity to reduce the strength of the CRF by approximately 50% in comparison to CRF produced using tap water. Additionally, the consistent availability and accessibility of tap water further contribute to the suitability of this choice (Gélinas, 2021).

CRF Mixes

The investigation employed water-to-cement ratios of 1 and 1.2 as key parameters. Additionally, three binder ratio ($B_w\%$) values were explored, namely 4%, 6%, and 8%. The CRF placement porosity (n_{WR}) was set to 0.27 (or 27%), corresponding to a void ratio (e_{WR}) 0.37, was selected. The equivalent solids mass concentration ($C_{w\%}$) ranged from 94% to 97%. Specimens underwent curing for two distinct times: 14 and 28 days, within a humid chamber with relative humidity (RH) exceeding 90% and a temperature of $22 \pm 2^\circ\text{C}$, simulating underground conditions. Table 2 details the various recipes used in the experimentation.

Table 2: Formulation of CRF mix recipes

Binder	Curing time (days)	Water-to-cement (W/C)	Binder ratio B_w (%)	Number of specimens
GU alone / 20%GU-80%Slag	14, 28	1	4	12
	14, 28	1	6	12
	14, 28	1	8	12
	14, 28	1.2	4	12
	14, 28	1.2	6	12
	14, 28	1.2	8	12

Neat Cement Slurry Mixes

The investigation involves the variation of the water-to-cement (W/C) ratio (0.8, 1.0, and 1.2) across six distinct neat cement slurry formulations. The total porosity values (n) for placement will be varied based on the W/C ratio and the relative density of the neat cement slurry ($G_{s-slurry}$). Two types of binder, GU alone and 55%GU / 45%Slag, were chosen. The neat cement slurry will then be poured into approximately fifty small plastic molds measuring 1.2 inches in diameter (30 mm) and 2.4 inches in height (approximately 60 mm). These molds will be placed in a humid chamber with a relative humidity (RH) exceeding 90% and a temperature of $22 \pm 2^\circ\text{C}$, mimicking underground conditions. The curing process will extend over three days.

Unconfined (uniaxial) Compression Testing

After each curing time, both CRF and neat cement molds are removed from the humid chamber and capped. Subsequently, employing a rigid mechanical press with a 100 kN loading capacity and maintaining a constant displacement velocity of 1 mm per minute, the specimens undergo

unconfined/uniaxial compression testing following ASTM C39/C39 M standards. The data acquisition system records axial strain and normal stress until failure, facilitating the generation of a stress-strain curve. The peak value on this curve denotes the unconfined compressive strength (UCS).

Quality Control Methodology

To determine the ultimate water content of the CRF, the fragments from each specimen are collected, weighed, and subjected to drying after the breaking of the CRF cylinders. As a quality indicator for the CRF cast in a mold, the air void percentage ($A_v\%$ = volume of air/total volume) and the initial and ultimate wet densities of the test specimens are computed. Furthermore, the total/bulk and dry densities are assessable (post-casting the CRF and post-breaking), allowing for comparison with the UCS values obtained.

Results and Discussion

Model Calibration for CRF

Deriving a value of $\alpha_{i,j}$ for each binder type becomes imperative to optimize the effectiveness of the improved semi-empirical prediction model (Equation 2) for predicting the strength of cemented rock fill. The primary emphasis is on fitting two distinct values, one tailored for the GU-type binder and the other for the GU-Slag binder. Table 3 presents the results obtained from the Python code employed for model calibration, taking into consideration the breaking outcomes of the CRF specimens.

Table 3: Different fitting values of $\alpha_{i,j}$ for the two types of binder

Binder type	GU	20% GU / 80% Slag
α_i values ($j = 1 = \text{CRF}$)	2.27	1.89

Figures 5 and 6 illustrate histograms displaying both the experimental and predicted UCS values. Emphasizing the capability of the improved semi-empirical model to accurately forecast strength for both types of binder, it integrates key parameters associated with the formulation of cemented rock fill recipes. In practical terms, the outcomes are influenced by variables including the water-to-cement ratio (W/C), binder ratio ($B_w\%$) and curing time (t). The histogram's juxtaposition of predicted and experimental values underscores a substantial agreement between the two sets of data.

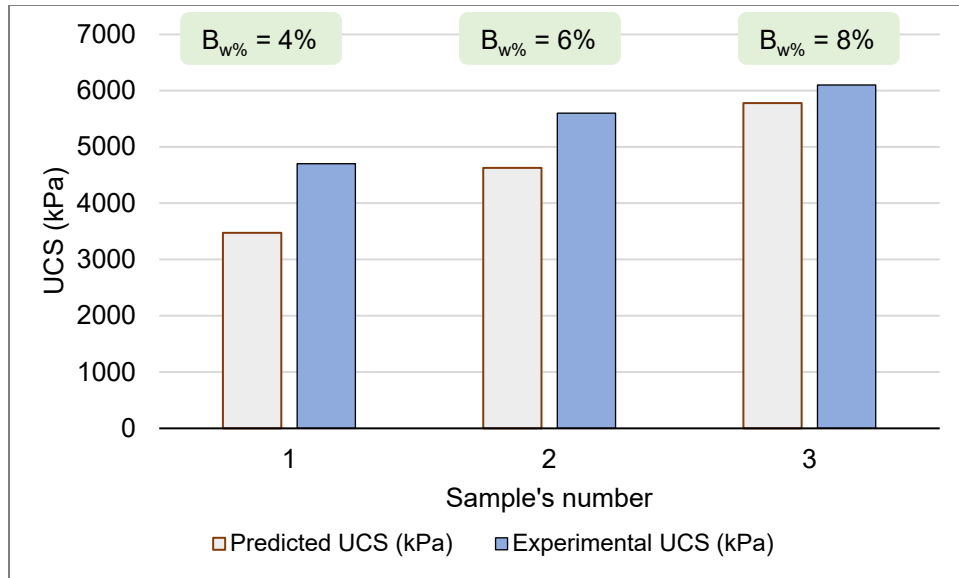


Figure 35. Comparison between predicted and experimental UCS of CRF prepared with GU cement, under conditions of W/C of 1 and curing time (t) of 28 days

