



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 la personne autrice 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'autrice ou 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.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

et

Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

**Étude du comportement hydromécanique des chantiers miniers remblayés à
l'aide des modélisations physiques et numériques**

MARYAM RGUII

Département des génies civil, géologique et des mines

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

Génie minéral

Mai 2026

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

et

Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Ce mémoire intitulé :

**Étude du comportement hydromécanique des chantiers miniers remblayés à
l'aide des modélisations physiques et numériques**

présenté par **Maryam RGUII**

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

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

Abdelkabir MAQSOUD, président

Tikou BELEM, membre et directeur de recherche

Mamert MBONIMPA, membre et codirecteur de recherche

Patrice RIVARD, membre externe

DÉDICACE

*À la mémoire de mon grand-père, qui nous a quitté au cours de ce parcours, et qui m'a toujours
encouragée avec amour et fierté.*

J'aurais tant souhaité qu'il soit présent pour partager ce moment.

À ma famille.

À mes amis.

Ce travail leur est dédié.

REMERCIEMENTS

C'est avec un grand plaisir que j'exprime mes sincères remerciements et ma profonde gratitude envers toutes les personnes qui ont contribué, de près ou de loin, à la réussite de ma maîtrise et à la réalisation de ce projet de recherche.

Je tiens à exprimer ma sincère reconnaissance à mon directeur de recherche, le Professeur Tikou Belem, pour la confiance qu'il m'a accordée, ainsi que pour ses orientations pertinentes, ses conseils éclairés et son accompagnement constant tout au long de ce projet. Je lui suis profondément reconnaissante pour son aide précieuse, son soutien et le temps qu'il a généreusement consacré à l'encadrement de ce mémoire. Sa rigueur scientifique et ses recommandations ont été déterminantes dans l'aboutissement de ce travail.

J'adresse également mes remerciements à mon co-directeur, le Professeur Mamert Mbonimpa, pour son encadrement, sa disponibilité et ses précieuses contributions à la réalisation de ce travail.

Je tiens également à exprimer ma profonde reconnaissance envers tous les membres de l'équipe de l'URSTM pour leur collaboration et leur soutien tout au long de la réalisation de ce projet.

Mes remerciements s'adressent aussi à l'ensemble de mes collègues étudiants, ainsi qu'aux professeurs et au personnel de l'IRME, pour leur soutien et les échanges enrichissants qui ont contribué à l'avancement de ce travail.

Du fond du cœur, je tiens à exprimer ma profonde gratitude à mes parents et à mon frère pour leur amour inconditionnel. Un merci infiniment spécial à ma sœur pour sa présence unique, son soutien constant et ses encouragements qui ont été mon plus grand pilier.

J'adresse également un merci tout particulier à mes amis, Ikram Elkhousi, Abraham Guénolé Pierre Gouedar, Zaineb Rbihi, Achraf Khaddari et Mamadou Thiam Bassirou, pour leur présence constante et leur soutien indéfectible. Ensemble, vous avez constitué une source essentielle de motivation tout au long de ce parcours.

Enfin, j'adresse mes vifs remerciements et mon profond respect aux membres du jury pour l'honneur qu'ils me font en acceptant d'évaluer ce travail. Je tiens à remercier tout particulièrement Professeur Abdelkabar Maqoud pour la présidence de ce jury, ainsi que Patrice Rivard pour avoir accepté d'agir en tant qu'examineur de ce mémoire.

RÉSUMÉ

Le remblayage constitue une technique fondamentale dans les opérations minières souterraines, servant de moyen efficace pour assurer le soutènement secondaire du terrain et atténuer les risques pour le personnel. Le remblayage avec du remblai en pâte cimenté (RPC) est retenu à l'intérieur de la chambre d'abattage par des barrières en béton ou en stériles placées au point de soutirage, près de l'entrée de la chambre. La défaillance de ces barrières peut avoir de graves conséquences, allant de dommages importants au matériel à des accidents potentiellement mortels. Par conséquent, une compréhension approfondie des pressions exercées sur ces structures de retenue est cruciale pour garantir leur stabilité et prévenir les défaillances. L'évaluation de ces pressions, en particulier pendant les phases critiques de remblayage survenant entre 3 et 16 heures après la mise en place, représente un défi majeur pour l'industrie minière. Cependant, les essais directs in situ sont entravés par les conditions souterraines extrêmes et les contraintes opérationnelles. Pour pallier ces limites, une approche combinée de modélisation physique et numérique a été adoptée. Un modèle physique à petite échelle d'un chantier longitudinal a été conçu et équipé de cellules de pression totale et de piézomètres afin de surveiller l'évolution de la pression totale des morts-terrains (géostatique) et de la pression interstitielle au sein du RPC. Cette expérience en laboratoire simule les conditions souterraines dans un environnement contrôlé, permettant une analyse détaillée du comportement hydromécanique du remblayage et des charges appliquées sur la barricade. Parallèlement, des simulations numériques ont été réalisées à l'aide du logiciel SIGMA/W de la suite GeoStudio développée par GeoSlope International (Seequent) afin de valider les résultats de laboratoire, établissant ainsi un modèle prédictif capable d'extrapoler les résultats expérimentaux aux conditions réelles de l'exploitation minière souterraine. L'intégration de ces deux approches méthodologiques a fourni des informations précieuses sur les interactions entre le RPC et la barricade, contribuant ainsi à l'amélioration de la conception des structures de soutènement et à la formulation de recommandations visant à optimiser la sécurité des opérations minières souterraines.

ABSTRACT

Backfilling constitutes a fundamental technique in underground mining operations, serving as an effective means of providing secondary ground support and mitigating risks to personnel. Cemented paste backfill (CPB) is retained within the mine stop by concrete or waste rock barricades positioned at the draw point near the stope entrance. The failure of these barricades can have severe consequences, ranging from substantial equipment damage to potentially fatal accidents. Therefore, a thorough understanding of the pressures exerted on these retaining structures is crucial to ensuring their stability and preventing failures. Assessing these pressures, particularly during the critical backfilling phases occurring between 3 and 15 hours after placement, presents a significant challenge for the mining industry. However, direct in situ testing is hindered by the extreme underground environments and operational constraints. To address these limitations, a combined physical and numerical modeling approach has been adopted. A small-scale physical model of a longitudinal mine stope was designed and equipped with total earth pressure cells and piezometers to monitor the evolution of total overburden (geostatic) pressure and pore water pressure within the CPB. This laboratory experiment simulates underground conditions in a controlled setting, enabling a detailed analysis of the hydromechanical behaviour of the backfill and the loads applied to the barricade. In parallel, numerical simulations were conducted using the SIGMA/W software from the GeoStudio suite developed by GeoSlope International (Seequent) to calibrate the laboratory results, thereby establishing a predictive model capable of extrapolating experimental findings to real-world underground mining conditions. The integration of these two methodological approaches has provided valuable insights into the interactions between the CPB and the barricade, contributing to the refinement of retaining structure designs and the formulation of recommendations aimed at optimizing the safety of underground mining operations.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	iii
REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ.....	v
ABSTRACT	vi
LISTE DES TABLEAUX	x
LISTE DES FIGURES.....	xi
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xviii
LISTE DES ANNEXES	xx
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Contexte de l'étude	1
1.2 Problématique de l'étude	2
1.3 Objectif de l'étude	3
1.4 Hypothèses de recherche	4
1.5 Démarche méthodologique de l'étude	4
1.6 Structure du mémoire	6
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE.....	8
2.1 Types de remblai minier pour le remblayage souterrain	8
2.1.1 Remblais rocheux.....	8
2.1.2 Remblais hydrauliques.....	9
2.1.3 Remblais en pâte cimentés.....	9
2.2. Modèles analytiques de prédiction de la résistance requise des remblais miniers	24
2.3 Barricades de retenue du remblai dans les chantiers miniers remblayés.....	26
2.3.1 Types de barricade de retenue de remblai	26
2.3.1.1 Barricade en béton projeté	27
2.3.1.2 Barricade de stériles rocheux	27
2.4.2 Conception et construction des barricades.....	28
2.5 Estimation des pressions dans un chantier minier remblayé à l'aide de modèles analytiques	29
2.6 Mesures in situ des pressions dans les chantiers miniers remblayés	33
2.7 Mesures de pressions dans des modèles physiques réduits de chantiers miniers remblayés.....	39

2.8	Distribution des pressions dans les chantiers miniers remblayés à l'aide de simulations numériques avec différents codes de calculs	42
2.9	Analyse de stabilité des barricades de retenue du remblai dans les chantiers miniers remblayés.....	46
2.8	Récapitulatif de la littérature sur les contraintes dans les chantiers remblayés et sur les barricades.....	50
2.9	Synthèse.....	52
CHAPITRE 3 MATÉRIELS ET MÉTHODES		53
3.1	Matériaux utilisés	53
3.1.1	Résidus miniers.....	53
3.1.2	Agent liant.....	54
3.1.3	Eau de mélange	55
3.2	Matériels	55
3.2.1	Protocole expérimental	55
3.3	Démarche méthodologique.....	66
3.3.2	Tests d'affaissement (<i>slump</i>).....	68
3.3.3	Essais de compression uniaxiale (UCS)	70
3.3.4	Essais de cisaillement direct	72
3.3.5	Calibrage des capteurs du modèle réduit	74
3.4	Protocole des essais de remblayage	76
3.4.1	Essais préliminaires	76
3.4.2	Essais expérimentaux principaux.....	81
3.4.2.1	Choix de la formulation retenue	81
3.4.2.2	Scénarios de remplissage du modèle réduit	81
3.5	Modélisation numérique.....	83
3.5.1	Simulations de vérification du modèle numérique	83
3.5.2	Géométrie et calibrage du modèle	84
3.5.3	Scénarios simulés.....	85
CHAPITRE 4 RÉSULTATS		87
4.1	Introduction	87
4.2	Résultats expérimentaux.....	87
4.2.1	Distribution granulométrique des résidus	87
4.2.2	Résistance au cisaillement direct	89

4.2.3 Résistance à la compression uniaxiale (UCS)	102
4.2.3 Résultats sur le remblayage du modèle physique	105
4.3 Résultats des simulations numériques	109
CHAPITRE 5 DISCUSSIONS	114
5.1 Étude comparative des résultats expérimentaux et numériques	114
5.1.1 Contrainte totale verticale au niveau du chantier.....	114
5.1.2 Contrainte horizontale totale au niveau de la barricade.....	115
5.2 Influence des paramètres intrinsèques sur la contrainte totale	116
5.3 Modèles empiriques de prédiction des paramètres mécaniques du RPC	118
5.3.1 Modèle empirique de prédiction de l'UCS.....	118
5.3.2 Modèle empirique de prédiction de la cohésion (c')	119
5.3.3 Modèle empirique de prédiction de l'angle de frottement (ϕ')	119
5.4 Modèle empirique de prédiction de la pression sur la barricade	121
5.4.1 Rappel des modèles existants	121
5.4.2 Modèle proposé	123
5.4.2.1 Influence de la distance d'écoulement (l_d) sur la contrainte horizontale appliquée sur la barricade.....	124
5.4.2.2 Influence du seuil de cisaillement sur la contrainte horizontale appliquée sur la barricade.....	125
CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS.....	128
RÉFÉRENCES.....	130
ANNEXES	133

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1 Résultats de Slump-Test	70
Tableau 3.2 Récapitulatif des essais de cisaillement.....	73
Tableau 3.3 Quantités des ingrédients du RPC pour les deux scénarios	82
Tableau 3.4 Paramètres et caractéristiques géotechniques du remblai pour le cas de référence (Mkadmi et al., 2012).....	83
Tableau 3.5 Paramètres et caractéristiques géotechniques du remblai pour les deux scénarios simulés.....	86
Tableau 4.1 Synthèse des paramètres granulométriques des résidus étudiés	88
Tableau 4.2 Paramètres physiques des résidus utilisés.....	89
Tableau 4.3 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Westwood près 16 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%)	90
Tableau 4.4 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Westwood près de 24 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%).	91
Tableau 4.5 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Westwood après 72 heures de cure, pour deux pourcentages de solides ($C_w = 69\%$ et 72%).	93
Tableau 4.6 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Goldex après 16 heures de cure, pour deux pourcentages de solides ($C_w = 69\%$ et 72%).	94
Tableau 4.7 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Goldex après 24 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%).	95
Tableau 4.8 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Goldex après 72 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%).	97
Tableau 4.9 Synthèse des paramètres de cisaillement du remblai après 16, 24 et 72 heures de cure	102
Tableau 4.10 Synthèse des paramètres mécaniques du remblai.....	105
Tableau 5.1 Récapitulatif des calculs de la pression sur la barricade (validation).....	124
Tableau 5.2 Paramètres utilisés dans l'analyse paramétrique de l'influence de la distance d'écoulement	125
Tableau 5.3 Paramètres utilisés dans l'analyse paramétrique de l'influence du seuil de cisaillement	127
Tableau C.1 Plan de mélange	105

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Principaux ingrédients d'un remblai en pâte cimenté (Benzaazoua et al., 2003)	2
Figure 1.2 Modèle physique réduit	5
Figure 2.1 Évolution de la résistance (UCS) en fonction du coefficient d'uniformité C_u (D60/D10) pour deux liants (T10-50 et T10-Slag) et trois dates de cure (14, 28 et 56 jours) (Benzaazoua et al., 2003).....	11
Figure 2.2 Effet du type de liant sur la résistance mécanique des remblais en pâte (Benzaazoua et al., 2003).....	12
Figure 2.3 Effet de la concentration en sulfate de l'eau totale sur la résistance mécanique des remblais en pâte à base de ciment Portland et après 28 jours de cure (Benzaazoua et al., 2003)	12
Figure 2.4 Principe de la mesure du slump (Belem & Benzaazoua, 2008).....	18
Figure 2.5 Rôles assignés au remblai et les résistances requises (Belem, 2009)	19
Figure 2.6 Courbe typique d'un essai en compression uniaxiale (UCS) (Belem et al., 2000)	20
Figure 2.7 Courbe typique d'essais en compression triaxiale sur des remblais en pâte (Belem, (2024) ; Notes de cours de remblai minier) (Tikou et al., 2000).....	21
Figure 2.8 Résultats d'un essai de cisaillement triaxial dans le plan de Mohr (Belem, (2024) ; Notes de cours de remblai minier).....	22
Figure 2.9 Boîte de cisaillement direct (Zemouli.S (2024) ; Notes de cours de caractérisation géotechniques).....	23
Figure 2.10 Résultat d'un essai de cisaillement direct (droite intrinsèque) dans le plan de Mohr Coulomb (Belem, T, (2000))	24
Figure 2.11 Modèle du bloc confiné de Mitchell et al. (1982).....	25
Figure 2.12 Barricades en béton projeté (McDonald & Hutter, 2014).....	27
Figure 2.13 Barricades de stériles rocheux (Belem et al., 2020.)	28
Figure 2.14 Étapes de construction de la barricade de stériles rocheux (Gélinas, 2017).....	29
Figure 2.15 Schémas d'un chantier vertical remblayé avec les diverses forces sur l'élément horizontal : H = la hauteur de remblai (m), B = la largeur du chantier (m) et L = la longueur du chantier (m) (tiré de Li et al., 2005).	32
Figure 2.16 Chantier 8-1 FW à la mine Doyon, sa géométrie et ses dimensions avec l'emplacement des cellules de pressions (tiré de Belem et al., (2004))	34

Figure 2.17 Évolution des pressions verticale (σ_{Z1}), longitudinale (σ_{X1}) et transversale (σ_{Y1}) à la base du bouchon (tiré de Belem et al., 2004).....	34
Figure 2.18 Évolution des pressions verticale (σ_{Z2}), longitudinale (σ_{X2}) et transversale (σ_{Y2}) à l'interface bouchon/résidus (tiré de Belem et al., 2004)	35
Figure 2.19 Évolution de la pression longitudinale (σ_{Xb}) exercée sur la barricade	35
Figure 2.20 Instrumentation d'un chantier à la mine Kanowna Bell (Helinski et al., 2010) ..	36
Figure 2.21 Résultats des mesures de pressions à la base du chantier à Kanowna Bell (Helinski et al. 2010).....	37
Figure 2.22 Instrumentation d'un chantier à la mine Savannah Nickel (SNM) (Helinski et al., 2010)	38
Figure 2.23 Résultats des mesures de pression à la mine Savannah Nickel (Helinski et al., 2010)	38
Figure 2.24 Dispositif expérimental d'un modèle physique à échelle réduite d'un chantier longitudinal.....	40
Figure 2.25 Mesures de la pression interstitielle du remblai non cimenté à trois endroits dans le modèle physique réduit, (a) pour la barricade de stériles fins GSD #1, (b) pour la barricade de stériles grossiers GSD #5 (tiré de Mutaz et al., 2020).....	41
Figure 2.26 Évolution de la pression du remblai appliquée sur la barricade de roches stériles : (a) pour la barricade de stériles fins GSD #1, (b) pour la barricade à stériles grossiers GSD #5 (Mutaz et al., 2020).....	41
Figure 2.27 Évolution de la pression interstitielle du remblai non cimenté simulée à la base du chantier remblayé	43
Figure 2.28 Tendances Évolution de la pression totale du remblai non cimenté simulée : a) sur la barricade b) à la base du chantier c) à 20 cm au-dessus du plancher la base du chantier	43
Figure 2.29 Tendances Évolution de la pression interstitielle du remblai cimenté simulée : a) au niveau de la barricade, b) à la base du chantier, c) à 20 cm au-dessus de la base du chantier	44
Figure 2.30 Évolution des contraintes totales verticales, a) et des contraintes totales horizontales, b) à la fin du remblayage (EOF) pour différentes valeurs de k (Fahey et al., 2009).....	45
Figure 2.31 Vue schématique d'un chantier remblayé typique avec une barricade trapézoïdale (Yang et al., (2016)).....	47