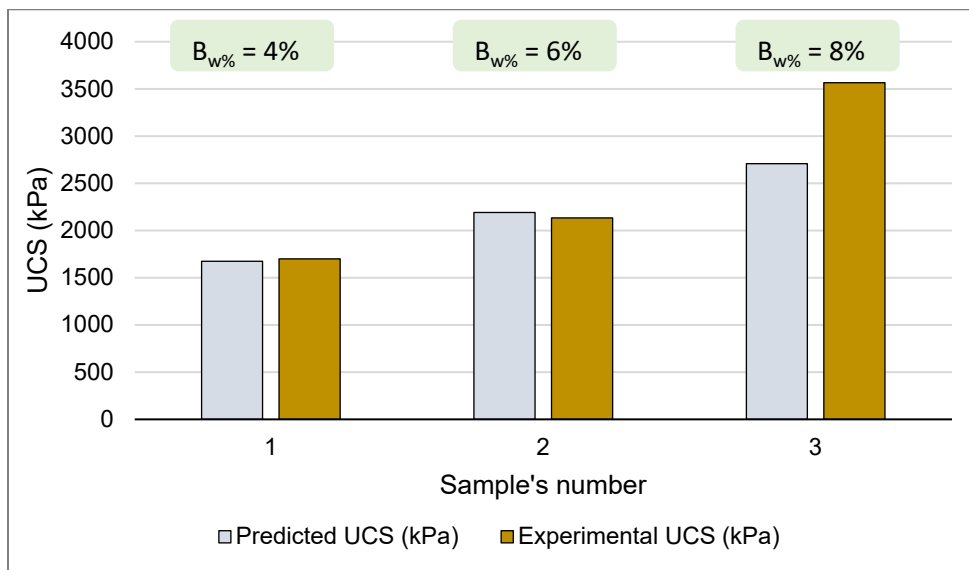


Figure 36. Comparison between predicted and experimental UCS of CRF prepared with GU-Slag binder, under conditions of W/C of 1 and curing time (t) of 14 days

Performance Metrics of the UCS Prediction of the CRF

Linear regression

To enhance the assessment the improved semi-empirical model's predictive capability for uniaxial compressive strength (UCS), the linear regression correlation coefficient is computed. The correlation coefficient (R) is derived from the following equation:

$$R = \frac{\sum_{j=1}^N (y_j - \bar{y}_j)(\hat{y}_j - \bar{\hat{y}}_j)}{\sqrt{\sum_{j=1}^N (y_j - \bar{y}_j)^2} \sqrt{\sum_{j=1}^N (\hat{y}_j - \bar{\hat{y}}_j)^2}} \quad (\text{Equation 6})$$

where y_j represents the experimental values, \hat{y}_j stands for the predicted values, \bar{y}_j is the average of the experimental values, and $\bar{\hat{y}}_j$ is the average of the predicted values.

A higher correlation between the predicted and experimental UCS is indicated when the correlation coefficient (R) approaches 1. The linear regressions illustrating the relationship between the experimental and predicted UCS values for the two types of CRF mixes, are presented in Figure 7.

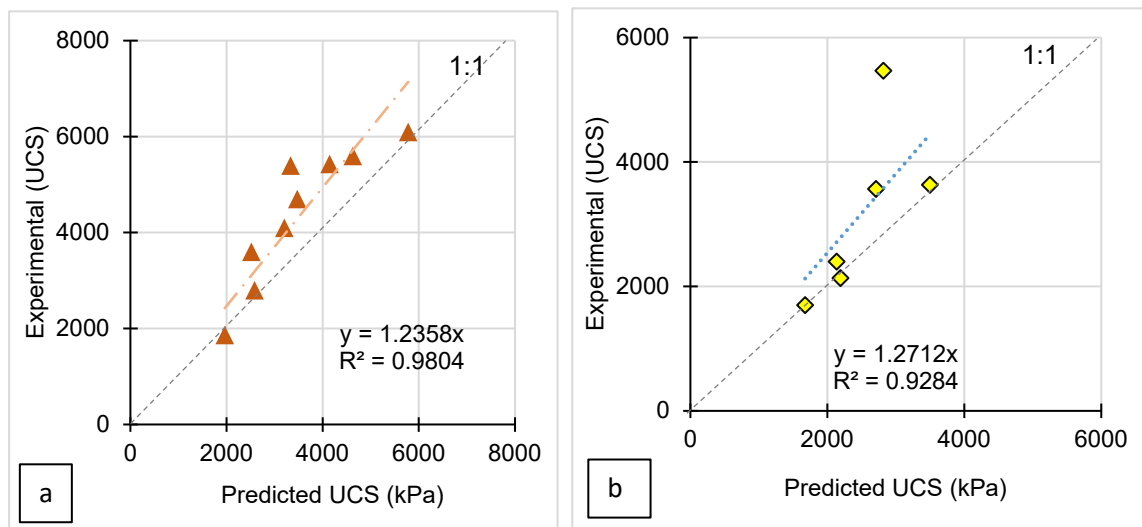


Figure 37. Linear regression curves (a) for the GU cement, and (b) for 20GU/80Slag binder

Remarkably, in the case of CRF prepared with de GU cement, the data points illustrating the relationship between the two sets of values are almost closely aligned around the linear regression line. Additionally, the coefficient of determination (R^2) is calculated to be 0.9804, corresponding to a correlation coefficient (R) of 0.99. For the GU-Slag type of binder, although two points are somewhat scattered, most of the points closely adhere to the linear regression line, yielding a correlation coefficient (R) of 0.96. These findings underscore the efficiency and robustness of the model in predicting the UCS of cemented rockfills.

A small application was built to assess the model's calibration by determining the optimal value of $\alpha_{i,j}$, a parameter closely linked to the binder ratio.

Model Calibration for Neat Cement Slurry Strength

To develop a reliable tool for predicting the uniaxial compressive strength of neat cement slurries (water + cement), it is pertinent to fine-tune the constant, considering distinct outcomes for the two tested binder types. Table 4 presents the specific values associated with each type of binder, while Table 5 compares the experimental and predicted UCS values for different neat cement formulations.

Table 4. Different fitting values of $\alpha_{i,j}$ for the two types of binder

Binder type	GU	55% GU / 45% Slag
α_i values ($j = 0 = \text{neat cement}$)	3.3	1.2

Table 5. Comparison of experimental and predicted UCS values across various neat cement formulations.

Binder Type	W/C	t (days)	UCS _{pred} (kPa)	UCS _{exp} (kPa)	(UCS _{pred} - UCS _{exp}) (kPa)
GU-Slag	0.8	3	3782.4	3199.4	583.0
	1	3	2445.5	2513.4	-67.9
	1.2	3	1733.2	2231.7	-498.5
GU	0.8	3	10925.1	12717.8	-1792.7
	1	3	7011.5	8388.4	-1376.9
	1.2	3	4942.2	5973.5	-1031.3

Performance Metrics of the UCS Prediction of the Neat Cement Slurry

The effectiveness of the improved semi-empirical model in predicting the uniaxial compressive strength of the neat cement will be assessed through the examination of linear regression curves.

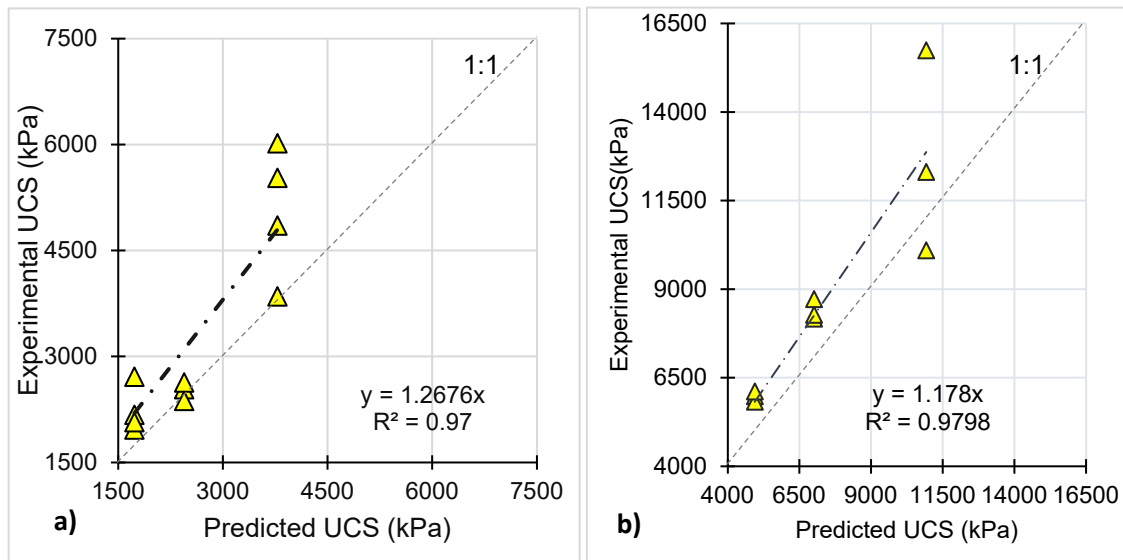


Figure 38. Linear regression curves, (a) for the GU/Slag binder, and (b) for GU binder

In the case of both binder types, the linear regressions illustrated in Figure 9 demonstrate a robust correlation between the experimental and predicted values. Specifically, the data points align closely with the linear regression line, indicating a strong relationship. Notably, the coefficient of determination (R^2) stands at 0.97, and the correlation coefficient (R) is 0.98, approaching unity. This observation suggests a high degree of resilience in the model.

Quality Control Methodology

Relationship Between Air Voids and the UCS

A notable correlation was observed between the percentage of air voids and the uniaxial compressive strength of cemented rock fill. The presence of air in cemented rock fill was found to directly influence its strength, introducing potential weak points in its structural composition. It is advisable to monitor the compaction process of fabricated cemented rockfills. Figure 10 visually depicts this correlation for selected samples.