Figure 2.32 Vue schématique d'un chantier remblayé typique avec une barricade trapézoïdale, a) vue en 3D d'une chambre remblayée, b) vues en 3D et en coupe transversale (belem et al.2020) adapté de Gélinas 2017).(Belem & Mbonimpa, s. d.).....	49
Figure 3.1 a) l'usine de traitement de la mine Westwood lors de la collecte des résidus, b) Barils métalliques de 200 L des résidus.....	53
Figure 3.2 Homogénéisation des résidus : a) résidu non homogénéisé, b) résidus homogénéisés, c) Résidus stockés dans des chaudières.....	54
Figure 3.3 Préparation des résidus pour la caractérisation physique a) agglomération des résidus, c) Résidus secs prêts pour les essais de DR et granulométrie	54
Figure 3.4 Appareils de caractérisation physique des résidus : a) pycnomètre à hélium, b) granulomètre au laser Mastersizer 3000 de Malvern Panalytical	57
Figure 3.5 système de cisaillement direct GCTS RDS-200 a) schéma technique indiquant les principaux composants de l'appareil b) Dispositif utilisé au laboratoire.....	58
Figure 3.6 Coupe du moule de cisaillement, b) moule de cisaillement utilisé au laboratoire.	60
Figure 3.7 Presse électromécanique rigide de type MTS 10/GL	60
Figure 3.8 Dispositif expérimental du modèle physique à échelle réduite d'un chantier a) Schéma de principe du modèle physique illustrant le chantier d'abattage, la galerie, la barricade ainsi que le système d'acquisition des données (tiré par Mutaz 2019), b) réelle du modèle physique utilisé pour les essais expérimentaux.	61
Figure 3.9 Géométrie du modèle réduit : vue 3D et vue en coupe avec les principales dimensions du chantier et de la galerie, c) vue réelle du modèle physique utilisé pour les essais finaux .	62
Figure 3.10 Géométrie de la barricade : vue tridimensionnelle et schéma coté illustrant ses dimensions principales et son inclinaison, c) vue réel de la barricade utilisée pour les essais finaux	63
Figure 3.11 Capteur de pression totale	64
Figure 3.12 Piézomètre (Dwyer 628, modèle 628-07-GH-P1-E4-S1).....	64
Figure 3.13 Piézomètre (Dwyer 673).....	65
Figure 3.14 Système d'acquisition de données sur mesure basé sur un microcontrôleur ESP32, a) microcontrôleur, b) module intégrant les résistances de conditionnement du signal utilisées pour la conversion des signaux courant (4–20 mA) en tension, ainsi que les ports de connexion des capteurs.....	66

Figure 3.15 Préparation des mélanges : a) les ingrédients de RPC ; b) mélangeur Hobart	68
Figure 3.16 Matériels utilisés pour mesurer la consistance du remblai	69
Figure 3.17 Réalisation de l'essai d'affaissement (slump test) avec le cône d'Abrams	70
Figure 3.18 Moules placées dans la chambre humide.....	71
Figure 3.19 Essai de compression uniaxiale sur un échantillon de remblai en pâte cimentée..	72
Figure 3.20 a) Échantillon de remblai en pâte cimentée (RPC) non cisailé, tel que préparé dans le moule ; b) échantillon de RPC après cisaillement dans la boîte de cisaillement direct	73
Figure 3.21 a) colonne utilisée pour calibrer les capteurs, b) Capteur installé à la base de la colonne	74
Figure 3.22 Résultats de l'étalonnage des capteurs de pression totale : comparaison entre la pression théorique calculée (référence) et les pressions mesurées par les trois capteurs en fonction de la hauteur d'eau.	75
Figure 3.23 Résultats de l'étalonnage des piézomètres : comparaison entre la pression théorique calculée (référence) et les pressions mesurées par les trois capteurs en fonction de la hauteur d'eau	76
Figure 3.24 Barricade en bois a) vue de l'élément avant installation, b) vue après mise en place des capteurs et étanchéité au silicone	77
Figure 3.25 Modèle réduit pour les essais préliminaires a) modèle en cours de remblayage, b) enregistrement des données via le système d'acquisition	78
Figure 3.26 Évolution des pressions interstitielles et totales mesurées lors de l'essai préliminaire réalisé avec les résidus de Westwood.....	79
Figure 3.27 Évolution des pressions interstitielles et totales mesurées lors de l'essai préliminaire réalisé avec les résidus de goldex.....	80
Figure 3.28 a) Nouveau modèle physique réduit, b) Barricade instrumentée par des capteurs	82
Figure 3.29 Modèle numérique	84
Figure 4.1 Courbes granulométriques des résidus de Westwood et de Goldex.....	87
Figure 4.2 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 16 heures de cure.	91
Figure 4.3 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 24 heures de cure	92

Figure.4.4 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 72 heures de cure	93
Figure 4.5 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Goldex, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 16 heures de cure	95
Figure 4.6 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Goldex, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 24 heures de cure	96
Figure 4.7 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Goldex, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 72 heures de cure	97
Figure 4.8 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb ($\tau-\sigma_n$) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 69\%$, après 16 heures de cure.	98
Figure 4.9 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb ($\tau-\sigma_n$) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 72\%$, après 16 heures de cure.	99
Figure 4.10 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb ($\tau-\sigma_n$) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 69\%$, après 24 heures de cure.	100
Figure 4.11 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb ($\tau-\sigma_n$) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 72\%$, après 24 heures de cure.	100
Figure 4.12 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb ($\tau-\sigma_n$) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 69\%$, après 72 heures de cure.	101
Figure 4.13 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb ($\tau-\sigma_n$) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 72\%$, après 72 heures de cure.	102
Figure 4.14: Variation de l'UCS en fonction de temps et pourcentage solide à base de résidus de; a) Westwood, b) Goldex	103
Figure 4.15 Variation de l'UCS selon le type de résidus ; a) $C_w=69\%$; b) $C_w=72\%$	104
Figure 4.16 Évolution de la contrainte totale et de la pression interstitielle (u) mesurées en haut de la barricade	106
Figure 4.17 Fuites observées dans le modèle physique	106
Figure 4.18 Évolution de la contrainte totale et de la pression interstitielle (u) mesurées au bas de la barricade	107
Figure 4.19 Évolution de la contrainte totale et de la pression interstitielle (u) mesurées au bas de la barricade	108
Figure 4.20 Vu de dessus du RPC au niveau de la galerie près de la barricade	108

Figure 4.21 Évolution des contraintes totales, contraintes effectives et pression interstitielle au niveau du chantier	109
Figure 4.22 Évolution des contraintes totales, contraintes effectives et pression interstitielle au niveau du chantier	110
Figure 4.23 a) Évolution de la Contrainte horizontale totale sur la barricade, b) Évolution de pression horizontale totale au niveau de la surface de contact barricade-remblai	112
Figure 4.24 Évolution de la Contrainte horizontale totale sur la barricade, b) Évolution de pression horizontale totale au niveau de la surface de contact barricade-remblai.....	113
Figure 5.1 Contrainte totale verticale au niveau du chantier a) Scénario A, b) Scénario B...	115
Figure 5.2 Contrainte horizontale totale au niveau de la barricade a) Scénario A, b) Scénario B	115
Figure 5.3 Évolution de la contrainte horizontale totale sur la barricade pour les deux scénarios simulés.....	117
Figure 5.4 Comparaison des UCS expérimentaux des RPC des mines Goldex et Westwood et des UCS prédits à partir du modèle empirique donné par l'équation (5.1)	119
Figure 5.5 Comparaison des cohésions expérimentales (c') des RPC des mines Goldex et Westwood et de la cohésion (c') prédite à partir du modèle empirique donné par l'équation (5.2)	120
Figure 5.6 Comparaison d des angles de frottement (ϕ') expérimentaux des RPC des mines Goldex et Westwood et des ϕ' prédits à partir du modèle empirique donné par l'équation (5.3).....	120
Figure 5.7 Évolution de la contrainte en fonction de la distance d'écoulement.....	125
Figure 5.8 Évolution de la contrainte horizontale en fonction de seuil d'écoulement	126
Figure A.1 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w=69\%$ curés à a)16 heures b)24 heures c)72 heures	133
Figure A.2 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w=72\%$ curés à a)16 heures b)24 heures c)72 heures	134
Figure A.3 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w=69\%$ curés à a)16 heures b)24 heures c)72 heures	135
Figure A.4 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w=72\%$ curés à a)16 heures b)24 heures c)72 heures	136

Figure B.1 Évolution de l'UCS du RPC en fonction du temps de cure selon le pourcentage solide	137
Figure B.2 Évolution de l'UCS du RPC en fonction du temps de cure selon le type de résidu	137
Figure D.1 Évolution de de la cohésion (c') en fonction du temps.....	139
Figure D.2 l'angle de frottement (ϕ') en fonction du temps	139

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

RPC	Remblai en pâte cimenté
RR	Remblai rocheux
RRC	Remblai rocheux cimenté
C_w	Percentage solide massique (%)
C_v	Percentage solide volumique (%)
B_w	Proportion massique de liant (%)
B_v	Proportion volumique de liant (%)
w	Teneur en eau (%)
D_{10}	Diamètre correspondant 10% du passant cumulé sur la courbe granulométrique (μm)
D_{30}	Diamètre correspondant 30% du passant cumulé sur la courbe granulométrique (μm)
D_{50}	Diamètre correspondant 50% du passant cumulé sur la courbe granulométrique (μm)
D_{60}	Diamètre correspondant 60% du passant cumulé sur la courbe granulométrique (μm)
D_{90}	Diamètre correspondant 90% du passant cumulé sur la courbe granulométrique (μm)
C_u	Coefficient d'uniformité (-)
C_c	Coefficient de courbure (-)
$P_{20\mu\text{m}}$	Pourcentage de particule inférieure à $20\mu\text{m}$ (%)
τ_0	Seuil de cisaillement (Pa)
ρ	Masse volumique (g/cm^3)
g	Poids volumique total (kN/m^3)
E	Module de Young (MPa)
ϕ'	Angle de friction interne ($^\circ$)
ν	Coefficient de Poisson
ψ	Angle de dilatance ($^\circ$)
c'	Cohésion (kPa)
e_0	Indice des vides (-)
n	Porosité (%)
σ_n	Contrainte normale (kPa)

τ_p	Contrainte de cisaillement (kPa)
UCS	Unconfined/uniaxial compressive strength (kPa)
K_{sat}	Conductivité hydraulique saturée (m/s)
GU	Ciment Portland à usage courant
Slag	Laitier de hauts fourneaux
σ_h	Contrainte horizontale totale (kPa)
u	Pression interstitielle (kPa)
σ_h'	Contrainte effective (kPa)

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A Résistance au cisaillement du remblai à l'âge jeune.....	133
ANNEXE B Évolution de l'UCS du remblai en pâte en fonction du temps de cure	137
ANNEXE C Plan de mélanges	138
ANNEXE D Évolution des paramètres de cisaillement (c' et ϕ')	139

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte de l'étude

L'extraction souterraine des métaux précieux et de base entraîne la création de vides, généralement appelés chantiers souterrains ouverts. Dans le cas de l'exploitation par chambres-remblayées, ces vides ou chambres sont généralement remplis avec au moins l'un des trois types de remblais cimentés couramment utilisés dans l'industrie minière à savoir : le remblai rocheux cimenté (RRC), le remblai hydraulique cimenté (RHC) et le remblai en pâte cimenté (RPC). Les remblais miniers cimentés jouent un rôle essentiel dans le support secondaire et la stabilité des excavations souterraines. Les remblais faits à base de rejets de concentrateur ou résidus miniers permettent de retourner une grande quantité (près de 50 %) à fort potentiel de pollution sous terre en évitant de les stocker en surface dans les parcs à résidus.

Le remblai rocheux cimenté (RRC) est composé de roches stériles issues des travaux de développement minier et concassées à une taille granulométrique de 0 à 300 mm, mélangées avec un coulis de ciment ou d'un agent liant. Le coulis de liant, tel que du ciment Portland seul ou prémélangé avec des ajouts cimentaires (ex. cendres volantes, scories de hauts fourneaux, etc.), est ajouté afin d'améliorer la résistance mécanique.

Le remblai hydraulique cimenté (RHC) est constitué de rejets de concentrateur granoclassés, mélangés à de l'eau et à un agent liant. La concentration massique en solides ou le pourcentage de solides des rejets à la sortie du concentrateur (C_{wt}) se situe généralement entre 20 % et 40 %, tandis que le pourcentage de solide du remblai hydraulique final (C_{w-RHC}) varie entre 60 % et 70 % de solides, avec une distribution granulométrique homogène.

Le remblai en pâte cimenté (RPC), l'un des types les plus utilisés au Canada et partout dans le monde, est un mélange de rejets de concentrateur tout-venant filtrés, d'eau et d'un agent liant. Son pourcentage solide massique varie entre 70 % et 85 %, avec un affaissement ou *slump* au cône standard d'Abrams compris entre 6 et 10 pouces (152 mm et 254 mm) (Landriault, 1997 ; Landriault et al., 1996 ; Hassani & Archibald, 1998). C'est sur ce type de remblai minier cimenté que portera ce mémoire de maîtrise.



Figure 1.1 Principaux ingrédients d'un remblai en pâte cimenté

Toutefois, l'application de la technique du remblayage souterrain avec du RPC requiert la construction, dans les galeries d'entrée aux points de soutirage, d'un ouvrage de retenue appelé barricade pour retenir en place le RPC qui est déposé à l'état liquide (mélange solide-liquide). Cette barricade peut être construite en bois (rarement), en béton (moins fréquemment), en briques (pour le remblai hydraulique), en béton projeté (de plus en plus fréquemment) ou à partir de roches stériles disponibles sous terre et qui sont issues du développement des galeries (plus fréquemment dans les mines souterraines au Québec).

La stabilité d'une barricade destinée à retenir un remblai dans un chantier dépend de sa capacité et de sa sollicitation mécanique. La capacité varie en fonction des matériaux utilisés, de la géométrie (forme et dimensions) et de la méthode de construction de la barricade. La sollicitation correspond principalement à la pression exercée par le RPC frais sur la barricade. Toute faiblesse de l'un de ces facteurs, que ce soit dans la conception ou la construction de la barricade, peut représenter un risque majeur pour la santé et la sécurité des travailleurs souterrains.

1.2 Problématique de l'étude

L'utilisation du remblai en pâte cimentée (RPC) dans les mines souterraines constitue une solution essentielle pour assurer la stabilité des chantiers d'abattage tout en valorisant les résidus miniers.

Cependant, la stabilité des barricades, qui jouent un rôle de confinement temporaire du remblai, demeure une préoccupation majeure, en particulier durant les phases critiques de la mise en place du remblai et dans les heures qui suivent.

Tout d'abord, le remblayage d'un chantier minier avec du RPC nécessite la construction d'une barricade, qui est une structure de retenue mise en place au point de soutirage. Lorsque ces barricades sont construites en béton projeté, cela nécessite non seulement du temps, mais aussi des coûts importants. Dans la pratique du remblayage minier en pâte, des cas de rupture de ces ouvrages de retenue en béton projeté ont été observés (Yumlu & Guresci, 2007), souvent sous l'effet de pressions élevées. Ces ruptures peuvent entraîner des conséquences graves, telles que la détérioration d'équipements coûteux, des blessures graves, voire la mort de travailleurs.

L'analyse de la stabilité d'une barricade nécessite une estimation précise des pressions totales et de la pression interstitielle dans les chantiers miniers remblayés. Or, les méthodes d'analyse couramment utilisées reposent sur des modèles analytiques simplifiés, qui ne permettent pas de représenter fidèlement la complexité du comportement réel du RPC après sa mise en place. En effet, l'approche analytique néglige notamment l'évolution des propriétés mécaniques avec le temps, les effets de succion dans un matériau partiellement saturé, ainsi que les écoulements internes pouvant survenir durant la période où le remblai frais se comporte comme un fluide.

Face à ces limitations, une approche combinée de modélisations physiques et numériques s'impose, en s'appuyant sur un modèle réduit reproduisant des chantiers d'abattage longitudinaux. Cette stratégie permettra de mieux comprendre le comportement hydromécanique du remblai au jeune âge, d'évaluer plus fidèlement les pressions exercées sur les barricades, et de développer des outils de prédiction plus adaptés aux conditions réelles rencontrées à l'échelle du chantier minier souterrain remblayé.

1.3 Objectif de l'étude

L'objectif principal de cette recherche est de développer une méthode fiable et précise pour mesurer et prédire les pressions horizontales exercées sur les barricades de retenue dans les chantiers miniers remblayés, en utilisant un modèle physique réduit instrumenté et des simulations numériques. Cette étude vise à améliorer la compréhension du comportement hydromécanique du remblai en pâte cimenté (RPC) durant les premières heures après la mise en place, afin de renforcer

la stabilité des barricades au besoin et d'optimiser les pratiques de remblayage dans les mines souterraines.

L'atteinte de l'objectif principal de l'étude passera par trois différentes étapes :

- Étape 1 :** Caractériser les propriétés mécaniques du remblai en pâte cimenté (RPC) d'âge jeune, en réalisant des essais de compression uniaxiale et de cisaillement direct. Ces essais vont permettre de déterminer les propriétés élastiques (module de déformation E), la résistance à la compression uniaxiale (UCS) et les paramètres intrinsèques tels que la cohésion drainée (c') et l'angle de frottement interne effectif (ϕ').
- Étape 2 :** Essais sur le modèle physique réduit instrumenté afin de mesurer la pression horizontale exercée par le remblai sur la barricade durant les 16 premières heures après le remblayage (objectif spécifique 1).
- Étape 3 :** Calibrer et valider un modèle numérique à l'aide du code de calcul SIGMA/W à partir des résultats expérimentaux, afin de développer par la suite un modèle semi-empirique reliant les propriétés du RPC aux pressions observées dans le but d'effectuer une mise à l'échelle vers des cas réels à l'échelle de la mine souterraine (objectif spécifique 2).

1.4 Hypothèses de recherche

Afin d'orienter cette recherche et de répondre aux objectifs définis, les hypothèses suivantes sont posées :

- Le remblai en pâte cimenté (RPC), avant son durcissement complet, exerce une pression horizontale importante sur la barricade, susceptible de compromettre sa stabilité.
- L'utilisation conjointe d'un modèle physique instrumenté et d'un modèle numérique calibré permet de développer des équations de prédiction des pressions exercées sur les barricades applicables à l'échelle réelle.

1.5 Démarche méthodologique de l'étude

Afin d'atteindre les objectifs de cette recherche, la méthodologie adoptée est structurée autour de trois approches complémentaires, à savoir expérimentale, numérique et théorique. L'approche expérimentale repose sur la mise en œuvre d'un modèle physique réduit représentant un chantier

minier, dit d'abattage, longitudinal remblayé avec du remblai en pâte cimenté. Le remblai utilisé dans cette étude est formulé avec le liant GUL/Slag dans un ratio de 20/80, avec des pourcentages massiques de solides C_w de 69 % et 72 %. Des essais en laboratoire ont été réalisés sur ces recettes afin de caractériser leurs propriétés mécaniques. Plus précisément, des essais de compression uniaxiale (UCS) et des essais de cisaillement ont été réalisés pour chaque mélange de RPC, afin de déterminer leur résistance à court terme. Ces mêmes formulations de mélange ont ensuite été utilisées pour les essais de remblayage dans le modèle physique réduit instrumenté, conçu pour mesurer les pressions totales et la pression interstitielle durant les premières heures suivant la mise en place du remblai. Cette modélisation physique, réalisée en laboratoire dans des conditions contrôlées, vise à reproduire fidèlement le comportement hydromécanique du remblai à l'état frais. Le modèle physique réduit utilisé a été conçu afin de simuler les conditions réelles d'un chantier minier souterrain longitudinal.