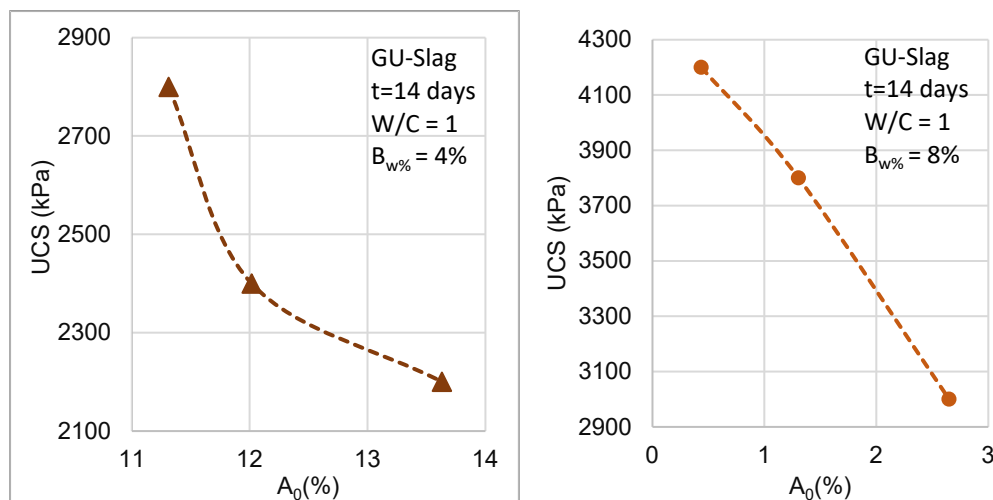


Figure 39. Variation in UCS as a function of A_0 (%) for CRF prepared with GU-Slag binder

Final Gravimetric Water Content

The highest gravimetric water content at final stage ($W_{final\%}$) is inversely correlated with the lowest uniaxial compressive strength. This correlation underscores that the presence of water, both in backfill mixes in general and specifically in cemented rockfill, inevitably leads to a reduction in strength. Such a reduction can significantly impact the stability and longevity of structures, as depicted in Figure 11. Notably, at a water-to-cement ratio of 1.2, cemented rockfill mixes exhibit a larger final water content, given their inherent higher water proportion. This outcome emphasizes the direct influence of water-to-cement ratio on the final classification of cemented rock fill. To ensure the attainment of the required strength, vigilant monitoring of the final gravimetric water content in cemented rock fill is essential, as illustrated in Figures 12 and 13.

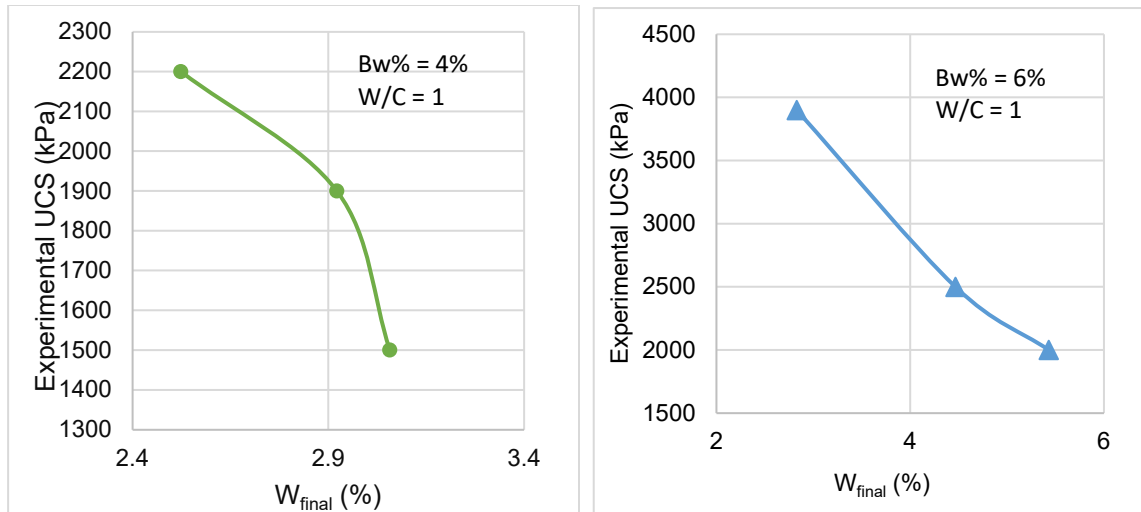


Figure 40. Variation in UCS as a function of W_{final} (%) for CRF prepared with GU cement and at curing time of 14 days

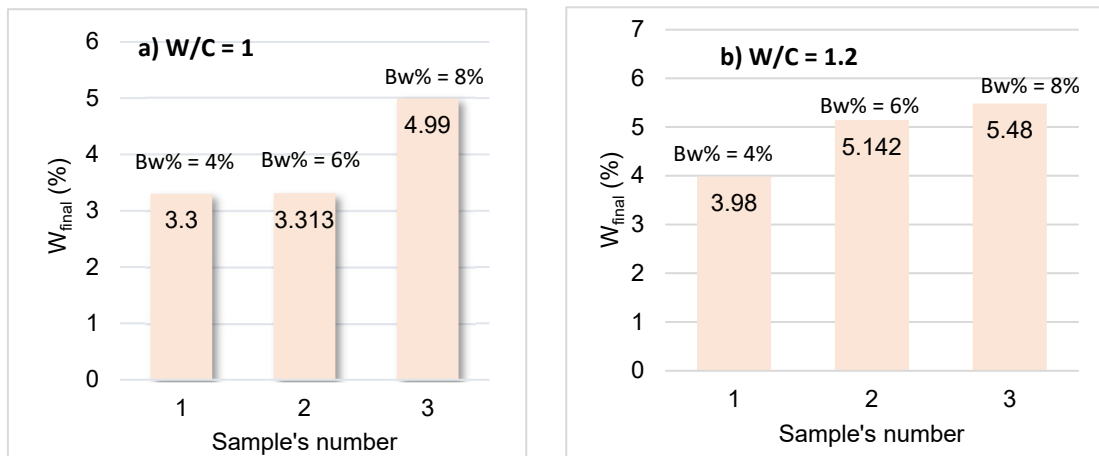


Figure 41. Variation in final gravimetric water content percent of CRF prepared with GU-Slag binder for a curing time of 14 days