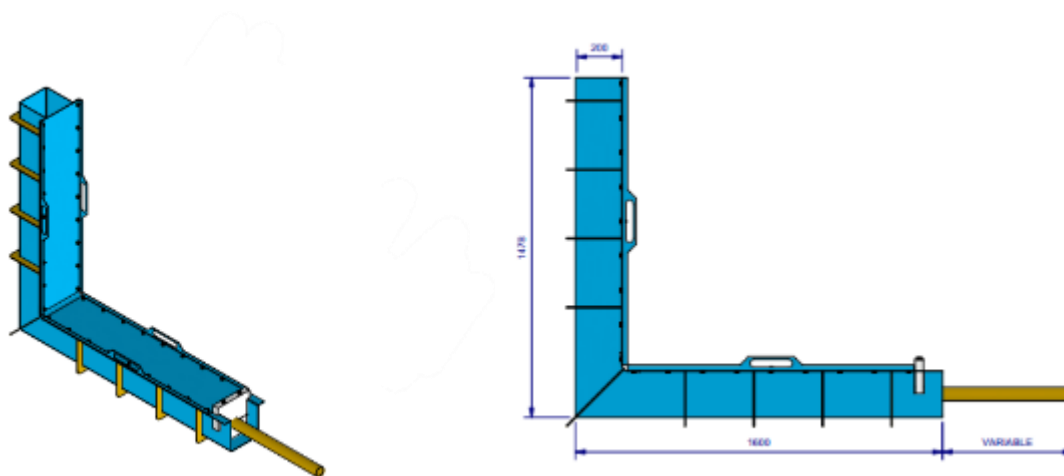


Figure 1.2 Modèle physique réduit pour les essais principaux

La Figure 1.2 présente le schéma du modèle avant instrumentation. Il est composé d'un chantier d'abattage, ou chambre de remplissage, ayant une section longitudinale de 20×20 cm et une hauteur de 147,8 cm. Ce chantier est relié à une galerie qui correspond au point de soutirage, mesurant également 20×20 cm de section et 160 cm de longueur. Le modèle est équipé de plusieurs capteurs afin de suivre en temps réel l'évolution des paramètres hydromécaniques du remblai : capteurs de pression totale et piézomètres. Un couvercle amovible a été intégré à la conception pour permettre l'installation aisée des instruments de mesure. Ce couvercle joue également un rôle crucial lors du vidage du modèle après chaque essai tout en assurant une étanchéité optimale,

indispensable à la reproduction fidèle des conditions expérimentales. En parallèle, une modélisation numérique est réalisée à l'aide du logiciel SIGMA/W de Geostudio 2D (SEEQUENT de Bentley). Les données obtenues expérimentalement serviront à calibrer les modèles numériques afin de simuler le comportement du remblai à différentes échelles et sous différentes conditions. Ces simulations permettront également d'extrapoler les résultats à l'échelle réelle d'un chantier souterrain et d'analyser plus en détail les mécanismes de sollicitation des barricades. Enfin, une approche théorique est prévue dans le projet dans l'optique de développer un modèle semi-empirique de prédiction des pressions horizontales exercées sur les barricades. Ce modèle semi-empirique s'appuiera à la fois sur les résultats expérimentaux, les simulations numériques et les lois fondamentales basées sur des principes scientifiques et des solutions analytiques. L'ensemble de cette méthodologie vise à fournir des outils fiables pour l'évaluation des pressions dans les remblais d'âge jeune, et ainsi à contribuer à l'amélioration de la conception et à la réduction des risques opérationnels en remblayage minier souterrain.

1.6 Structure du mémoire

Le mémoire est structuré en quatre chapitres, dont le premier (Chapitre 1) présente l'introduction générale, incluant le contexte de l'étude, la problématique, les objectifs, ainsi qu'un aperçu de la démarche méthodologique utilisée pour les atteindre.

Le deuxième chapitre (Chapitre 2) est consacré à la revue de la littérature. Il présente les différents types de remblais utilisés dans le remblayage souterrain, en focalisant en particulier sur le remblai en pâte cimentée (RPC), ses caractéristiques physiques, rhéologiques et mécaniques. Ce chapitre aborde également les méthodes de remblayage, les ouvrages de retenue tels que les barricades, ainsi que les approches d'estimation et de mesure des pressions dans les chantiers miniers remblayés, tant par des modèles analytiques, des essais en laboratoire que par des simulations numériques.

Le troisième chapitre (Chapitre 3) est consacré à l'approche méthodologique adoptée et décrit le matériel utilisé et la méthodologie suivie dans le cadre de ce projet. Il présente d'abord les matériaux utilisés, en particulier les résidus miniers, le liant et l'eau. Ensuite, les dispositifs expérimentaux sont décrits, dont le modèle physique réduit de chantier minier et les instruments de mesure utilisés. La démarche méthodologique regroupe les étapes de préparation des mélanges, les essais en laboratoire (affaissement ou *slump*, compression uniaxiale, cisaillement direct) ainsi que les mesures de pression dans le modèle réduit. Ce chapitre décrit également la méthodologie

de modélisation numérique à l'aide du logiciel SIGMA/W - Geostudio 2D, en précisant les géométries, les propriétés des matériaux et les scénarios simulés.

Le quatrième chapitre (Chapitre 4) présente l'ensemble des résultats obtenus à partir des essais expérimentaux, des simulations numériques et du développement du modèle semi-empirique permettant d'estimer la pression horizontale exercée sur les barricades, basé sur les résultats expérimentaux et numériques. Il inclut l'interprétation des résultats des essais de compression uniaxiale, de cisaillement direct et des mesures effectuées sur le modèle physique réduit. La modélisation numérique est ensuite analysée à travers différents scénarios simulés, suivie d'une mise à l'échelle des résultats.

Le Chapitre 5 présente une discussion comparative entre les approches expérimentales et numériques, ainsi que l'influence des paramètres intrinsèques sur la contrainte totale.

Le dernier chapitre (Chapitre 6) résume les principaux résultats du projet et les conclusions tirées de l'ensemble des travaux réalisés. Il propose également des recommandations pour les recherches futures, en mettant en évidence les améliorations possibles au niveau des approches expérimentales et numériques des ouvrages de retenue dans les chantiers miniers remblayés.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Types de remblai minier pour le remblayage souterrain

2.1.1 Remblais rocheux

Ce type de remblai présente un pourcentage massique de liant (B_w) variant entre 4 % et 8 % pour un rapport eau/ciment (E/C ou w/c) variant entre 0,5 et 1,2. Les particules fines ont un diamètre $d < 10$ mm et une proportion comprise entre 25 % et 40 %, alors que les particules grossières ont un diamètre qui varie habituellement entre 6 cm et 15 cm (et parfois 30 cm) (Potvin et al., 2005). Les remblais rocheux peuvent être cimentés (RRC) ou non cimentés (RR), on cite ces différents types (Hassani & Archibald, 1998).

- Remblai rocheux non cimenté (RR) (*uncemented Rockfill - RF*) : constitué de stériles concassés ou non, sans agents liants. Il assure un support rigide et, dans une moindre mesure, un support au sol en raison de son propre poids et de la résistance frictionnelle des roches stériles.
- Remblai rocheux cimenté (RRC) (*Cemented Rockfill - CRF*) : constitué de stériles concassés auxquels on ajoute un agent liant (5 à 6 % de ciment Portland seul ou combiné avec soit des cendres volantes, soit de la *slag* ou des scories de hauts fourneaux). Le RRC a une meilleure résistance mécanique et permet d'améliorer le support de terrain. Cette résistance mécanique peut cependant être affectée par la ségrégation des particules.
- Remblai rocheux sableux consolidé (*Cemented Sand Rockfill - CSRF*) : c'est un remblai constitué de roches stériles auxquelles on ajoute généralement 5 à 10 % de sable cimenté. Le sable permet de remplir les vides et produire un remblai plus dense. Ce type de remblai est moins susceptible de ségréger et permet d'obtenir une plus grande résistance mécanique que celle obtenue avec le CRF.
- Remblai de rejets rocheux sableux et consolidés (*Cemented Sand Waste Fill - CSWF*) : Ce remblai est constitué de roches stériles transportées dans le chantier et mises en place dans un état relativement sec, sur lesquelles on ajoute un mélange fluide constitué de sable et de ciment (B_w de 5 % environ). Le mélange percole à travers les stériles et remplit les vides, ce qui permet d'augmenter la résistance mécanique.

2.1.2 Remblais hydrauliques

Le remblai hydraulique est un remblai très fluide, dont la densité de pulpe (ou le pourcentage de solides) est généralement comprise entre 60 et 70 %, avec une distribution granulométrique uniforme. Ce type de remblai répond aux critères de fluide newtonien (Potvin et al., 2005). Cependant, des études montrent que le remblai hydraulique peut présenter aussi des caractéristiques d'un fluide non newtonien pseudo-plastique quand la densité de pulpe ou le pourcentage de particules grossières augmente (Senapati & Mishra, 2012). La conception des remblais hydrauliques doit inclure plusieurs paramètres : la densité de la pulpe, la granulométrie des grains et la résistance mécanique désirée pour l'opération minière. –Comparativement aux remblais en pâte cimentée et aux remblais rocheux, les RHC présentent une résistance mécanique faible. D'après Potvin et al. (2005), celle-ci peut atteindre environ 400 kPa après 28 jours de cure.

2.1.3 Remblais en pâte cimentés

Utilisé pour la première fois dans les années 1980 dans la mine du Grunden en Allemagne. L'utilisation de ce type de remblai est désormais très largement répandue dans les mines modernes partout dans le monde, aussi au Canada c'est l'un des trois types de remblai les plus utilisés (Benzaazoua et al., 2005). Le principal rôle du remblai en pâte cimenté (RPC) consiste à assurer le support secondaire des terrains pour maintenir la stabilité structurelle des ouvertures pendant les opérations minières (Benzaazoua et al., 2003). Le remblai en pâte se veut un remblai uniforme, de faible perméabilité avec un pourcentage de solides assez élevé.

2.1.3.1 Ingrédients des mélanges de remblais en pâte cimentés

Ce type de remblai est habituellement constitué de rejets de concentrateur tout-venant (ou résidus miniers) auxquels on ajoute de l'eau de mélange d'appoints et un agent liant qui peut être un des ciments Portland (types GUL, HS, HE, etc.). Le remblai en pâte a un pourcentage de solides qui varie entre 70 et 80 %, il est préparé à partir d'un gâteau de résidus dont la proportion de solides varie généralement entre 70 et 85 %, mélangé avec de l'eau d'appoint et d'un liant hydraulique composé d'un ou de plusieurs ciments et dans une proportion allant de 3 à 7 % (Benzaazoua et al., 2003). L'eau contenue dans le mélange lui confère une consistance mesurée en termes d'affaissement (*slump*) au cône d'Abrams standard se situant typiquement entre 152 mm (6 po) et 254 mm (10 po).

a) Résidus miniers

Les résidus sortant de l'usine de traitement sont à l'état pulpeux avec un pourcentage solide compris entre 25 % et 50 % (Bussière, 2007). Ils passent ensuite dans des épaisseurs pour atteindre un pourcentage de solides de l'ordre de 80 %. On utilise ensuite des filtres sous vide ou à presse pour augmenter le pourcentage de solides entre 70 % et 82 % (Belem & Benzaazoua, 2003), les résidus obtenus correspondent finalement à ce que l'on appelle un « gâteau » de résidus filtrés. C'est à partir de cet état de résidus que la RPC est produite.

b) Liants hydrauliques

Le liant hydraulique est un composé anhydre qui réagit sous l'eau afin de former des hydrates, responsables du durcissement du matériau au fil du temps. (Benzaazoua et al., 2003). Le liant est utilisé dans les remblais en pâte afin de générer de la résistance mécanique (Benzaazoua et al., 2003). Il existe plusieurs types de liant qui sont utilisés dans la fabrication des remblais miniers : les ciments fabriqués par les cimenteries et des liants issus du recyclage des déchets de certaines industries.

c) Eau de mélange

L'eau de mélange d'appoint est ajoutée au mélange pour faciliter le malaxage et le transport du remblai sous terre. Cette eau ajoutée peut être de l'eau de procédé recyclée, de l'eau d'un lac avoisinant l'usine de remblai ou d'un étang artificiel de retenue d'eau de pluie et servira à contrôler la consistance ou le pourcentage de solide du RPC pour son transport hydraulique à travers un réseau de pipelines.

2.1.3.2 Principaux facteurs d'influence de la résistance des RPC

a) Granulométrie des résidus

L'étude de (Benzaazoua et al., 2003), menée sur les résidus de concentrateur, avec cinq granulométries distinctes, offre un aperçu significatif de l'impact de la granulométrie sur la résistance mécanique des remblais en pâte.   travers des essais de compression uniaxiale réalisés à différentes durées de cure, il a été observé que la granulométrie influe considérablement sur le comportement mécanique des remblais. Les résultats montrent que les résidus de granulométrie plus fine nécessitent une quantité d'eau plus importante pour atteindre la consistance désirée, tandis

que les résidus de granulométrie plus grossière présentent une perte d'eau plus importante lors du drainage. L'utilisation de différents types de liants hydrauliques a également été étudiée, mettant en évidence des variations significatives dans les résistances mécaniques obtenues (Figure 2.1). En outre, il a été constaté que les remblais dont les résidus sont relativement bien classés, avec une distribution granulométrique étalée, présentent une résistance supérieure par rapport à ceux dont les résidus sont mal classés.

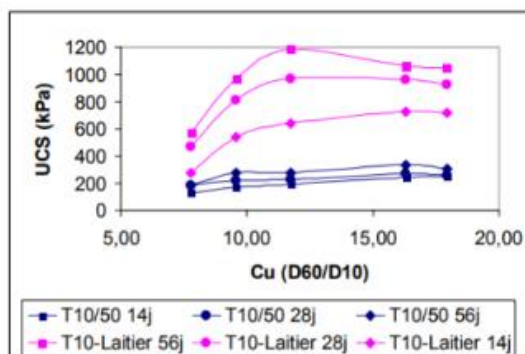


Figure 2.1 Évolution de la résistance (UCS) en fonction du coefficient d'uniformité C_u (D_{60}/D_{10}) pour deux liants (T10-50 et T10-Slag) et trois temps de cure (14, 28 et 56 jours) (Benzaazoua et al., 2003)

b) Type et pourcentage de liant

La prise en compte du coût revêt une importance primordiale dans les opérations de remblayage. Afin de réduire les coûts en diminuant la quantité de ciment Portland à usage courant (type GU) ou le ciment Portland au calcaire (type GUL) utilisée, tout en conservant une résistance équivalente, des ajouts minéraux tels que les cendres volantes (CV ou FA pour *fly ashes*), les scories de hauts-fourneaux ou de laitiers de fonderies, également connues sous le nom de Slag, ou encore la fumée de silice (HSF) peuvent être incorporés au mélange. Une série d'essais menée avec des résidus sulfureux (Figure 2.2) a permis d'identifier le type de liant le plus approprié et montre que les liants contenant des cendres volantes n'offrent pas de bonnes performances, tandis que les liants à base de ciment Portland présentent des performances acceptables. Cependant, la meilleure performance est observée avec le liant à base de ciment au laitier (GU/Slag ou GUL/Slag).

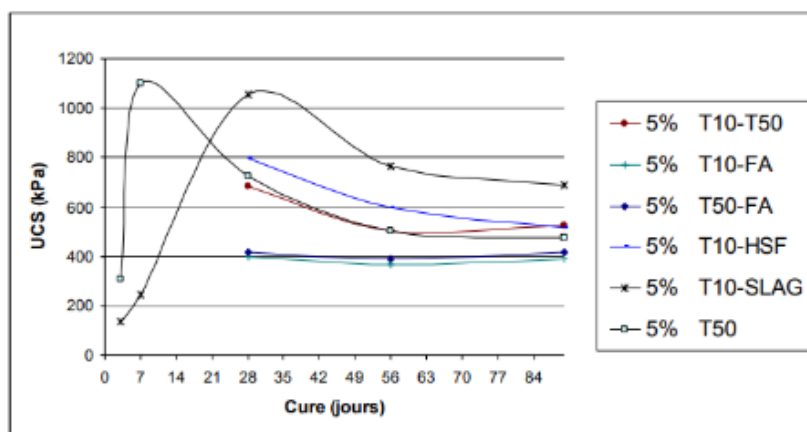


Figure 2.2 Effet du type de liant sur la résistance mécanique des remblais en pâte : T10 = type GU, T50 = type HS (Benzaazoua et al., 2003)

De nombreuses études en laboratoire (Benzaazoua et al., 2000, 2002) ont démontré que la résistance du remblai en pâte est proportionnelle au pourcentage de liant, et ce, pour différents temps de cure. Ainsi que l'efficacité du liant peut cependant varier d'une mine à l'autre. Il est donc crucial de réaliser une optimisation préalable pour chaque opération de remblayage, en tenant compte des contraintes techniques, environnementales et économiques.

c) Teneur en sulfates dissous

Une série d'essais a été réalisée pour étudier l'effet des sulfates dissous (SO_4^{2-}) sur la prise des remblais en pâte cimentée, en utilisant un même type de résidu sulfureux et un même type de liant (Figure 2.3) (Benzaazoua et al., 2003).

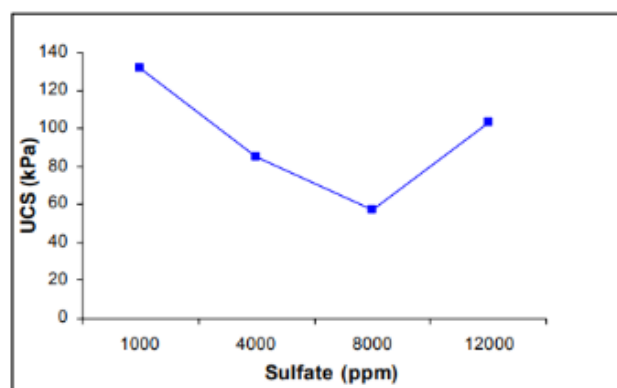


Figure 2.3 Effet de la concentration en sulfate de l'eau totale sur la résistance mécanique des remblais en pâte à base de ciment Portland GU et après 28 jours de cure (Benzaazoua et al., 2003)

Les résultats montrent que jusqu'à une concentration de 8000 ppm de sulfates dissous, la présence croissante de sulfates solubles entraîne un retard progressif de la prise, en raison de l'inhibition de l'hydratation par les sulfates. Au-delà de ce seuil, un effet bénéfique est observé, suggérant une contribution positive de la précipitation des sulfates au cours de l'hydratation du liant. Ces observations mettent en lumière l'importance de prendre en compte la concentration en sulfates lors de la formulation des remblais en pâte cimentés afin d'optimiser leur durcissement (Benzaazoua et al., 2003).

2.1.3.3 Propriétés physiques

a) Teneurs en eau massique ou pondérale (w)

La teneur en eau massique (w) d'un remblai est définie par le ratio de la masse d'eau dans les pores (M_w) et de la masse sèche (M_d) :

$$w = \frac{M_w}{M_d} = \frac{M_h - M_d}{M_d} \quad (2.1)$$

où M_h : la masse humide de l'échantillon.

Ce paramètre est mesurable au laboratoire après séchage d'une masse donnée de l'échantillon à l'étuve (50 °C pendant 48 heures ou 105 °C pendant 24 heures ou jusqu'à ce que la masse sèche ne varie plus).

b) Degré de saturation (S_r)

On estime le degré de saturation S_r d'un échantillon de RPC en comparant le volume d'eau (V_w) contenu dans les vides avec le volume de ces vides (V_v). Ce paramètre peut être exprimé en pourcentage ou peut être déterminé au laboratoire en connaissant l'indice des vides e , la teneur en eau massique w et la densité relative D_r ou G_s des particules solides. Il est exprimé par la relation suivante :

$$S_r = \frac{V_w}{V_v} \times 100 = \frac{G_s w}{e} \times 100 = \frac{\theta}{n} \times 100 \quad (2.2)$$

Avec G_s (ou D_R) : la densité relative des grains solides du RPC.

- Si $S_r = 100\%$, alors l'échantillon est saturé.

- Si $S_r < 100\%$, alors l'échantillon est non saturé.

c) Pourcentage de solides massique (% C_w)

Le pourcentage de solides massique % C_w est défini comme le rapport entre la masse des solides M_s et la masse totale M_T . Ce paramètre peut être exprimé en pourcentage comme suit :

$$\%C_w = \frac{M_s}{M_T} \times 100 = \frac{\rho_d}{\rho_h} \times 100 = \frac{100}{1 + w} \quad (2.3)$$

d) Pourcentage de solides volumique (% C_v)

Le pourcentage solide volumique C_v est défini comme le rapport entre le volume des solides V_s et celui total V_T comme suit :

$$\%C_v = \frac{V_s}{V_T} \times 100 = \frac{\rho_h C_w}{\rho_s} \times 100 = \frac{\rho_d}{\rho_s} \times 100 = \frac{100}{1 + e} \quad (2.4)$$

e) Proportions de liant dans un mélange de RPC

Les proportions massiques de liant dans un mélange de RPC peuvent être calculées de trois façons : le taux massique (B_w), la teneur massique (C_{cm}) et le pourcentage massique (C_{bm}) de liant comme suit :

$$B_w = \frac{M_{liant}}{M_{résidus}} = \frac{M_b}{M_t} \quad (2.5)$$

$$C_{cm} = \frac{M_{liant}}{M_{résidus} + M_{liant}} = \frac{M_b}{M_t + M_b} = \frac{M_b}{M_s} \quad (2.6)$$

$$C_{bm} = \frac{M_{liant}}{M_{résidus} + M_{liant} + M_{eau}} = \frac{M_b}{M_t + M_b + M_w} = \frac{M_b}{M_T} \quad (2.7)$$

Les proportions volumiques de liant dans un mélange de RPC peuvent également être calculées de trois façons : le taux volumique (B_v), la teneur volumique (C_{cv}) et le pourcentage volumique (C_{bv}) de liant comme suit :

$$B_v = \frac{V_{liant}}{V_{résidus}} = \frac{V_b}{V_t} \quad (2.8)$$

$$C_{cv} = \frac{V_{liant}}{V_{résidus} + V_{liant}} = \frac{V_b}{V_t + V_b} = \frac{V_b}{V_s} \quad (2.9)$$

$$C_{bv} = \frac{V_{liant}}{V_{résidus} + V_{liant} + V_{eau}} = \frac{V_b}{V_t + V_b + V_w} = \frac{V_b}{V_T} \quad (2.10)$$

2.1.3.4 Propriétés rhéologiques

L'écoulement d'un mélange fluide solide visqueux comme le remblai en pâte qui est un fluide non newtonien à travers les canalisations du réseau de distribution est entièrement gouverné par les propriétés rhéologiques du remblai en question (viscosité). La viscosité de la pâte de remblai est la mesure du frottement entre ses couches adjacentes lors de son écoulement dans un tuyau. Pour que la pâte de remblai cimenté puisse être acheminée dans les vides souterrains, soit par la gravité, soit à l'aide de puissantes pompes à piston, celle-ci doit avoir une certaine viscosité.

Des études de certains auteurs montrent que le remblai en pâte serait considéré comme un fluide plastique de Bingham, c'est-à-dire que sa viscosité plastique η reste constante avec l'augmentation du taux de cisaillement une fois que le seuil de cisaillement est dépassé ($\tau_w > \tau_0$) (e.g., Belem & Benzaazoua, 2003).

a) Types de fluide et leurs comportements

En rhéologie, les fluides se classent principalement en deux grandes catégories : les fluides newtoniens et les fluides non newtoniens, en fonction de la manière dont leur viscosité réagit à une contrainte ou un cisaillement appliqué.

Les fluides newtoniens représentent le comportement le plus simple à modéliser. Ils se caractérisent par une relation linéaire entre la contrainte de cisaillement (τ) et le taux de cisaillement ($\dot{\gamma}$), ce qui signifie que leur viscosité reste constante, quelle que soit la vitesse de déformation. Cette viscosité correspond à la pente du rhéogramme et peut varier en fonction de la température ou de la pression, mais elle ne dépend pas du cisaillement. Des exemples courants incluent l'eau ou l'air.

En revanche, les fluides non newtoniens présentent un comportement plus complexe. Leur viscosité varie avec le taux de cisaillement, ce qui se traduit par des courbes d'écoulement non linéaires. Ces fluides peuvent être classés selon deux critères : la présence ou non d'un seuil de cisaillement (τ_0) et la façon dont leur viscosité évolue lorsque le taux de cisaillement augmente.

Pour les fluides sans seuil de cisaillement, on distingue :

- les fluides pseudo-plastiques ou rhéofluidifiants, dont la viscosité diminue avec l'augmentation du taux de cisaillement (ex. : solutions polymériques, émulsions) ;
- les fluides dilatants ou rhéoépaississants, dont la viscosité augmente avec le taux de cisaillement (ex. : pâte dentifrice, certains mélanges de ciment).

Ces comportements sont souvent modélisés par la loi de puissance ou le modèle d'Ostwald-de Waele (Barnes et al., 1989):

$$\tau = K\dot{\gamma}^n \quad (2.11)$$

Où K est une constante de consistance ($\text{Pa}\cdot\text{s}^n$) et n est l'indice d'écoulement. Lorsque $n = 1$, le fluide est newtonien ; $n < 1$ indique un comportement rhéofluidifiant, et $n > 1$ un comportement rhéoépaississant.

Pour les fluides avec un seuil de cisaillement, on distingue :

- les fluides de Bingham, qui se comportent comme des fluides newtoniens au-delà du seuil de cisaillement (τ_0). Leur modèle est donné par :

$$\tau = \tau_0 + \eta_B \dot{\gamma} \quad (2.12)$$

Où η_B est la viscosité plastique de Bingham. Ce modèle s'applique, par exemple, au ketchup, à certains polymères ou aux remblais en pâte cimentés. Cette viscosité plastique (η_B) est différente de la viscosité dynamique η qui est donnée par la relation (2.12). Ainsi, $\eta = \eta_B$ pour des valeurs très élevées du seuil de cisaillement.

$$\eta = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \eta_B \quad (2.13)$$

- Les fluides à seuil non linéaires, qui peuvent être rhéofluidifiants ou rhéoépaississants. Ils sont décrits par le modèle de Herschel–Bulkley, qui combine les modèles de Bingham et Ostwald-de Waele :

$$\tau = \tau_0 + K_{HB} \dot{\gamma}^n \quad (2.14)$$

Selon la valeur de n , le fluide peut être :

- rhéofluidifiant à seuil ($n < 1$),
- rhéoépaississant à seuil ($n > 1$),
- ou un fluide de Bingham ($n = 1$).

Ce type de comportement est fréquent dans les matériaux industriels complexes comme les résidus épaissis, les mélanges cimentaires ou les remblais en pâte cimentée, pour lesquels la compréhension du comportement rhéologique est essentielle à une bonne mise en œuvre, en particulier dans des environnements souterrains confinés.

b) Mesure de la consistance de la pâte de remblai

Dans la pratique de l'industrie minière, il n'est pas aisé d'accéder aux vraies propriétés rhéologiques du remblai en pâte cimenté à cause de la complexité des dispositifs expérimentaux. Ce qui rend difficile la détermination ou l'estimation de la viscosité de la pâte qui dépend de plusieurs facteurs. C'est donc l'essai d'affaissement au cône standard d'Abrams (*standard slump test*) qui est utilisé pour déterminer la consistance de la pâte de remblai et pour connaître si le remblai en pâte est pompable ou non (le remblai doit être acheminé sous terre par gravité ou à l'aide d'une pompe).

Le « *slump test* » ou l'affaissement du remblai peut varier entre 6 po (152 mm) pour des remblais très visqueux et 10 po (254 mm) pour les remblais très fluides.

Le principe de la mesure de la consistance est le suivant : le cône est placé sur une surface plane (sol) et est rempli en trois couches égales, chaque couche est pilonnée de 25 coups avec une tige en acier. Le cône est rasé une fois rempli pour aplatir la surface et puis on retire ce cône verticalement.

L'affaissement du remblai est alors mesuré avec une règle. Il représente la distance entre le sommet du cône et le haut du remblai affaissé (Figure 2.4).

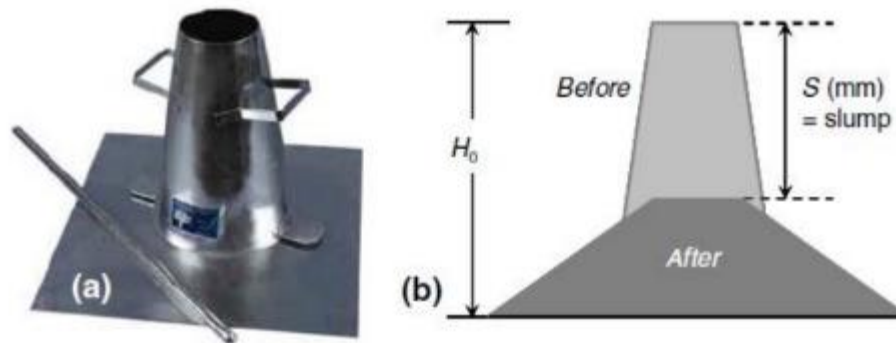


Figure 2.4 Principe de la mesure de l'affaissement ou *slump* (tirée de Belem & Benzaazoua, 2008)

2.1.4 Propriétés mécaniques des remblais en pâte cimentés

Les propriétés mécaniques des remblais en pâte cimentés (RPC) sont essentielles à la conception des systèmes de remblayage et à l'évaluation de la stabilité des excavations souterraines. Elles constituent également une base incontournable pour la modélisation numérique de la stabilité des sites miniers remblayés. Parmi ces propriétés, la résistance mécanique du remblai est un paramètre clé qui oriente la majorité des décisions de conception. Elle dépend principalement des caractéristiques physiques, chimiques et minéralogiques du matériau (e.g., Tiendrebeogo, 2019).

Le rôle du remblai est avant tout d'assurer la stabilité des chantiers et la sécurité des opérations souterraines. En fonction du rôle assigné au remblai, qu'il s'agisse d'un support vertical, d'un pilier, d'une semelle ou simplement d'un matériau de confinement pour les rejets, une résistance minimale est requise pour garantir l'efficacité structurelle. La Figure 2.5 illustre les différentes fonctions attribuées au remblai et les résistances associées.

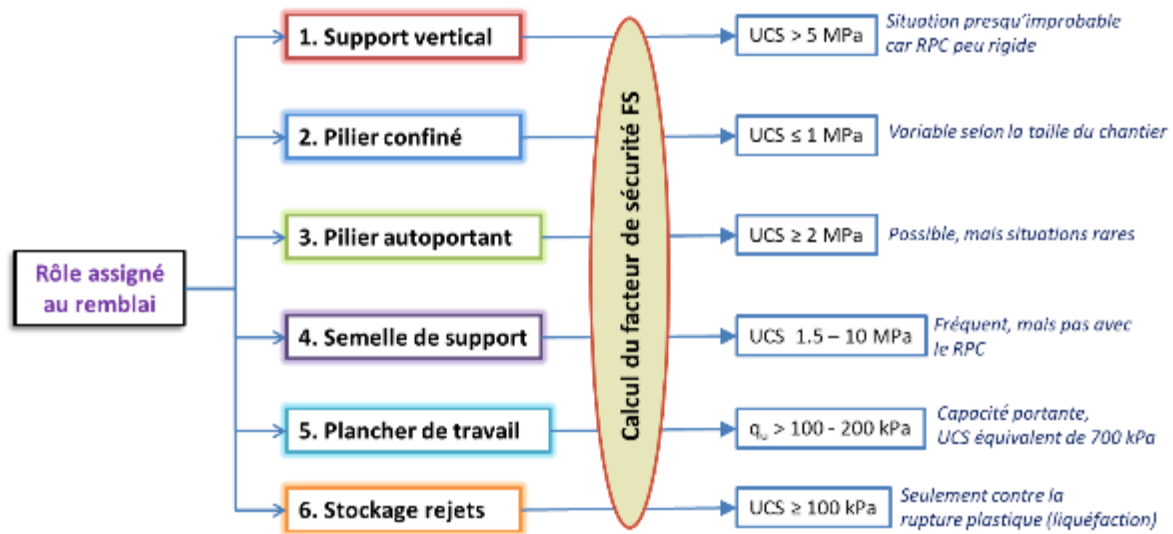


Figure 2.5 Rôles assignés au remblai et les résistances requises (Belem, 2009)

Du point de vue de la mécanique des matériaux, les remblais peuvent être caractérisés à l'aide de deux types de paramètres :

- **Paramètres de résistance** : sont la résistance en compression uniaxiale (UCS), la résistance au cisaillement à la rupture (τ_f), cohésion drainée (c') ou non drainée (C_{cu} , C_u), ainsi que la déformation (ϵ) à la rupture.
- **Paramètres de rigidité** : sont le module élastique de déformation (E), le module élastique de cisaillement (G) et le coefficient de Poisson (ν).

Les essais devront être réalisés selon l'objectif de l'étude de la caractérisation mécanique, soit en cherchant uniquement les paramètres élastiques (E, G) ainsi que la résistance UCS qui est un paramètre index, soit en cherchant les paramètres intrinsèques régissant cette rupture (c' et ϕ'). Ces paramètres peuvent être obtenus d'essais de compression uniaxiale et triaxiale (en condition drainée ou non drainée). Il faut noter qu'il n'est pas aisé de déterminer expérimentalement le coefficient de Poisson (ν) des RPC.

2.1.4.1 Résistance à la compression

a) Essais de compression uniaxiale

L'essai à la compression uniaxiale est l'un des essais les plus couramment utilisés, car il est peu coûteux et les résultats obtenus peuvent être corrélés avec les autres paramètres mécaniques tels

que la résistance à la traction et la cohésion interne (c'). La résistance à la compression est le plus souvent déterminée en soumettant une éprouvette de section circulaire à une charge de compression axiale appliquée de manière uniforme et qui augmente d'intensité jusqu'à ce que la rupture se produise. La résistance résultante est exprimée comme la force ultime sur l'aire de la section transversale et est le plus souvent exprimée en kPa pour les sols et les remblais.

De l'essai en compression uniaxiale il en résulte une courbe de contrainte axiale (σ) - déformation axiale (ϵ). La Figure 2.6 présente une courbe typique « contrainte – déformation » obtenue pour un remblai en pâte donné.

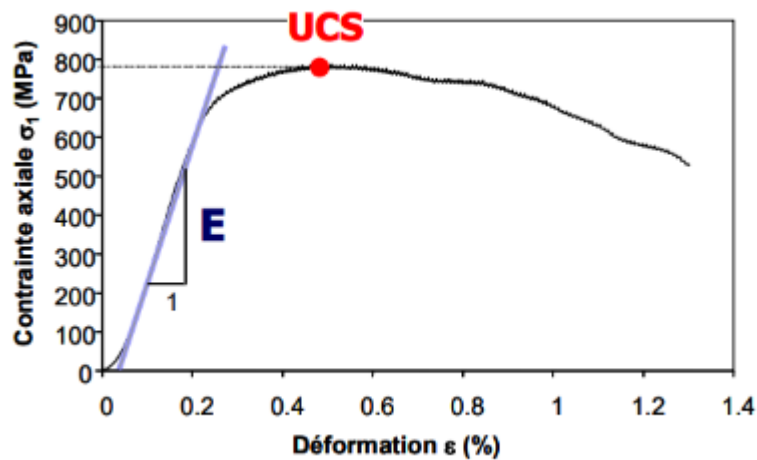


Figure 2.6 Courbe typique d'un essai en compression uniaxiale (UCS) (Belem et al., 2000)

À partir de cette courbe, on détermine la résistance en compression uniaxiale (UCS) qui est le pic de la courbe, le module de déformation ou le module de Young E qui est la pente de la partie linéaire de la courbe. On considère que le remblai de pâte cimentée a un comportement élastoplastique. D'après la théorie de l'élasticité, l'effort normal agissant dans le matériau peut être lié à son module de déformation élastique et à la déformation axiale par la loi de Hooke comme suit :

$$\sigma = E\epsilon \quad (2.15)$$

Le coefficient de Poisson (ν) représente le rapport de la déformation transversale ou latérale (ϵ_t) et de la déformation axiale (ϵ_a) d'un matériau :

$$n = -\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_a} \quad (2.16)$$

avec ν compris entre 0 et 0,5 (ex. : sols saturés).

Le module élastique de Young (E) peut être mesuré directement in situ à l'aide d'essais pressiométriques (Emeriault et al., 2004). On peut alors déduire le module de cisaillement G et ensuite déduire le coefficient de Poisson connaissant E , par la relation :

$$n = \frac{E}{2(1 + n)} = 1 - \frac{E}{2G} \quad (2.17)$$

b) Essais de compression triaxiale

La résistance à la compression triaxiale est déterminée à l'aide d'un essai en compression triaxiale conventionnelle qui consiste à appliquer une contrainte hydrostatique radiale dite de confinement (σ_3) constante et une contrainte déviatorique axiale ($\sigma_1 - \sigma_3$).

L'essai triaxial traduit le vrai état de contrainte et de déformation in situ des remblais et permet de déterminer les paramètres intrinsèques liés à la déformation de ces matériaux en s'appuyant sur un critère de rupture (Figure 2.7).