Conclusion

This research aims to experimentally validate an improved semi-empirical model for predicting the uniaxial compressive strength (UCS) of both cemented rock fill (CRF) and hardened neat cement. Key conclusions drawn from this study include:

- The improved prediction model incorporates various mixes and geotechnical parameters (such as curing time, binder ratio, particle size distribution, water-to-cement ratio, binder type, and porosity) to accurately predict the strengths of cemented rock fill, ensuring a comprehensive approach.
- Strong correlations were observed between the experimental and predicted UCS values. Specifically, a correlation coefficient (R) of 0.99 was noted for CRF made with GU cement, and $R = 0.96$ for CRF made with GU-Slag binder, indicating the robustness of the model.
- The study revealed significant correlation between the experimental and predicted UCS values for hardened neat cement, with correlation coefficients of 0.97 for GU neat cement and 0.98 for GU-

Slag neat binder. These results emphasize the reliability of the improved semi-empirical prediction model for neat cement slurry.

- Despite an W/C ratio of 1.2 falling within the industry-recommended range for designing cemented rockfill, the study suggests that considering a variation range of 0.7 to 1 may be beneficial to maximize the formulations for cemented rock fill.
- The lithology of the waste rock used in the design of cemented rockfills must be carefully considered. Additionally, incorporating a safety margin is advisable to ensure the long-term stability of the backfill mass.

References

- ASTM C39/C39M-12 (2012). Standard test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens. ASTM International.
- Amaratunga, L. M., Yaschyshyn, D. N. (1997) Development of a High Modulus Paste Fill Using Fine Gold Mill Tailings. *Geotechnical & Geological Engineering* 15:205-19.
- Annor, A.B (1999). A study of the characteristics and behaviour of composite backfill material, Ph.D. Thesis, McGill University, 396 p.
- Arioglu E. (1984). Design aspects of cemented aggregate fill mixes for tungsten stoping operations. *Mining science and technology*: 209-214.
- Association minière de Québec - AMQ (2018). Retombées économiques de l'industrie minière au Canada. Association_mini_re_du_Qu_bec_i (prnewswire.com)
- Aubertin, M., Bussière, B. (2002) La gestion des rejets miniers dans un contexte de développement durable et de protection de l'environnement. Congrès annuel de la Société canadienne de génie civil
- Aubertin, M., Bussière, B., Bernier, L. (2002) Environnement et Gestion Des Rejets Miniers. Presses Internationales Polytechniques, CD-ROM, Montréal
- Belem T. (2020). Semi-empirical models for predicting the unconfined compressive strength of virtual uncemented rockfill (RF) and cemented rockfill (CRF). Research Institute on Mines and Environment (RIME) Internal Report 19 p.
- Belem T. (2023). Improved semi-empirical model for predicting the unconfined compressive strength of cemented rockfill (CRF) and hardened neat cement strength. Research Institute on Mines and Environment (RIME) Internal Report, 15 p.
- Bussière, B. (2007). Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, v. 44, no. 9, p. 1019-1052.
- Farsangi, P.N. (1996). Improving Cemented Rockfill Design in Open Stopping. Ph.D. Thesis, McGill University, Montreal, 340 p.
- Farsangi P.N., Hayward A.G., Hassani F.P. (1996). Consolidated rockfill optimization at Kidd Creek Mines. *CIM Bulletin*, 89:129-134.
- Fuller, W. B., & Thompson, S. E. (1907). The laws of proportioning concrete. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*. 57(2).
- Gélinas. LP. (2021). Current knowledges on arctic cemented rockfill (CRF) cured in permafrost conditions. Internal AEM document #6128-000-100-TCR-001. Technical report.
- Gonano, LP, Kirkby, RW, & Dight, PM (1978). Triaxial testing of cemented rockfill. *Technical Report 72*, CSIRO, Australia.
- Hane, I., Belem, T., Bemzazoua, M. (2018). Cemented Rockfill (CRF) Plant Laboratory Test. Unité de recherche et de service en technologie minérale. 20 p.
- Hedley, DG F. (1995). Final report on the stiff backfill project for M.RD., Mining Research Directorate, Canadian Rockburst Research Program, Sudbury, Ontario.
- 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.

- Mitchell, R. Wong, B (1982). Behaviour of cemented tailings sands. *Canadian Geotechnical Journal*. 19 (3). 289-295.
- Rafraf, G., Belem, T., Mrad, T., Gélinas, LP., Krichen, A. (2023). Experimental validation of a prediction model of the compressive strength of cemented rock fills. in GW Wilson, NA Beier, DC Segoo, AB Fourie & D Reid (eds), *Paste 2023: Proceedings of the 25th International Conference on Paste, Thickened and Filtered Tailings*, University of Alberta, Edmonton, and Australian Centre for Geomechanics, Perth, pp. 841-852, https://doi.org/10.36487/ACG_repo/2355_67.
- Talbot, A. N., & Richard, F., 1923. *The Strength of Concrete: Its Relationship to the Cement, Aggregates and Water*. *Expr. Stat. Bull*, 137.
- Vennes, I (2014), *Determination of Cemented Rockfill Strength with Large Scale UCS Tests under In-Situ Conditions*. Thesis, McGill University, 100 p.
- Stone. DMR 2007. Factors that Affect Cemented Rockfill Quality in Nevada Mines. *CIM Bulletin*. vol. 100. No. 1103. pp. 1-6.
- Yu. T (1989). Some factors relating to the stability of consolidated rockfill at Kidd Creek. *Innovations in Mining Backfill Technology*. 279-286.