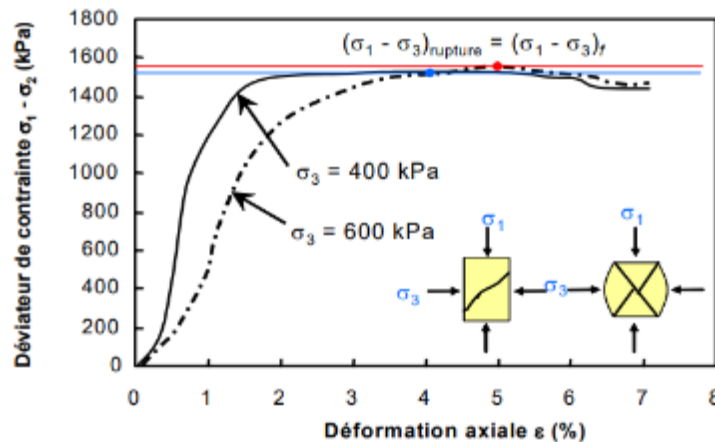


Figure 2.7 Courbe typique d'essais en compression triaxiale sur des remblais en pâte (Belem et al., 2000)

Il existe plusieurs types d'essais triaxiaux pouvant être réalisés sur les remblais :

- L'essai UU (non consolidé, non drainé) (*unconsolidated undrained*) : essai réalisé sur des matériaux saturés ou non saturés, lors duquel la valve de drainage d'eau reste fermée, ce qui empêche le drainage de l'eau ; c'est-à-dire que l'échantillon n'ayant pas initialement subi la phase de consolidation.
- L'essai CD (consolidé, drainé) : qui est réalisé sur des matériaux saturés à une vitesse lente après la phase de consolidation et afin de permettre la dissipation de la pression interstitielle (u_w) lors de la phase de cisaillement (pression interstitielle nulle, $u_w = 0$), ce qui fait que les contraintes appliquées sont des contraintes effectives.
- L'essai CU (consolidé, non drainé) : qui est réalisé sur des matériaux saturés ou non saturés, après consolidation de l'échantillon et dont la valve de drainage reste fermée (aucune dissipation de la pression interstitielle, $u_w \neq 0$) pendant la phase de cisaillement.

Les courbes d'essai résultantes (Figure 2.7) seront ensuite utilisées pour déterminer soit la cohésion non drainée c_u (essai UU), soit l'angle de friction interne effectif (ϕ') et la cohésion interne effective (c') en utilisant le critère de Mohr-Coulomb (Figure 2.8) qui est donné par la relation suivante :

$$\tau = c' + s'_n \tan(\phi') \quad (2.18)$$

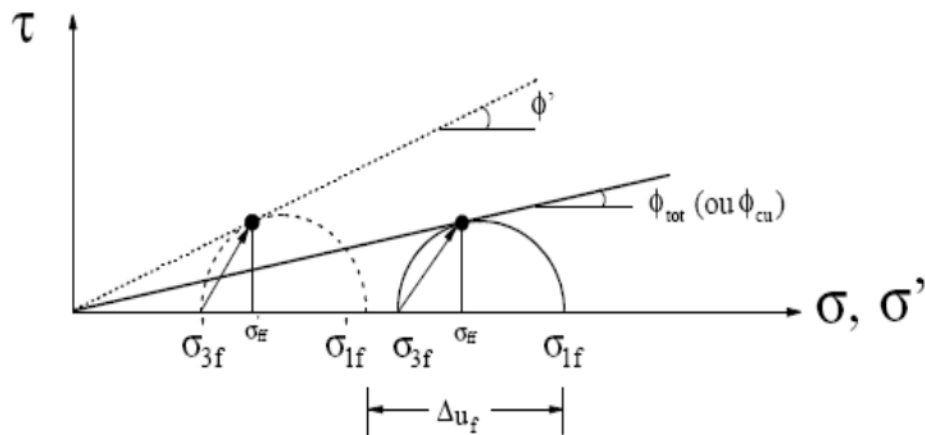


Figure 2.8 Résultat d'un essai de cisaillement triaxial dans le plan de Mohr (tiré de Belem, 2024 ; Notes de cours de remblais miniers)

2.1.4.2 Essais de cisaillement direct

L'essai de cisaillement direct est une procédure de laboratoire largement utilisée pour évaluer la résistance au cisaillement des remblais. Son objectif est d'examiner la capacité d'un remblai à résister aux forces de cisaillement qui pourraient entraîner son déplacement ou sa rupture. Cette méthode est essentielle pour évaluer les propriétés mécaniques des remblais et leur comportement sous contrainte, car elle permet de mesurer la résistance au cisaillement, la cohésion et l'angle de frottement interne du remblai.

L'essai de cisaillement direct implique l'application d'une force de cisaillement directe à un échantillon de remblai selon un plan rectiligne spécifique, à une vitesse constante. Généralement, l'échantillon est préparé sous la forme d'un prisme rectangulaire, assurant une surface de contact bien définie entre deux moitiés de l'échantillon (Figure 2.9). L'essai s'effectue à l'aide d'une boîte de cisaillement composée de deux moitiés indépendantes, séparées par un plan qui définit le trajet préférentiel de la rupture, correspondant au plan de cisaillement de l'échantillon. On applique une force normale constante à l'échantillon pour simuler le confinement dû aux couches sus-jacentes dans le remblai. Ensuite, une force de cisaillement horizontale est appliquée progressivement à la moitié mobile de la boîte, ce qui fait dériver l'échantillon le long d'un plan horizontal. La force de cisaillement et le déplacement horizontal de la moitié mobile sont mesurés pendant l'essai. Ces mesures sont ensuite utilisées pour tracer un diagramme contrainte-déformation (τ - δ) qui représente la relation entre la contrainte de cisaillement (τ) et le déplacement de cisaillement (δ) de l'échantillon.

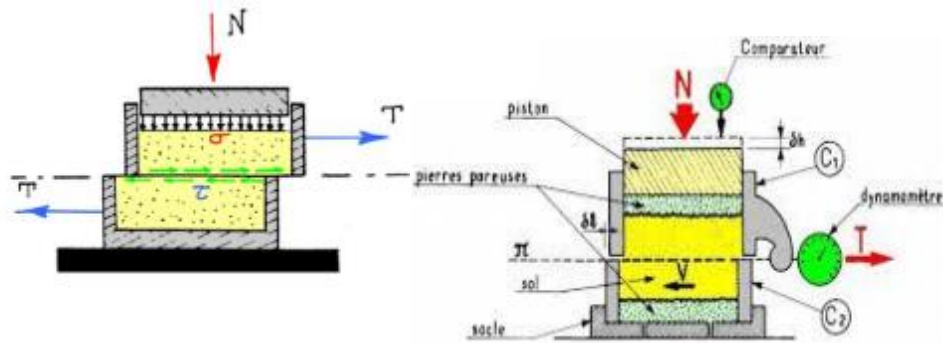


Figure 2.9 Boîte de cisaillement direct (Zemouli, 2024; *Notes de cours de caractérisation géotechnique*)

En menant au moins trois essais à trois contraintes normales différentes (σ_{n1} , σ_{n2} , σ_{n3}) sur trois échantillons distincts, en augmentant progressivement la contrainte normale appliquée ($\sigma_{n1} > \sigma_{n2} > \sigma_{n3}$), on peut tracer la droite intrinsèque dans le plan de Mohr, telle qu'illustrée dans la Figure 2.10. Cette droite représente le critère de rupture de Mohr-Coulomb.

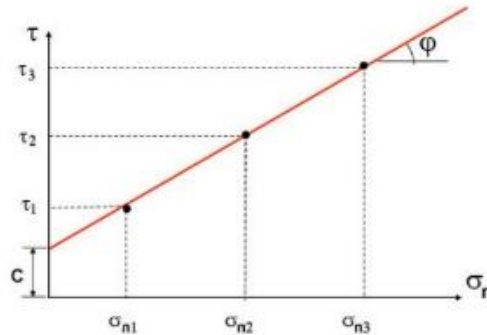


Figure 2.10 Résultat d'un essai de cisaillement direct (droite intrinsèque) dans le plan de Mohr-Coulomb (tiré de Belem, 2024; *Notes de cours sur les remblais miniers*)

L'utilisation du remblai en pâte dans les chantiers miniers présente plusieurs avantages (Belem, 2024; *Notes de cours de remblais miniers*) :

- ✓ une bonne résistance mécanique ;
- ✓ un faible drainage dans le chantier, donc aucun lessivage du liant ;
- ✓ une possibilité de retourner près de 50% des résidus miniers réactifs dans les chantiers souterrains ;
- ✓ une réduction du temps de remblayage, comparativement au remblai hydraulique, et par conséquent, une augmentation de la productivité ;
- ✓ Une réduction des coûts de construction des barricades de retenue du remblai.

2.2. Modèles analytiques de prédiction de la résistance requise des remblais miniers

Depuis les années 1980, plusieurs approches analytiques et modèles semi-empiriques ont été développés afin de prédire la résistance à la compression uniaxiale des remblais miniers, ainsi que certaines de leurs propriétés mécaniques intrinsèques, telles que la cohésion (c') et l'angle de frottement interne (f').

Smith et al. (1983) ont proposé un modèle permettant d'évaluer la stabilité d'une masse de remblai se comportant comme un pilier autoportant lorsque deux faces ou plus sont exposées. Ce modèle est exprimé comme suit :

$$UCS = FS \times \gamma H \quad (2.19)$$

où H : la hauteur (m) de la masse de remblai dont au moins une face est exposée ; FS : facteur de sécurité contre la rupture ; γ : poids volumique total ou humide (kN/m^3) du remblai en pâte.

Mitchell & Wong (1982) ont modélisé un bloc 3D d'un remblai ayant seulement une face exposée et se comportant comme un bloc confiné cohésif. Ces auteurs supposent 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 (Figure 2.11).

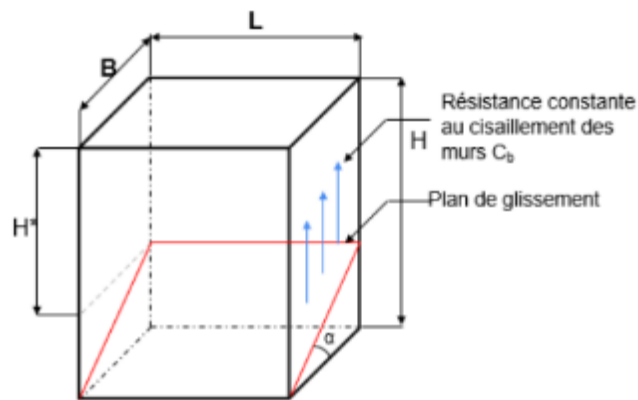


Figure 2.11 Modèle du bloc confiné (Mitchell et al., 1982)

Le facteur de sécurité (FS) contre le glissement du bloc proposé par (Mitchell et al., 1982) est défini comme suit :

$$FS = \frac{\tan \Phi}{\tan \alpha} - \frac{2cL}{wH^*(\gamma L - 2C_b)\sin 2\alpha} \quad (2.20)$$

Avec :

H^* = la hauteur équivalente du bloc (m), exprimée par la relation suivante :

$$H^* = H - \frac{B \tan \alpha}{2} \quad (2.21)$$

Où L = la longueur du remblai (m) ; B = la largeur du remblai (m) ; H = la hauteur du chantier remblayé (m) ; $\alpha(^{\circ})$ = l'angle critique de rupture qui est l'angle entre le plan de glissement du bloc et le plan horizontal est donné par : $\alpha = 45^{\circ} + \frac{f}{2}$; C_b = la cohésion à l'interface entre le remblai et le mur latéral (kPa) ; g = le poids volumique total du remblai (kPa/m) ; c = la cohésion du remblai (kPa) ; f = l'angle de frottement interne du remblai ($^{\circ}$).

La résistance en compression uniaxiale requise (UCS) est exprimée par la relation générale suivante (condition non drainée), en supposant que la hauteur du remblai est largement supérieure à sa largeur ($H \gg B$), que la rupture se produit en condition non drainée ($f' = 0$) et que le facteur de sécurité est unitaire ($FS = 1$) :

$$UCS = 2c = \frac{\gamma H}{1 + \frac{H}{L}} \quad (2.22)$$

2.3 Barricades de retenue du remblai dans les chantiers miniers remblayés

Avant le début du remblayage d'un chantier avec du remblai, une barricade doit généralement être construite afin de retenir le remblai dans le chantier. Cette barricade peut être construite en bois, en béton projeté ou en stériles et doit être conçue correctement afin d'assurer la stabilité tout en supportant les pressions élevées induites par la masse de remblai saturée. Pour la majorité des mines canadiennes utilisant le remblai en pâte cimenté, les barricades sont au centre des préoccupations en santé et sécurité. Celles-ci sont construites au point de soutirage (ou galerie) de manière plus ou moins temporaire pour retenir le remblai en pâte cimenté dans sa phase la plus critique, c'est-à-dire la phase dite hydrostatique, car il se comporte comme un fluide.

2.3.1 Types de barricade de retenue de remblai

Une barricade est généralement construite en briques perméables, en fibres ou en béton (remblai hydraulique), en ossature de bois (remblai hydraulique et en pâte), en béton projeté (remblai hydraulique et en pâte) ou en roches stériles (remblai en pâte) (Belem, 2024 ; *Notes de cours sur les remblais miniers*).

2.3.1.1 Barricade en béton projeté

Ce type de barricade (Figure 2.12) est fait d'un cadre composé de barres d'armatures (*rebars*) et de grillages qui retiennent une toile de jute, laquelle est recouverte d'en moyenne 10,5 cm (4 po) de béton projeté (Gélinas et al., 2017). Le choix du type de béton projeté, avec ou sans l'incorporation de fibres, varie en fonction de chaque opération spécifique (Revell & Sainsbury, 2007b). La pression maximale que ces structures peuvent supporter est de 300 kPa pour les barricades droites et 500 kPa pour celles en forme d'arche, bien que ces valeurs semblent relativement faibles (Nisbet, 2003). En effet, des essais qui n'ont pu être achevés à la mine Mount Isa en Australie ont enregistré des valeurs de pression hydrostatique allant jusqu'à 300 kPa.



Figure 2.12 Barricades en béton projeté (McDonald & Hutter, 2014)

La construction d'une barricade en béton projeté implique plusieurs étapes clés. Tout d'abord, la surface sur laquelle la barricade sera transformée est préparée en la nettoyant soigneusement pour assurer une bonne adhérence. Ensuite, un mélange spécifique de ciment, d'agrégats et d'eau est préparé, éventuellement avec l'ajout de fibres pour renforcer le mélange. L'équipement de projection est préparé et le béton est projeté sur la surface à l'aide d'une pression d'air contrôlée. Une fois la projection terminée, la barricade en béton projeté doit durcir et gagner en résistance. Enfin, des inspections de qualité sont réalisées pour garantir la conformité aux normes requises.

2.3.1.2 Barricade de stériles rocheux

Les barricades en roches stériles (Figure 2.13) sont largement utilisées dans de nombreuses mines souterraines canadiennes (en particulier au Québec) qui remblaient avec du remblai en pâte cimenté. La construction de ce type de barricade est plus simple et plus rapide. Le matériau utilisé pour la construction est du stérile tout-venant qui est récupéré du développement et réutilisé pour

la construction. La capacité de barricade (résistance) dépend du matériau utilisé, de la forme, des dimensions et de la qualité de la construction. Il est difficile d'évaluer la résistance de la barricade de stériles dans le point de soutirage après la construction. De plus, peu d'informations sont disponibles sur les caractéristiques des barricades de stériles rocheux (par exemple, la distribution granulométrique, la résistance au cisaillement, l'angle de frottement, etc.) à des fins de conception appropriées. En pratique, une couche de béton projeté est utilisée pour fermer le vide supérieur après la construction de la barricade afin d'éviter tout risque de déversement du remblai (Belem, 2024 ; *Notes de cours de remblai minier*).



Figure 2.13 Barricades de stériles rocheux (tirée de Belem et al., 2020)

2.4.2 Conception et construction des barricades

La Figure 2.14 présente les étapes de construction d'une barricade de stériles rocheux. La construction d'une barricade en stériles suit plusieurs étapes bien définies. D'abord, l'empilement de stériles est réalisé sans dépasser une hauteur d'environ 3,5 m, limite imposée par les caractéristiques de la chargeuse-navette. Ensuite, pour combler l'espace entre le toit et l'empilement, une plaque de poussée est placée à l'extrémité du godet ; cette plaque permet de remonter le matériau vers le haut.

La technique de comblement se fait en deux étapes répétées : la remontée du matériau, suivie de sa compaction. Après plusieurs répétitions de ces étapes, l'espace entre la barricade et le toit est finalement fermé. Enfin, l'opérateur doit ensuite reprendre la procédure depuis le début afin d'atteindre les dimensions prévues pour la barricade.

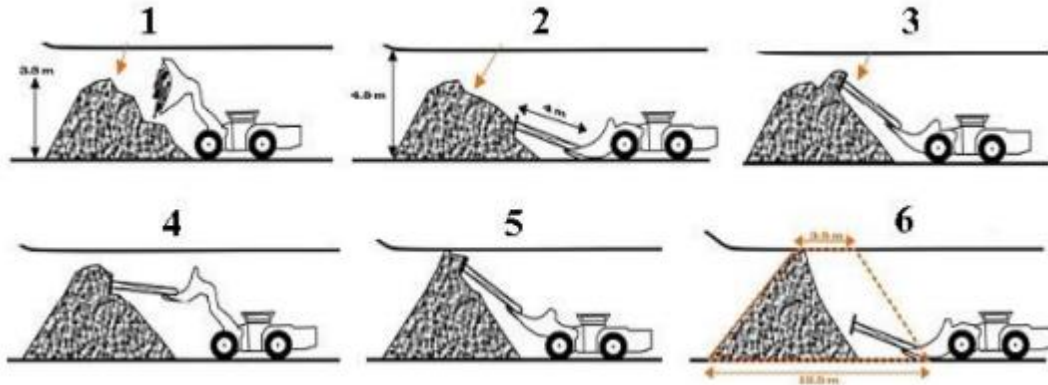


Figure 2.14 Étapes de construction de la barricade de stériles rocheux (Gélinas, 2017)

2.5 Estimation des pressions dans un chantier minier remblayé à l'aide de modèles analytiques

Les solutions analytiques sont des outils simples et rapides pour évaluer l'état des contraintes effectives et totales dans les chantiers remblayés.

Après la mise en place du remblai dans un chantier, le tassement du remblai sous son propre poids peut générer une contrainte de cisaillement le long de l'interface roc-remblai. Cette situation pourrait conduire à un transfert de charge du remblai vers le massif, provoquant ainsi une réduction des contraintes dans le remblai en fonction de la profondeur. Ce phénomène est appelé l'effet d'arche.

Janssen (1895) a considéré l'effet d'arche et présenté une solution visant à évaluer l'état des contraintes dans les matériaux granulaires stockés dans des silos. Dû à l'effet d'arche, les contraintes verticales et horizontales sont souvent plus faibles que le poids des terres/matériaux défini par :

$$\sigma_v = \gamma z \quad (2.23)$$

Marston (1930) a introduit plus tard l'effet d'arche dans des applications en géotechnique. Il a proposé une solution analytique pour le calcul des contraintes normales totales horizontale et verticale dans une tranchée étroite remblayée et définie par :

$$\sigma_h = \frac{\gamma B}{2 \tan \delta} \left[1 - \exp \left(-\frac{2K_a \tan \delta}{B} H \right) \right] \quad (2.24)$$

$$\sigma_v = \frac{\sigma_h}{K_a} \quad (2.25)$$

Avec : $K_a = \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\phi'}{2} \right)$ = le coefficient de poussée des terres actif, γ = le poids volumique du matériau (kN/m³), B = la largeur de la tranchée (m), δ = l'angle de frottement remblai-roche, H = la hauteur du matériau remblayé (m) et ϕ' = l'angle de frottement interne effectif (°).

Aubertin et al. (2003) ont développé une approche modifiée basée sur celle de Marston (1930) pour un chantier remblayé vertical en deux dimensions, avec un remblai sans cohésion (pulvérulent). Ils ont fait l'hypothèse que l'angle de frottement à l'interface entre le remblai et la roche correspondait à l'angle de frottement du remblai. La version modifiée prédit les pressions effectives horizontales et verticales dans des chantiers souterrains remblayés à une profondeur maximale H correspondant à la base du chantier :

$$\sigma_{hH}' = \frac{\gamma B}{2 \tan \phi'_f} \left[1 - \exp \left(-\frac{2K \tan \phi'_f}{B} H \right) \right] \quad (2.26)$$

$$\sigma_{vH}' = \frac{\sigma_{hH}'}{K} \quad (2.27)$$

Avec : σ_{hH}' = pression effective horizontale ; σ_{vH}' = pression effective verticale ; γ = poids volumique du remblai (kN/m³) ; B = largeur du vide souterrain (m) ; H = hauteur du remblai (m), ϕ'_f = l'angle effectif de friction interne du remblai (en degré) et K = coefficient de poussée des terres.

Terzaghi (1943) a proposé une solution analytique prenant en compte la cohésion (c) des matériaux afin d'estimer les contraintes normales verticales et horizontales au-dessus des tunnels. L'angle de friction de l'interface est le même que celui du sol.

La solution de Terzaghi (1943) peut être écrite sous la forme suivante :

$$\sigma_h = \frac{\gamma B - 2c}{2 \tan \phi} \left[1 - \exp \left(-\frac{2KH \tan \phi}{B} \right) \right] \quad (2.28)$$

Et pour un matériau non cohésif :

$$\sigma_h = \frac{\gamma B}{2 \tan \phi} \left[1 - \exp \left(-\frac{2KH \tan \phi}{B} \right) \right] \quad (2.29)$$

La pression verticale au sommet du tunnel ou au bas d'un chantier remblayé est :

$$\sigma_v = \frac{\sigma_h}{K} \quad (2.30)$$

$$K = \frac{1 + \sin^2 \phi}{\cos \phi^2 + 4 \tan^2 \phi} = \frac{1}{1 + 2 \tan^2 \phi} \quad (2.31)$$

Plusieurs solutions analytiques en 3D ont été proposées pour évaluer la distribution des contraintes tridimensionnelles dans les chantiers.

Van Horn (1963) a proposé une solution analytique en 3D, basée sur Marston (1930), qui peut être utilisée pour déterminer la distribution des contraintes dans les chantiers. Pour des matériaux avec une cohésion, cette solution pour la contrainte horizontale (σ_h) est donnée comme suit :

$$\sigma_h = \frac{\gamma \left(\frac{BL}{B+L} \right) - 2c}{2 \tan \delta} \left[-\exp \left(-2K_r \tan \delta \frac{2h(B+L)}{BL} \right) \right] \quad (2.32)$$

$$\sigma_v = \frac{\sigma_h}{K_r} \quad (2.33)$$

Le modèle de Van Horn (1963) sans cohésion interne (c) est donné comme suit :

$$\sigma_h = \frac{\gamma \left(\frac{BL}{B+L} \right)}{2 \tan \delta} \left[-\exp \left(-2K_r \tan \delta \frac{2h(B+L)}{BL} \right) \right] \quad (2.34)$$

$$\sigma_v = \frac{\sigma_h}{K_r} \quad (2.35)$$

Où δ est l'angle de frottement remblai-mur, B = la largeur du chantier (m), h = la hauteur du chantier (m) et L = la profondeur ou longueur du chantier (m).

Belem et al. (2004) ont proposé un modèle prédictif en trois dimensions qui prend en compte l'effet d'arche pour estimer la pression horizontale (σ_h) comme suit :

$$\sigma_h = \omega\gamma H \left(\frac{H}{B+L} \right) \left[1 - \exp\left(\frac{-2H}{B} \right) \right] \quad (2.36)$$

Li et al. (2005) ont développé une solution inspirée de la solution 2D de Marston. Il s'agit d'une approche plus générale que les autres approches 3D pour les chantiers verticaux. La Figure 2.15 montre schématiquement un chantier vertical et étroit remblayé. L'analyse est basée sur une distribution uniforme des contraintes verticales sur la surface horizontale de l'élément. Sur cette figure, à la position h , l'élément de couche horizontale est soumis à des forces de compression latérales C_i ($i = 1-4$), des forces de cisaillement verticales et horizontales du mur de remblai s_i et T_i ($i = 1-4$). On note aussi les forces longitudinales (S_L et S_L+dS_L) et transversales (S_B et S_B+dS_B) de cisaillement, et efforts verticaux internes V (et $V + dV$).

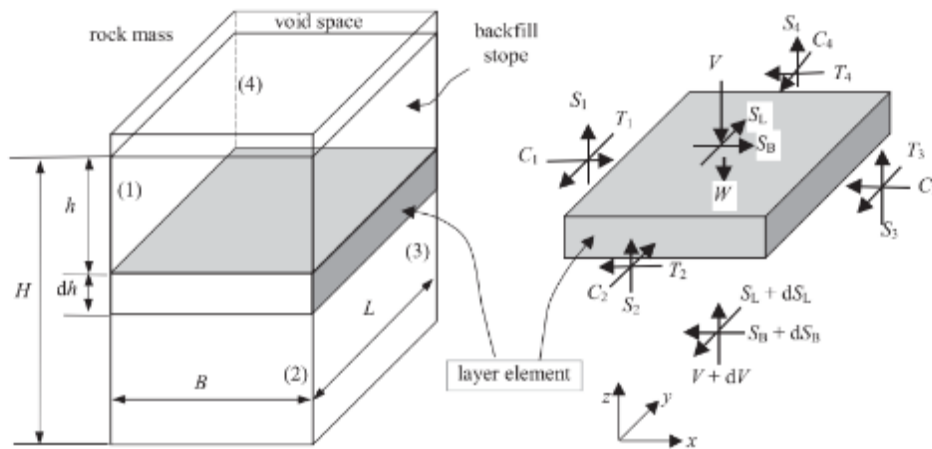


Figure 2.15 Schéma d'un chantier vertical remblayé avec les diverses forces sur l'élément horizontal : H = la hauteur de remblai (m), B = la largeur du chantier (m) et L = la longueur du chantier (m) (tiré de Li et al., 2005).

Sur la base de cette représentation, des équations 3D générales ont été développées pour estimer la contrainte verticale (σ_v) agissant sur le plan horizontal à une profondeur h qui est donnée comme suit :

$$\sigma_{vh} = \frac{\gamma - (k_{13}B^{-1} + k_{24}L^{-1})}{\lambda_{13}B^{-1}\lambda_{24}L^{-1}}(1 - \exp(-h(\lambda_{12}B^{-1} + \lambda_{24}L^{-1}))) \quad (2.37)$$

$$\lambda_{13} = k_1 \tan \delta_1 + k_3 \tan \delta_3 \quad (2.38)$$

$$\lambda_{24} = k_2 \tan \delta_2 + k_4 \tan \delta_4 \quad (2.39)$$

$$k_{13} = c_1 + c_3 + 2c(\tan \alpha_1 \tan \delta_1 + \tan \alpha_3 \tan \delta_3) \quad (2.40)$$

$$k_{24} = c_2 + c_4 + 2c(\tan \alpha_2 \tan \delta_2 + \tan \alpha_4 \tan \delta_4) \quad (2.41)$$

Avec : $\delta_i \leq \phi$ et $c_i \leq c$ ($i = 1 - 4$) et ϕ est l'angle de frottement interne ($^\circ$) et c = la cohésion du remblai.

2.6 Mesures in situ des pressions dans les chantiers miniers remblayés

Les solutions analytiques et numériques sont des outils rapides pour résoudre des problèmes géotechniques simples ou complexes. Elles reposent sur des formulations mathématiques simplifiées, ce qui peut affecter la représentation réaliste du comportement du matériau complexe tel que le remblai. Néanmoins, les essais expérimentaux restent un moyen qui permet d'approcher le comportement réel du remblai. Ces essais peuvent également être utilisés pour valider les solutions analytiques et numériques.

Plusieurs travaux d'instrumentation de chantiers miniers ont été réalisés à travers le monde pour étudier le comportement hydromécanique de différents types de remblai cimenté. Cependant, il sera question dans cette partie de chantiers miniers remblayés avec du remblai en pâte cimenté (RPC). L'instrumentation des chantiers permet d'obtenir les données sur les pressions qui se développent dans la masse de remblai. La connaissance de ces pressions est nécessaire pour le dimensionnement des barricades, pour l'estimation de la distribution des contraintes à travers le chantier remblayé et même pour l'optimisation des recettes de remblai (Alcott et al., 2019).

Belem et al. (2004) ont effectué les mesures des pressions développées par le remblai dans la mine d'or de Doyon pendant et après le remblayage complet des chantiers d'abattage et sur les barricades. L'un des deux chantiers instrumentés et remblayés est le grand chantier 8-1FW qui avait une hauteur $H = 29$ m, une section $B = 11$ m de large par $L = 21$ m de long. Ce chantier était équipé de huit cellules de pression. Les cellules de pression ont été placées à quatre emplacements : le

plancher du point de soutirage, à l'interface du chantier, à l'interface entre le bouchon et le remblai résiduel, sur la paroi de l'éponte inférieure (*footwall*) et sur la barricade (Figure 2.16).

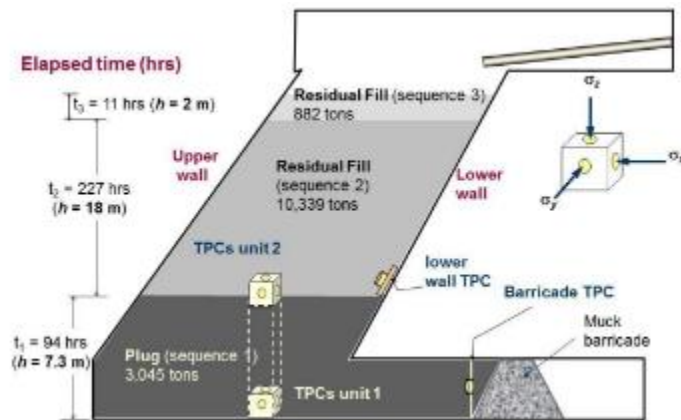


Figure 2.16 Chantier 8-1 FW à la mine Doyon, sa géométrie et ses dimensions avec l'emplacement des cellules de pression (tiré de Belem et al., 2004)

La Figure 2.17 présente les résultats de l'évolution des pressions verticale (σ_{Z1}), longitudinale (σ_{X1}) et transversale (σ_{Y1}) au bas du bouchon pendant le remblayage qui a duré 15 jours incluant les périodes de cure.

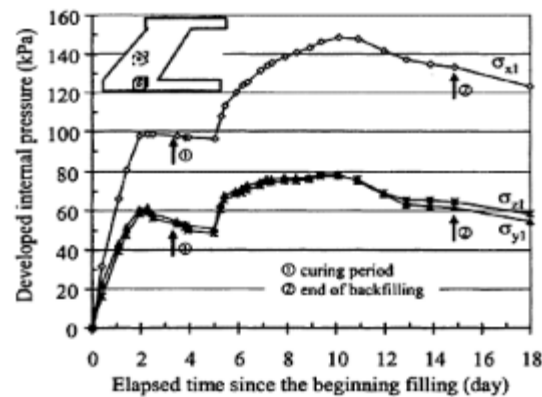


Figure 2.17 Évolution des pressions verticale (σ_{Z1}), longitudinale (σ_{X1}) et transversale (σ_{Y1}) à la base du bouchon (tiré de Belem et al., 2004)

La pression longitudinale (σ_{X1}) a atteint sa valeur maximale (σ_{X1-max}) d'environ 150 kPa au cours de la deuxième séquence de remblayage (après le 10^e jour). Cette valeur maximale est presque deux fois supérieure à celle des pressions verticale (σ_{Z1}) et transversale (σ_{Y1}) qui étaient d'une ampleur similaire ($\sigma_{X1} > \sigma_{Y1} \approx \sigma_{Z1}$).

La Figure 2.18 montre l'évolution des pressions verticale (σ_{z2}), longitudinale (σ_{x2}) et transversale (σ_{y2}) à l'interface bouchon/remblai résiduel à partir du 5^e jour de remblayage. À nouveau, la pression longitudinale est supérieure aux pressions transversales et verticales ($\sigma_{x2} > \sigma_{y2} > \sigma_{z2}$).

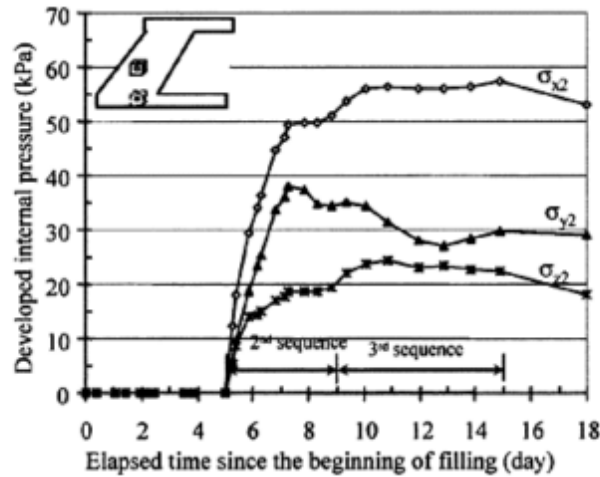


Figure 2.18 Évolution des pressions verticale (σ_{z2}), longitudinale (σ_{x2}) et transversale (σ_{y2}) à l'interface bouchon/résidus (tiré de Belem et al., 2004)

La Figure 2.19 montre l'évolution de la pression longitudinale (σ_{xb}) exercée sur la barricade. La pression maximale exercée sur la barricade est d'environ 54 kPa.

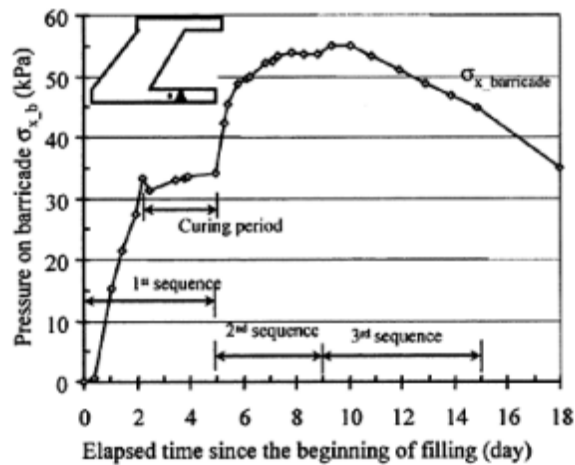


Figure 2.19 Évolution de la pression longitudinale (σ_{xb}) exercée sur la barricade

En parallèle avec cette étude, Belem et al. (2004) ont proposé deux nouveaux modèles 3D pour prédire le développement de pressions dans le remblai en pâte cimenté et les pressions sur les barricades en fonction de la hauteur de la colonne de remblai.

Helinski et al. (2010) ont mené une campagne d'instrumentation et de mesures des pressions dans les mines de Kanowna Bell (KB) et de Savannah Nickel (SN) en Australie pour étudier l'évolution de la contrainte verticale totale (σ_v) et de la pression interstitielle (u) pendant le remblayage. Le chantier de la mine (KB) a une largeur $B = 15$ m, une longueur $L = 18$ m et une hauteur $H = 40$ m. Le remblai en pâte étudié avait un pourcentage de solides $C_w = 75\%$ et une teneur en ciment $C_c = 3,1\%$. À différents endroits, les chantiers ont été équipés de cellules de pression totale et de piézomètres. La Figure 2.20 montre la disposition du chantier et la position des instruments.

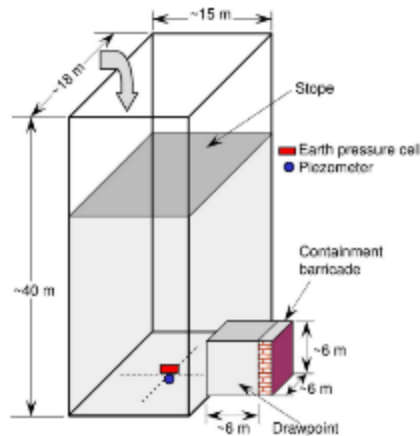


Figure 2.20 Instrumentation d'un chantier à la mine Kanowna Bell (Helinski et al., 2010)

La séquence de remblayage consistait à remplir les 10 premiers mètres à une vitesse de remblayage de l'ordre de 0,2 à 0,5 m/h suivie d'une pause de 24 heures. Après cette période de cure, le remblayage a repris à une vitesse de remblayage de l'ordre de 0,3 à 0,6 m/h jusqu'à ce que le chantier ait complètement été rempli 184 h après le début du remblayage.

La Figure 2.21 présente la contrainte verticale totale σ_v , la pression interstitielle u mesurées en fonction du temps de remblayage pour le point situé au centre du chantier et la contrainte totale σ_v *no arching* qui se serait produite s'il n'y avait pas eu redistribution de la contrainte au massif rocheux environnant.

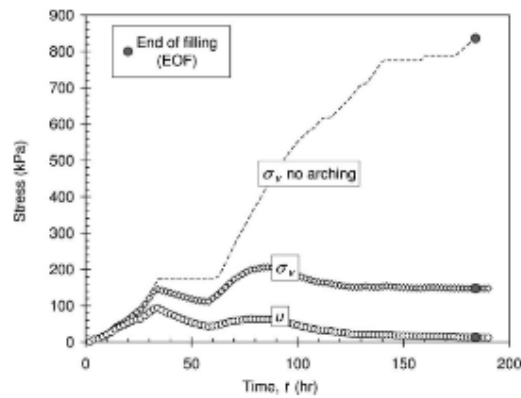


Figure 2.21 Résultats des mesures de pression à la base du chantier à Kanowna Bell (Helinski et al., 2010)

Les résultats des mesures ont montré que la valeur expérimentale de σ_v était inférieure à la pression totale des terres. La valeur mesurée de σ_v était seulement de 190 kPa, alors que la pression totale des terres (gH) était estimée à 836 kPa. Les résultats ont également montré que pendant les 15 premières heures de remblayage, la contrainte verticale totale σ_v et la pression interstitielle u ont initialement augmenté de la même façon, indiquant qu'il n'y a pas de consolidation et donc pas de drainage au début du processus de remblayage (le remblai se comportant comme un fluide pesant). Cependant, après environ 20 heures, la contrainte effective a commencé à se développer.