ANNEXE C CALCUL DES MASSES DE DIFFÉRENTES COMPOSITION DES MÉLANGES DES REMBLAIS ROCHEUX CIMENTÉS

Soit X, la proportion massique de ciment GU (X_{GU}) dans le liant, Y, la proportion massique du ciment pré-mélangé GUS (Y_{GUS}) qui est 10% GU et 90% Slag. Soit x-GU la proportion massique de GU dans le liant composé final; y-Slag la proportion massique de la Slag dans le liant composé final;

Dosages du liant: $X_{GU} = x-GU - y-Slag*(0.1/0.9)$, $Y_{GUS} = y-Slag / 0.9$ pour le liant 20% GU et 80% Slag: x-GU = 0.2 et y-Slag =0.8

Données pour les RRC	Recette #1	Recette #2	Recette #3	Recette #4	Recette #5	Recette #6	Recette #7	Recette #8	Recette #9
Nombre total de moules	15	6	6	6	6	6	6	6	6
ratio (eau/ciment) w/c	1.00	1.00	1.00	1.20	1.20	1.20	1.00	1.20	1.20
Taux massique de liant Bw (en %)	4	6	8	6	8	8	4	6	8
Taux massique de liant Bw (décimal)	0.04	0.06	0.08	0.06	0.08	0.08	0.04	0.06	0.08
Paramètre Bw/(1+Bw)	0.038	0.057	0.074	0.057	0.074	0.074	0.038	0.057	0.074
Indice des vide e	0.37	0.37	0.37	0.37	0.37	0.37	0.37	0.37	0.37
Porosité n	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27
Teneur en eau massique w	0.038	0.057	0.074	0.068	0.089	0.089	0.038	0.068	0.089
Pourcentage solide massique Cw%	0.96	0.95	0.93	0.94	0.92	0.92	0.96	0.94	0.92
%massique de liant Cb	0.037	0.054	0.069	0.053	0.068	0.068	0.037	0.053	0.068

Gs Roches stériles	2.80	2.80	2.80	2.80	2.80	2.80	2.80	2.80	2.80
Gs GU	3.15	3.15	3.15	3.15	3.15	3.15	3.15	3.15	3.15
Gs Slag	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9	2.9
Gs GUS (10GU/90Slag)	2.92	2.92	2.92	2.92	2.92	2.92	2.92	2.92	2.92
Gs liant ref (20GU/80Slag)	2.95	2.95	2.95	2.95	2.95	2.95	2.95	2.95	2.95
Gs Fly ash	2.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3	3.3
x-GU	0.20	0.20	0.20	0.20	0.20	0.20	0.00	0.00	0.00
y-Slag	0.80	0.80	0.80	0.80	0.80	0.80	1.00	1.00	1.00
z-Fly-ash	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
X_GU (dosage)	0.111111	0.11111111	0.11111111	0.11111111	0.11111111	0.11111111	-0.111111	-0.111111	-0.111111
Y_GUS (dosage)	0.888888 8	0.88888888	0.88888888	0.88888888	0.88888888	0.88888888	1.111111 1	1.111111 1	1.111111 1
Gs remblai	2.80	2.80	2.81	2.80	2.81	2.81	2.80	2.80	2.81
Poids volumique humide CRF Y-wet (kN/m ³)	20.8	21.2	21.6	21.4	21.9	21.9	20.8	21.4	21.9
Masse vol humide (kg/m ³)	2122.82	2161.93	2199.66	2185.09	2230.00	2230.00	2122.82	2185.09	2230.00
Masse volumique sèche rau_d	2.0442	2.0461	2.0480	2.0461	2.0480	2.0480	2.0442	2.0461	2.0480
Teneur en eau vol. théta	0.07862	0.1158176	0.1517006	0.1389811	0.1820408	0.182040	0.078622	0.138981	0.182040
Degré de saturation Sr = théta/n	29.1%	42.9%	56.2%	51.5%	67.4%	67.4%	29.1%	51.5%	67.4%

Données de calculs :

	pouces	métrique
Dimètre de moule	6	0.15
Hauteur de moule	12	0.30
Volume de moule (m ³)		0.0056