Le deuxième chantier est situé dans la mine de nickel Savannah (SNM) (Figure 2.22), anciennement appelée Sally Malay Mine, dans la région de Kimberley, au nord de l'Australie-Occidentale. Ce chantier a des dimensions de $H = 23$ m de hauteur, $B = 10$ m de largeur et $L = 12$ m de longueur. La barricade, similaire à celle de la mine KB, a été construite dans une galerie estimée à 6 m de hauteur sur 6 m de largeur.

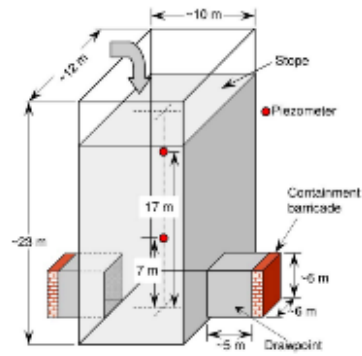


Figure 2.22 Instrumentation d'un chantier à la mine Savannah Nickel (SNM) (Helinski et al., 2010)

Le processus de remblayage a commencé en comblant les 6 premiers mètres à une vitesse de remblayage d'environ 0,04 m/h, suivi du remblayage du reste du chantier à une vitesse constante d'environ 0,1 m/h, ce qui a permis de remplir entièrement le chantier en environ 300 heures.

La Figure 2.23 montre l'évolution de la pression interstitielle mesurée à 7 m de hauteur (u_{7m}) et à 17 m de hauteur (u_{17m}) en fonction du temps de remblayage.

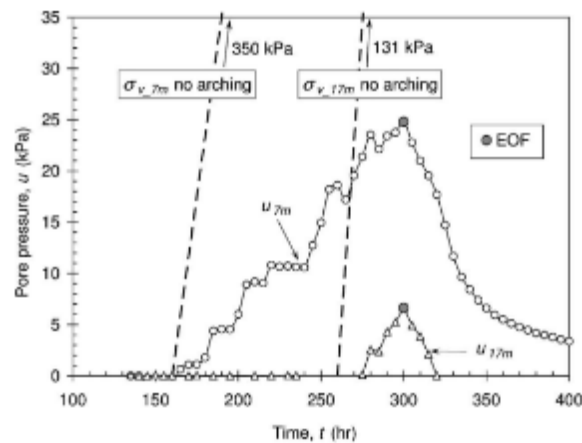


Figure 2.23 Résultats des mesures de pression à la mine Savannah Nickel (Helinski et al., 2010)

Les résultats montrent qu'à la différence du cas de la mine KB, la variation de la pression interstitielle est nettement moins importante que celle de la contrainte totale appliquée dès le début du remblayage. Cela suggère qu'une consolidation considérable par gravité se produit pendant la

mise en place. De plus, les pressions interstitielles mesurées aux deux points de mesure continuent d'augmenter jusqu'à la fin du remblayage (EOF).

Les conclusions de Helinski et al. (2010) soulignent que le comportement lors du remblayage varie significativement, en fonction des propriétés des matériaux et des conditions géométriques, et que chacune des opérations minières a ses propres particularités concernant le taux de remplissage, le taux de consolidation et la vitesse d'hydratation, ce qui a un impact majeur sur les pressions qui se développent sur une barricade.

2.7 Mesures de pressions dans des modèles physiques réduits de chantiers miniers remblayés

Nujaim et al. (2020) ont mené une étude expérimentale en utilisant un modèle physique réduit d'un chantier d'abattage longitudinal pour évaluer la pression exercée par le remblai sur une barricade de roches stériles, analyser l'interaction barricade-remblai pour différentes distributions granulométriques des roches stériles, étudier les mécanismes de rupture ou la défaillance mécanique des barricades de roches stériles et évaluer la pression maximale à la rupture.

La Figure 2.24 montre le modèle réduit utilisé avec les outils de mesure associés. Ce modèle réduit reproduit le processus de remblayage d'un chantier d'abattage typique dans les mines de la région de l'Abitibi-Témiscamingue (Québec, Canada) avec une échelle de longueur de 1/50 (facteur d'échelle de longueur $L^* = L_{\text{modèle}}/L_{\text{prototype}} = 1/50$).

Le chantier d'abattage (ou sentier ouvert) est en verre acrylique ou en plexiglas (PMMA) ayant une section longitudinale de 9 x 20 cm et une hauteur de 38 cm, peut être augmenté de 38 cm supplémentaires jusqu'à une hauteur totale de 76 cm lors du placement de la deuxième couche. Le chantier d'abattage est relié à la galerie (appelée point de soutirage), qui a une section verticale de 9 x 9 cm et une longueur de 63 cm. Le modèle est équipé des mini-capteurs de pression positionnés à différents endroits pour mesurer la pression du remblai dans le chantier et sur la barricade, et d'un système manuel de chargement externe (piston) pour augmenter la pression sur la barricade jusqu'à sa défaillance ou rupture.

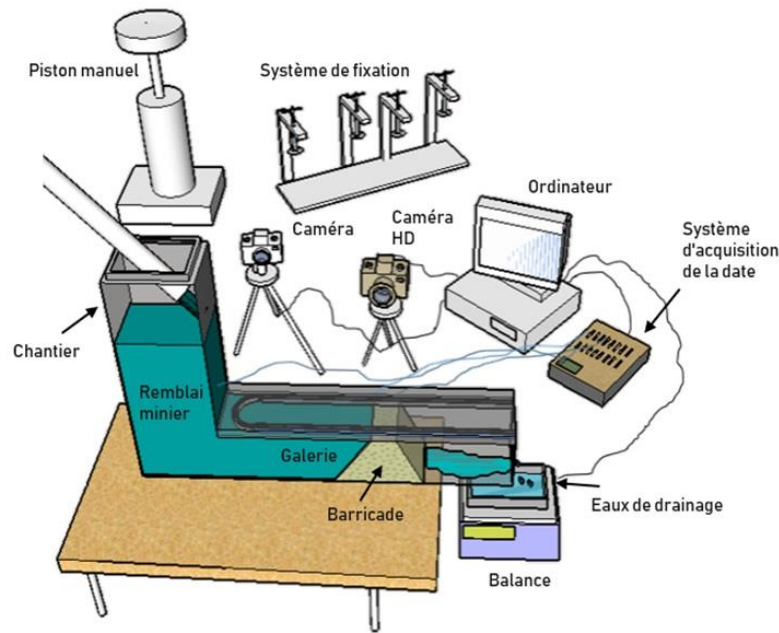


Figure 2.24 Dispositif expérimental d'un modèle physique à échelle réduite d'un chantier longitudinal (Nujaim et al., 2020)

Deux séries d'essais ont été réalisées pour étudier le comportement géomécanique des barricades de roches stériles ayant deux distributions granulométriques différentes (GSD #1 et GSD #5). Les GSD #1 et #5 représentent deux distributions granulométriques distinctes des roches stériles utilisées pour la construction des barricades, permettant d'évaluer l'influence de la granulométrie sur le comportement géomécanique. Les tests sont réalisés pour étudier l'état de contrainte lors d'un remblayage séquentiel (deux couches, $C_w = 70\%$) d'un mélange de remblai contenant 5 % de ciment Portland (type GU) et d'un mélange de remblai non cimenté (résidus uniquement, $C_w = 70\%$). La Figure 2.25 présente les mesures de la pression interstitielle du remblai non cimenté à trois endroits dans le modèle pour les deux barricades GSD #1 (Figure 2.25a) et GSD #5 (Figure 2.25b).

Les pressions dans le remblai variaient aux différents endroits du modèle. Il a été observé que pour les deux configurations de barricade (GSDs #1 et #5), la pression interstitielle se dissipait rapidement au milieu du chantier et près de la barricade, comparativement à la pression au bas du chantier. Pour la barricade GSD #1, les valeurs des pressions interstitielles ont convergé après le placement de la deuxième couche, tandis que les pressions pour la barricade GSD #5 sont restées dans le même intervalle.

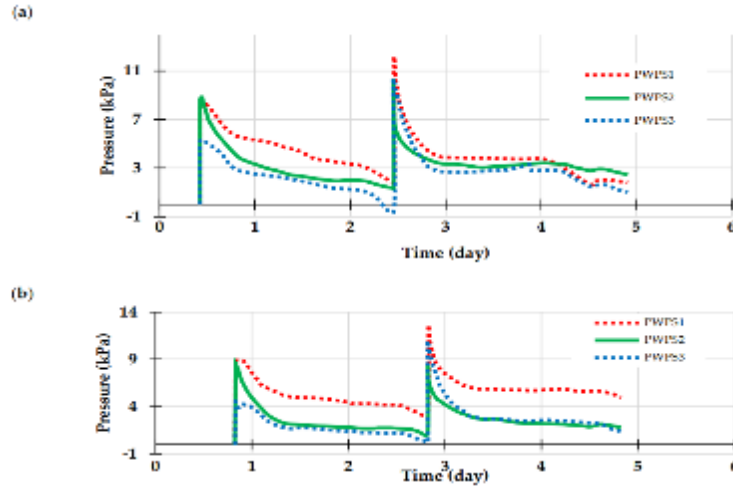


Figure 2.25 Mesures de la pression interstitielle du remblai non cimenté à trois endroits dans le modèle physique réduit, (a) pour la barricade de stériles fins GSD #1, (b) pour la barricade de stériles grossiers GSD #5 (tiré de Nujaim et al., 2020)

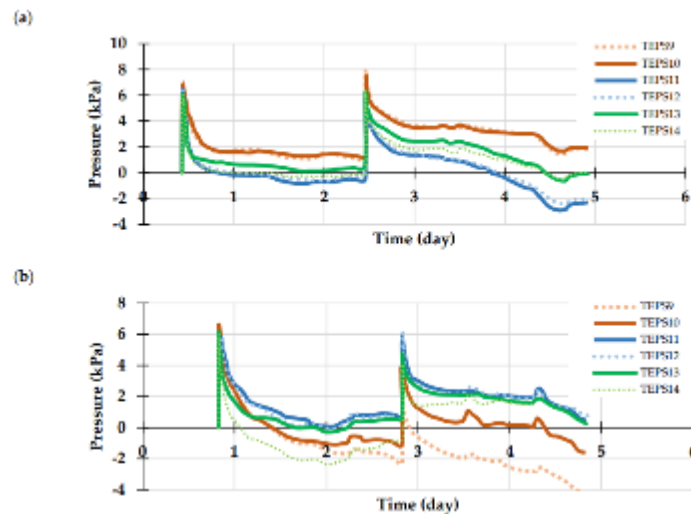


Figure 2.26 Données expérimentales de remblayage avec le modèle physique réduit : évolution de la pression du remblai appliquée sur la barricade de roches stériles : (a) pour la barricade de stériles fins GSD #1, (b) pour la barricade à stériles grossiers GSD #5 (Nujaim et al., 2020)

La Figure 2.26 montre les résultats des mesures de la pression du remblai sur la barricade. La pression appliquée sur la barricade après la mise en place de la première couche était équivalente au poids des terres, puis a progressivement diminué en raison de la saturation de la barricade et de la dissipation des pressions interstitielles par drainage. La pente de la pression décroissante après la deuxième séquence du remblayage est différente, car la barricade est devenue saturée.

La barricade en matériaux fins (GSD #1) se désature lentement de haut en bas de sorte qu'après dissipation de la pression interstitielle. La barricade constituée de matériaux grossiers (GSD #5) laissait entrer l'air une fois le drainage cessé, en raison de sa perméabilité élevée. Ce qui montre que les caractéristiques de ce type de barricade influenceraient l'état de contrainte du remblai après sa mise en place.

2.8 Distribution des pressions dans les chantiers miniers remblayés à l'aide de simulations numériques avec différents codes de calculs

De nos jours, la modélisation numérique est devenue une étape indispensable dans la plupart des projets de génie des mines. Elle permet d'analyser des formes géométriques complexes, les interactions entre le remblai et les parois et de simuler des conditions réalistes. Les analyses numériques peuvent également aborder des problématiques complexes telles que la convergence des murs, le remblayage séquentiel, les systèmes de drainage et la consolidation du remblai. La modélisation numérique est également utilisée pour l'analyse de la stabilité des chantiers miniers ouverts.

Il existe une variété de codes de calculs numériques permettant d'analyser le comportement géomécanique en 2D et en 3D des chantiers miniers remblayés. Parmi les codes de calculs disponibles, on retrouve FLAC 2D (éléments lagrangiens), SIGMA/W (éléments finis) et PLAXIS (éléments finis), FLAC3D et ABAQUS. Toutefois, les résultats des simulations numériques doivent être validés par comparaison avec des solutions analytiques éprouvées et/ou avec des mesures in situ ou en laboratoire.

Dans le cadre de leur étude, Nujaim et al. (2020) (Figures 2.27 et 2.28) ont également réalisé une modélisation numérique du comportement du remblai non cimenté et cimenté à l'aide d'un modèle élastique linéaire couplé à une analyse des pressions interstitielles. Les résultats numériques ont montré une bonne concordance avec les données expérimentales, notamment dans les premiers jours suivant la mise en place du remblai non cimenté. La pression interstitielle simulée était initialement équivalente à la contrainte totale, indiquant que le poids du remblai était entièrement soutenu par l'eau interstitielle, puis diminuait graduellement avec le drainage, entraînant une augmentation des contraintes effectives.

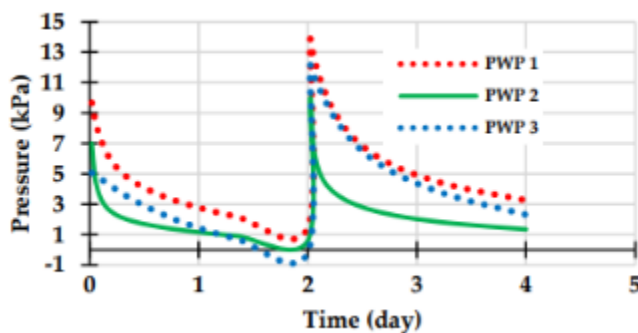


Figure 2.27 Évolution de la pression interstitielle du remblai non cimenté simulée à la base du chantier remblayé

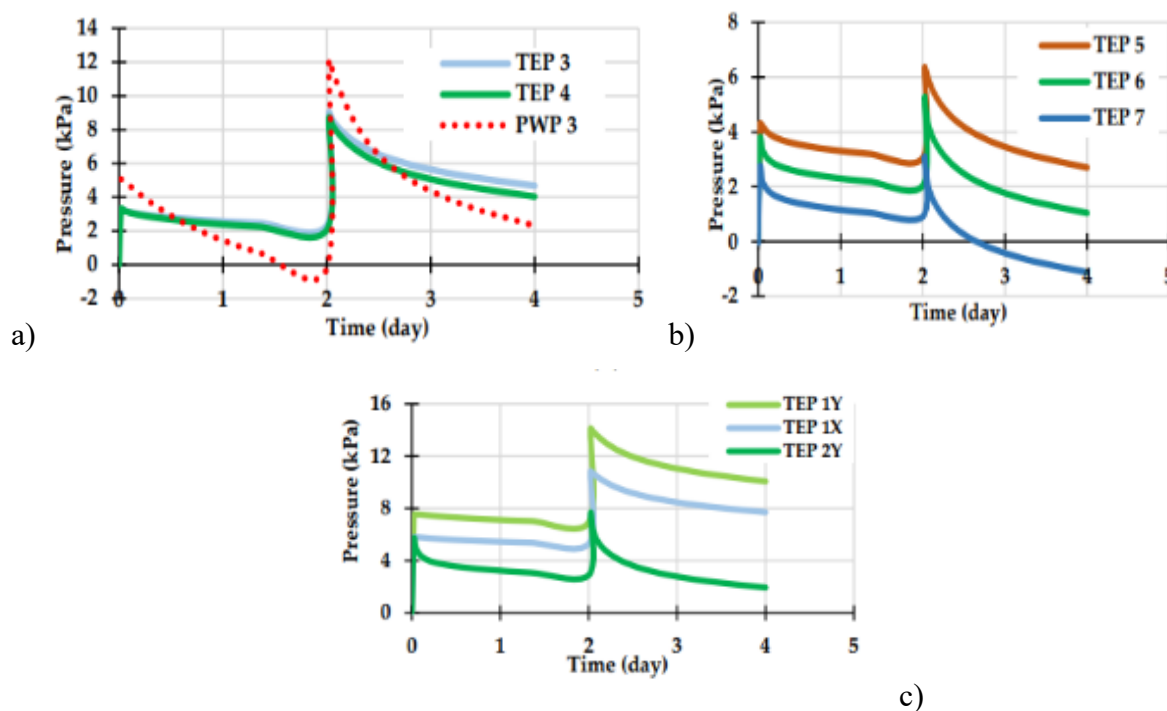


Figure 2.28 Tendence Évolution de la pression totale du remblai non cimenté simulée : a) sur la barricade b) à la base du chantier c) à 20 cm au-dessus du plancher la base du chantier

La modélisation numérique a permis de reproduire la répartition des contraintes totales au sein du remblai, en particulier au bas du chantier remblayé, près de la barricade et dans la zone médiane. Une diminution des contraintes totales avec le temps a été observée, en cohérence avec le processus de drainage. Des pressions négatives ont également été simulées dans la partie supérieure du remblai en lien avec le développement de la succion. L'influence des paramètres hydrauliques de

la barricade, tels que la conductivité hydraulique, s'est révélée déterminante dans la distribution des pressions simulées, notamment près de la paroi aval.

La modélisation numérique du remblai cimenté (5 % de ciment Portland GU) (Figure 2.29) a montré une évolution différente de celle observée pour le remblai non cimenté, en raison de la rigidification progressive induite par la prise du ciment. Les résultats ont indiqué que la pression interstitielle simulée était initialement plus élevée que celle mesurée expérimentalement. Cette divergence est attribuée à la nécessité d'augmenter légèrement le module de Young dans le modèle numérique pour mieux représenter le gain de rigidité du remblai au cours du temps. Pendant le drainage, la pression interstitielle diminuait progressivement, tout en montrant une variation spatiale marquée : elle restait plus importante au bas du chantier et tendait à devenir négative dans la partie supérieure, en lien avec le développement de la succion lors de la désaturation.