ANNEXE D RÉSULTATS DES ESSAIS DE COMPRESSION UNIAXIALE ET CALCUL DES PARAMÈTRES CLÉS POUR LA PROCÉDURE DE CONTRÔLE

Type de ciment	t (jours)	B _w (%)	E/C	N° Echantillons	M _{humide} (kg)	h ₀ (m)	d (m)	densité humide (kg/m ³)	C _{w0} (%)	G _{s-CRF}	A ₀ (%)	UCS _{exp} (kPa)	M _{sèche} (kg)	h _f (m)	Les miettes ramassées après cassage			densité humide finale (kg/m ³)	densité sèche (kg/m ³)	C _{wf} (%)	(W/E) _f nat	A _f (%)	
															M _{m/humide} (g)	M _{m/sèche} (g)	w(%)						
20GU-80Slag	14	0.04	1	1	11.58	0.3048	0.151	2121.53	0.963	2.805	11.31	2800	11.573	0.28	1638.3	1587.4	3.21	2308.044	2236.336	96.893	0.834	5.663	
				2	11.488	0.3048	0.151	2104.68	0.963	2.805	12.02	2400	11.473	0.28	1774.7	1717.7	3.32	2288.101	2214.612	96.788	0.863	6.107	
				3	11.427	0.3048	0.152	2066.05	0.963	2.805	13.63	2200	11.402	0.28	2124.5	2055.3	3.37	2244.119	2171.023	96.743	0.875	7.754	
				Moyenne	11.50	0.30	0.15	2097.42	0.96	2.805	12.320	2466.67	11.48	0.28	1845.83	1786.80	3.30	2280.088	2207.324	96.808	0.857	6.508	
	14	0.06	1	1	10.477	0.3048	0.151	1919.46	0.946	2.808	14.68	4600	10.44	0.28	1581.2	1528	3.48	2082.086	2012.034	96.635	0.615	14.139	
				2	11.716	0.3048	0.152	2118.30	0.946	2.808	5.84	7300	11.65	0.28	1826.9	1774.7	2.94	2292.930	2227.414	97.143	0.520	7.238	
				3	10.93	0.3048	0.152	1976.19	0.946	2.808	12.15	4500	10.89	0.27	939.1	907.2	3.52	2222.732	2147.228	96.603	0.621	8.228	
				Moyenne	11.041	0.305	0.152	2004.648	0.946	2.808	10.888	5466.667	10.993	0.277	1449.067	1403.300	3.313	2199.249	2128.892	96.794	0.585	9.868	
	14	0.08	1	1	11.7	0.3048	0.152	2115.41	0.931	2.811	0.44	4200	11.65	0.3	1210.4	1157.6	4.56	2140.068	2046.714	95.638	0.616	8.438	
				2	11.29	0.3048	0.151	2068.40	0.931	2.811	2.65	3000	11.25	0.3	1413.4	1341.8	5.34	2094.052	1987.972	94.934	0.720	8.000	
				3	11.598	0.3048	0.152	2096.96	0.931	2.811	1.30	3800	11.56	0.3	1050.3	999.6	5.07	2123.535	2021.028	95.173	0.685	7.539	
				Moyenne	11.529	0.305	0.152	2093.591	0.931	2.811	1.464	3666.667	11.487	0.300	1224.700	1166.333	4.990	2119.219	2018.571	95.248	0.674	7.992	
	14	0.04	1.2	1	10.597	0.3048	0.152	1915.98	0.956	2.805	17.74	1700	10.426	0.29	1335	1283.9	3.98	1981.265	1905.428	96.172	1.035	16.788	
				2	Non-cohésives																		
				3	Non-cohésives																		
				Moyenne	10.597	0.305	0.152	1915.980	0.956	2.805	17.740	1700.000	10.426	0.290	1335.000	1283.900	3.980	1981.265	1905.428	96.172	1.035	16.788	
	14	0.06	1.2	1	12.549	0.3048	0.152	2268.91	0.936	2.808	-4.74	3000	12.51	0.29	1655.2	1595.1	3.77	2377.290	2290.972	96.369	0.666	0.975	
				2	10.775	0.3048	0.151	1974.05	0.936	2.808	8.88	1400	10.766	0.28	1807.4	1700.2	6.31	2147.101	2019.753	94.069	1.114	2.473	
				3	10.831	0.3048	0.151	1984.31	0.936	2.808	8.40	2000	10.822	0.28	1460.3	1386.1	5.35	2158.270	2048.605	94.919	0.946	5.050	
				Moyenne	11.385	0.305	0.151	2075.757	0.936	2.808	4.180	2133.333	11.366	0.283	1640.967	1560.467	5.142	2227.554	2119.777	95.119	0.908	2.833	
	14	0.08	1.2	1	12.071	0.29	0.152	2293.87	0.918	2.811	-13.22	4000	12.061	0.27	1307.3	1250.5	4.54	2461.742	2354.783	95.655	0.613	-5.256	
				2	9.96	0.28	0.151	1986.36	0.918	2.811	1.95	3000	9.952	0.26	1862.6	1753.2	6.24	2137.437	2011.894	94.126	0.842	3.196	
				3	11.395	0.3	0.151	2121.04	0.918	2.811	-4.69	3700	11.387	0.29	2800.6	2650.4	5.67	2192.641	2075.047	94.637	0.765	2.584	
				Moyenne	11.142	0.290	0.151	2133.756	0.918	2.811	-5.321	3566.67	11.13	0.27	1432.95	1367.25	5.48	2263.940	2147.241	94.806	0.740	0.175	

GU seul	14	0.04	1	1	12.064	0.3048	0.152	2181.22	0.963	2.812	9.01	5300	12.04	0.29	834.5	817.5	2.08	2287.98	2241.37	97.9629	0.5407	10.38429	
				2	10.92	0.3048	0.157	1850.63	0.963	2.812	22.80	1800	10.911	0.27	1220.2	1202.9	1.44	2087.43	2057.83	98.5822	0.3739	20.13728	
				3	11.624	0.3048	0.152	2101.67	0.963	2.812	12.33	3700	11.614	0.28	1279.6	1249.5	2.41	2285.84	2232.07	97.6477	0.6263	9.392649	
				Moyenne	11.536	0.305	0.154	2044.503	0.963	2.812	14.711	3600.00	11.52	0.28	1111.43	1089.97	1.98	2220.42	2177.09	98.06	0.51	13.30	
	28	0.04	1	1	11.625	0.3048	0.152	2101.85	0.963	2.812	12.32	6300	11.571	0.29	1274.7	1240.8	2.73	2198.85	2140.37	97.3406	0.7103	11.82182	
				2	11.149	0.3048	0.151	2042.57	0.963	2.812	14.79	4600	11.111	0.29	1325.4	1254.8	5.63	2139.50	2025.53	94.6733	1.4629	5.117502	
				3	10.588	0.3048	0.15	1965.74	0.963	2.812	18.00	3100	10.555	0.28	902.4	888	1.62	2133.18	2099.14	98.4043	0.4216	17.83391	
				Moyenne	11.12	0.30	0.15	2036.72	0.96	2.81	15.04	4666.67	11.08	0.29	1167.50	1127.87	3.33	2157.18	2088.35	96.81	0.86	11.59	
	14	0.06	1	1	10.47	0.3048	0.152	1893.02	0.946	2.818	16.10	5400	10.468	0.27	1515.9	1459.3	3.88	2136.60	2056.82	96.2662	0.6852	10.93115	
				2	10.62	0.3048	0.152	1920.14	0.946	2.818	14.90	5900	10.623	0.26	1349.9	1312.3	2.87	2251.63	2188.91	97.2146	0.5062	9.444109	
				3	10.37	0.3048	0.152	1874.94	0.946	2.818	16.90	4900	10.386	0.28	1655.7	1594.1	3.86	2044.15	1968.10	96.2795	0.6827	14.82772	
				Moyenne	10.487	0.305	0.152	1896.031	0.946	2.818	15.965	5400.000	10.492	0.270	1507.167	1455.233	3.536	2144.126	2071.278	96.587	0.625	11.734	
	28	0.06	1	1	12.198	0.3048	0.151	2234.75	0.946	2.818	0.95	6700	12.167	0.3				2264.74					
				2	10.963	0.28	0.152	2157.72	0.946	2.818	4.37	5200	10.955	0.275				2195.34					
				3	10.426	0.28	0.151	2079.29	0.946	2.818	7.84	4900	10.393	0.275				2111.62					
				Moyenne	11.196	0.288	0.151	2157.255	0.946	2.818	4.387	5600.00	11.17	0.28				2190.57					
	14	0.08	1	1	11.527	0.3048	0.152	2084.13	0.931	2.823	2.27	3000	11.493	0.285	1043.6	1002.5	4.10	2222.35	2134.8226	96.0617	0.5535	6.801244	
				2	12.279	0.3048	0.152	2220.09	0.931	2.823	-4.10	6100	12.246	0.3	1214.4	1165.4	4.20	2249.55	2158.784	95.9651	0.5676	5.314838	
				3	12.386	0.3048	0.152	2239.44	0.931	2.823	-5.01	7200	12.351	0.3	1303.3	1270.2	2.61	2268.84	2211.2178	97.4603	0.3518	9.761814	
				Moyenne	12.064	0.305	0.152	2181.219	0.931	2.823	-2.280	5433.33	12.03	0.30	1187.10	1146.03	3.64	2246.91	2168.27	96.50	0.49	7.29	
	14	0.04	1.2	1	11.149	0.3048	0.151	2042.57	0.956	2.812	12.49	1500	11.109	0.29	1072.5	1046.1	2.52	2139.11	2086.4553	97.5385	0.6562	14.8576	
				2	12.198	0.3048	0.152	2205.45	0.956	2.812	5.51	2200	12.16	0.3	920.3	893	3.06	2233.75	2167.491	97.0336	0.7948	9.376116	
				3	11.594	0.3048	0.152	2096.24	0.956	2.812	10.19	1900	11.559	0.29	965.1	937.7	2.92	2196.57	2134.2083	97.1609	0.7597	11.31269	
				Moyenne	11.647	0.305	0.152	2114.753	0.956	2.812	9.392	1866.667	11.609	0.293	985.967	958.933	2.834	2189.812	2129.385	97.244	0.737	11.849	
14	0.06	1.2	1	11.656	0.3048	0.152	2107.45	0.936	2.818	3.00	2500	11.617	0.29	1382.7	1311.5	5.43	2207.59	2093.9161	94.8507	0.9591	2.919949		
			2	11.86	0.3048	0.152	2144.34	0.936	2.818	1.30	3900	11.83	0.28	1370.6	1332.9	2.83	2328.36	2264.3132	97.2494	0.4997	6.48148		
			3	10.706	0.3048	0.152	1935.69	0.936	2.818	10.90	2000	10.691	0.28	1578.7	1511.2	4.47	2104.18	2014.2138	95.7243	0.7891	10.46819		
			Moyenne	11.407	0.305	0.152	2062.491	0.936	2.818	5.066	2800.000	11.379	0.283	1444.000	1385.200	4.241	2213.377	2124.148	95.941	0.749	6.623		
14	0.08	1.2	1	11.352	0.3048	0.151	2079.76	0.918	2.823	-2.29	3900	11.319	0.28	1558.6	1484	5.03	2257.39	2149.3418	95.2137	0.6786	2.247584		
			2	11.868	0.3048	0.152	2145.78	0.918	2.823	-5.53	4300	11.846	0.28	1470.5	1411.2	4.20	2331.51	2237.4852	95.9674	0.5673	1.873729		
			3	non-cohésive																			
			Moyenne	11.610	0.305	0.152	2112.772	0.918	2.823	-3.911	4100.00	11.58	0.28	1514.55	1447.60	4.61	2294.45	2193.41	95.59	0.62	2.06		