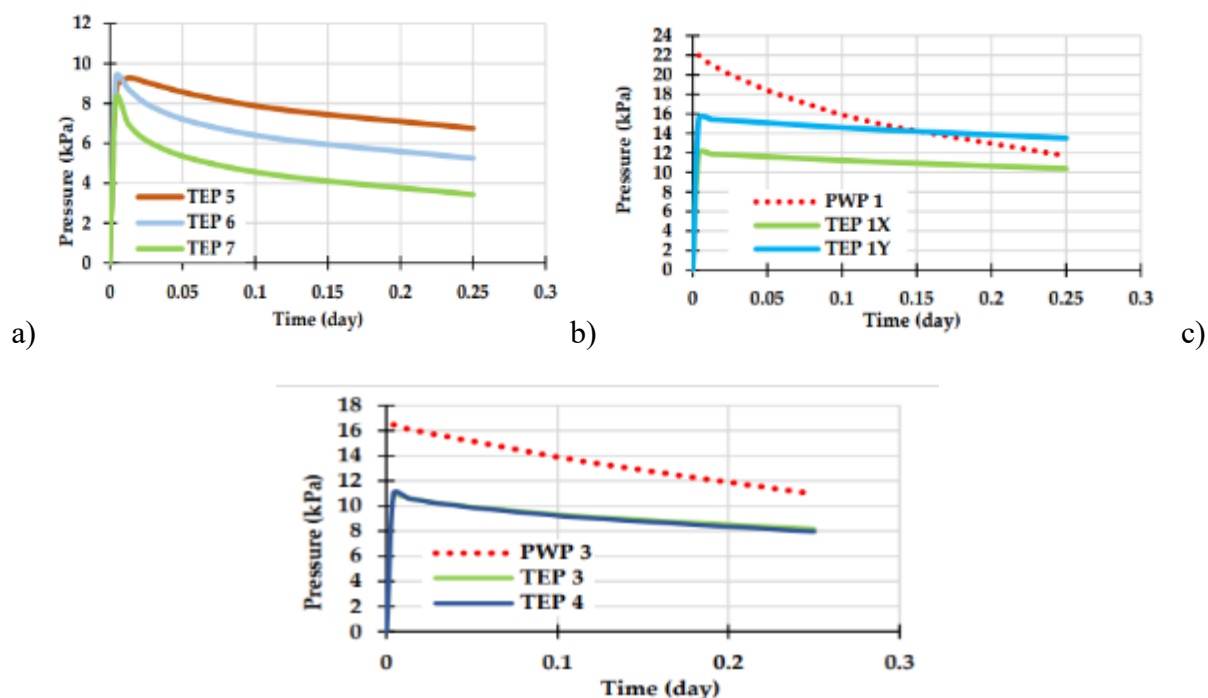


Figure 2.29 Tendence Évolution de la pression interstitielle du remblai cimenté simulée : a) au niveau de la barricade, b) à la base du chantier, c) à 20 cm au-dessus de la base du chantier

En ce qui concerne les pressions totales, les résultats numériques ont montré une évolution similaire aux essais expérimentaux. Après la mise en place du remblai, la pression totale exercée sur la barricade (mesurée horizontalement) présentait une distribution relativement uniforme, puis elle diminuait progressivement pendant le drainage. Des différences entre les valeurs simulées et

mesurées ont été notées, probablement dues à la sensibilité des paramètres hydrauliques utilisés pour la barricade. De plus, la modélisation numérique a mis en évidence que la distribution des contraintes totales au sein du remblai (plancher, zone médiane et à 20 cm au-dessus de la base) restait relativement stable dans les directions X et Y, mais avec une légère augmentation des pressions latérales, possiblement due à la consolidation et au transfert de charge vers les parois.

La distribution des contraintes horizontales à travers la largeur du chantier, à la hauteur $H/2$, reste constante (uniforme) pour différentes inclinaisons α , tandis que la distribution des contraintes verticales montre une non-uniformité à travers la largeur du chantier. Lorsque l'angle d'inclinaison diminue, les contraintes verticales sur l'éponte supérieure diminuent. En général, les contraintes horizontales sont peu affectées par le changement d'inclinaison, tandis que les contraintes verticales diminuent avec la réduction de l'angle d'inclinaison.

Fahey et al. (2009) ont réalisé des simulations pour un remblai sec (drainé) et saturé (non drainé) en utilisant PLAXIS (version 8.6). Ils ont montré que le changement du module d'Young du remblai de 10 MPa à 1 GPa n'a aucun impact sur l'état de contrainte. Cependant, la contrainte horizontale a augmenté au fur et à mesure que le coefficient de Poisson ν augmentait pour l'ensemble du chantier. En effet, pour $\nu < 0,4$, la contrainte verticale diminuait lorsque la valeur de ν augmentait, avec une relation inverse lorsque la valeur de ν était comprise entre 0,4 et 0,499. De plus, une plus grande valeur de la conductivité hydraulique saturée (k) tendait à générer des contraintes totales finales plus petites en profondeur, en particulier pour la contrainte horizontale totale (Figure 2.30).

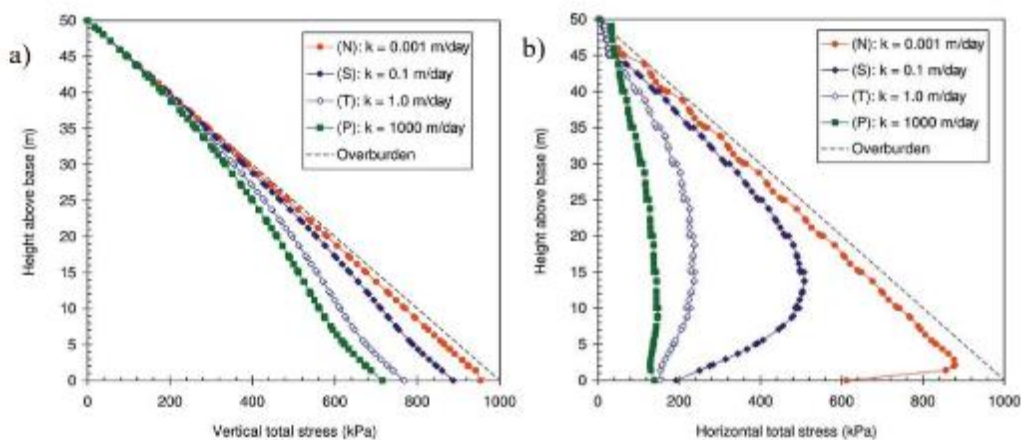


Figure 2.30 Évolution des contraintes totales verticales (a), et des contraintes totales horizontales (b) à la fin du remblayage (EOF) pour différentes valeurs de k_{sat} (Fahey et al., 2009)

Fahey et al. (2009) ont indiqué que l'état final des contraintes est indépendant du type de remblai (drainé ou non drainé) et de la perméabilité du remblai. Il a également été souligné que l'évolution des contraintes dépend principalement de la consolidation dans les chantiers remplis de remblai en pâte cimenté et pourrait prendre beaucoup de temps en raison de la faible perméabilité.

2.9 Analyse de stabilité des barricades de retenue du remblai dans les chantiers miniers remblayés

Une conception adéquate d'une barricade est nécessaire pour s'assurer de sa stabilité. Un certain nombre de défaillances de barricades signalées ont montré que la stabilité des barricades est essentielle pour garantir une application réussie et sûre du remblayage minier souterrain.

Li & Aubertin (2011) ont proposé une méthode d'analyse par blocs rectangulaires pour estimer la largeur du sommet de la barricade en roches stériles (L_T) dans des conditions entièrement drainées et submergées (partiellement ou entièrement). Pour un remblai complètement drainé, la longueur minimale requise de la barricade (L_T) (avec FS = 1) est la suivante :

$$L_T = \frac{\bar{p}L_d}{\gamma_{wr}(L_d + kH_d)\tan\delta} = \frac{P}{\gamma_{wr}H_d(L_d + kH_d)\tan\delta} \quad (2.42)$$

$\bar{p}$ (kPa) est la pression moyenne de remblai sur la barricade (la pression est répartie linéairement sur la barricade de haut en bas) ; $P = (\bar{p}H_dL_d)$ est la force appliquée sur les barricades par le remblai (kN) ; γ_{wr} (kN/m³) est le poids volumique des roches stériles ; δ (°) est l'angle de frottement le long des interfaces entre les roches stériles et les parois et le plancher de la galerie ; K (-) est le coefficient de poussée des terres au sein des roches stériles selon la direction transversale de la galerie ; L_d et H_d sont la largeur et la hauteur de la galerie.

En pratique, les barricades de stériles rocheux construites dans les galeries ont une forme qui se rapproche d'un trapèze. Yang et al. (2016) ont proposé une solution simple pour améliorer la conception des barricades de stériles rocheux (Figure 2.31).

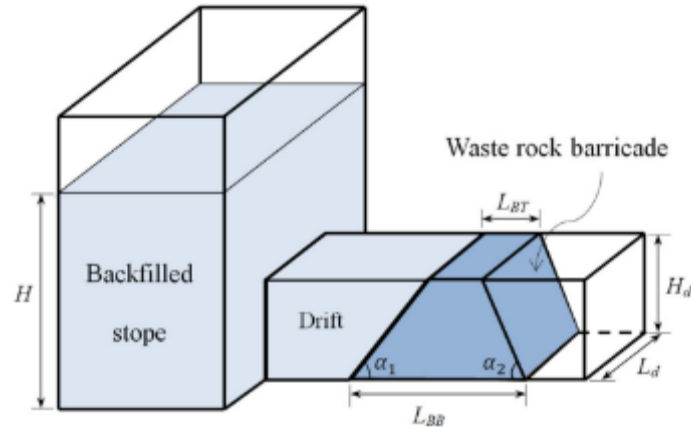


Figure 2.31 Vue schématique d'un chantier remblayé typique avec une barricade trapézoïdale (Yang et al., 2016)

La solution proposée tient compte à la fois de la stabilité globale et locale de la barricade et repose sur plusieurs hypothèses, dont les suivantes :

- L'effet des pressions interstitielles dans la barricade de roches stériles est ignoré en raison du grand contraste en conductivité hydraulique entre le remblai et les stériles ;
- La résistance au cisaillement entre le haut de la barricade et le toit de la galerie est négligée, car un vide peut exister au-dessus de la barricade ;
- La contrainte horizontale sur les deux parois latérales de la galerie est uniquement supposée être due au poids des roches stériles ;
- L'angle de frottement le long des parois de la galerie est égal à l'angle de frottement entre les roches stériles et le plancher de la galerie δ . Lorsque les interfaces sont rugueuses, la valeur de l'angle (δ) peut être considérée comme l'angle de frottement interne des roches stériles ϕ' , toutefois, $\delta < \phi'$ doit être utilisé si le plancher ou les parois latérales ont une surface lisse.

La stabilité globale et interne (locale) des barricades proposées par Yang et al. (2016) conduit aux équations suivantes :

Pour $\delta \leq \delta_c$:

$$L_{BT} = \frac{\left(H - \frac{H_d}{2}\right) \left(\frac{FS}{\tan\delta} - \frac{1}{\tan\alpha_1}\right) - \gamma_{wr} H_d \left(\frac{1}{2} + k \frac{H_d}{3L_d}\right) \left(\frac{1}{\tan\alpha_1} + \frac{1}{\tan\alpha_2}\right)}{\gamma_{wr} \left(1 + k \frac{H_d}{L_d}\right)} \quad (2.43)$$

Pour $\delta > \delta_c$:

$$L_{BT} = \frac{\gamma_b}{\gamma_{wr}} (H - H_d) \left(\frac{C_M FS}{\tan\phi'} - \frac{1}{\tan\alpha_1}\right) \quad (2.44)$$

où α_1 (°) est l'angle de pente en amont de la barricade du côté du chantier ; α_2 (°) est l'angle de la pente aval ; C_M facteur d'étalonnage pour éviter une valeur négative de L_{BT} requis (peut être pris égal à 1,5) ; ϕ' est l'angle de frottement interne des stériles ; δ est l'angle de frottement entre les roches stériles et le plancher de la galerie ; FS est le facteur de sécurité.

Il faut noter que δ_c est l'angle critique de frottement de l'interface qui marque le changement dans le mécanisme de défaillances dominant, passant d'une stabilité globale (avec un δ plus petit) à une stabilité locale de la barricade, et est donnée par :

$$\delta_c = \tan^{-1} \frac{FS(2H - H_d)\tan\alpha_1}{H_d + 2(H - H_d) \left(\frac{C_M FS \tan\alpha_1}{\tan\phi'} \left(1 + k \frac{H_d}{L_d}\right) - k \frac{H_d}{L_d}\right) + \gamma_{wr} H_d \left(1 + k \frac{2H_d}{3L_d}\right) \left(1 + \frac{\tan\alpha_1}{\tan\alpha_2}\right)} \quad (2.45)$$

La solution 2D peut être présentée comme suit (Yang et al. 2016) :

Pour $\delta \leq \delta_c$:

$$L_{BT} = \frac{\gamma_b}{\gamma_{wr}} \left(H - \frac{H_d}{2}\right) \left(\frac{FS}{\tan\delta} - \frac{1}{\tan\alpha_1}\right) - \frac{H_d}{2} \left(\frac{1}{\tan\alpha_1} + \frac{1}{\tan\alpha_2}\right) \quad (2.46)$$

Pour $\delta > \delta_c$:

$$L_{BT} = \frac{\gamma_b}{\gamma_{wr}} (H - H_d) \left(\frac{C_M FS}{\tan\phi'} - \frac{1}{\tan\alpha_1}\right) \quad (2.47)$$

Belem et al. (2020) ont avancé une proposition visant à améliorer l'approche développée par Yang et al. (2016) pour estimer la longueur supérieure nécessaire de la barricade (x_T) et la longueur de base (x_B) (Figure 2.32).

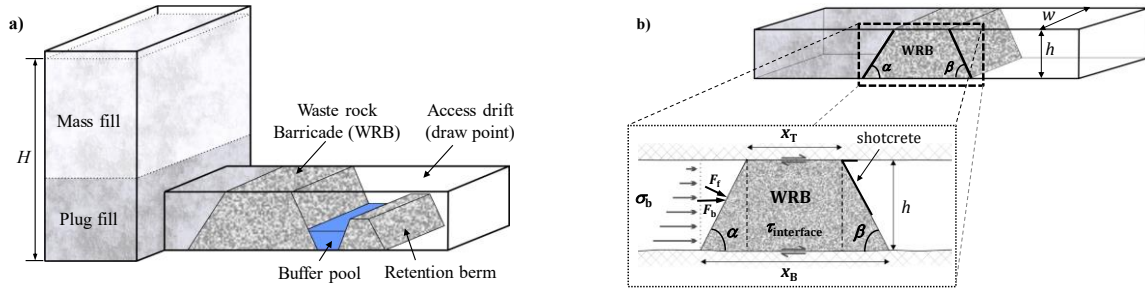


Figure 2.32 Vue schématique d'un chantier remblayé typique avec une barricade trapézoïdale, a) Vue en 3D d'une chambre remblayée, b) Vues en 3D et en coupe transversale (Belem et al.2020)

La longueur supérieure nécessaire de la barricade (x_T) est en fonction de la résistance au cisaillement, de la pression sur la barricade, des paramètres géométriques de la barricade (h , w) et du ratio $\lambda = \frac{x_B}{x_T}$, peut être formulée de la manière suivante :

$$x_T = FS \frac{\sigma_b}{\sum \tau_{ss}} \frac{hw}{h + \lambda(h + w)} \quad (2.48)$$

où FS est le facteur de sécurité et est donné par :

$$FS = \frac{\sum \tau_{ss}}{\sigma_b} \left(\frac{h + \lambda(h + w)}{hw} \right) x_T \quad (2.49)$$

Selon Gélinas (2017), en raison du matériau hautement hétérogène et de la méthode de construction, la longueur minimale supérieure de la barricade en stériles rocheux (x_{T-min}) ne devrait pas être inférieure à 2 m ($x_{T-min} = 2$ m). Étant donné que dans la pratique les barricades de stériles rocheux sont surdimensionnées ($x_T > 2$ m) et afin d'éviter de devoir calculer $x_T < 2$ m lors de l'utilisation de l'Équation (2.50), la valeur du coefficient de sécurité (FS) doit satisfaire la condition nécessaire suivante :

$$FS > \frac{\sum \tau_{ss}}{\sigma_b} \frac{2(h + \lambda(h + w))}{hw} \quad (2.50)$$

Pendant une opération de remblayage, les autres paramètres importants sont la vitesse du remblayage (en m/h), la hauteur totale de remblayage (H) et la pression sur la barricade (σ_b). À titre de première approximation, la pression sur la barricade pourrait être estimée en utilisant la relation empirique suivante :

$$\sigma_b \approx \frac{\gamma_{\text{fill}} H}{10} \left(\frac{h(L+B)}{LB} \right)^{-1.5} \quad (2.51)$$

Avec γ_{fill} est le poids volumique du remblai mis en place, H = la hauteur actuelle ou prévue du remblai (m), B = la largeur du chantier (m), L = la longueur du chantier (m), h = la hauteur de la galerie ou du point de soutirage (m).

Après cette approximation, l'équation (2.51) devient :

$$x_T = FS \frac{\gamma_{\text{fill}} H}{10 \left(\frac{h(L+B)}{LB} \right)^{1.5} \sum \tau_{ss}} \frac{hw}{h + \lambda(h+w)} \quad (2.52)$$

La longueur de base (x_B) de la barricade est donnée comme suit :

$$x_B = x_T + h(\tan^{-1} \alpha + \tan^{-1} \beta) \quad (2.53)$$

2.8 Récapitulatif de la littérature sur les contraintes dans les chantiers remblayés et sur les barricades

Plusieurs études ont été réalisées afin de mieux comprendre le comportement des contraintes dans les chantiers remblayés ainsi que les charges exercées sur les barricades. Ces travaux incluent des mesures in situ, des essais en laboratoire ainsi que des études analytiques visant à analyser l'évolution des contraintes dans le remblai et leur transfert vers les structures de retenue. Les résultats de ces recherches ont permis de mettre en évidence l'influence de plusieurs paramètres, notamment les propriétés du remblai, les conditions de drainage, la géométrie du chantier ainsi que la distance de décalage (offset distance) entre la barricade et le front du chantier. La présente section propose une synthèse des principaux travaux réalisés dans ce domaine afin de mieux situer la problématique et de mettre en évidence les limites des connaissances actuelles.

Mitchell et al. (1975) ont réalisé l'une des premières études de mesure de la pression exercée sur les barricades dans des chantiers remblayés, notamment à la mine Fox. Dans cette mine, exploitée par Sherritt Gordon Mines Ltd entre 1969 et 1985, la méthode d'abattage par longs trous avec du remblai mixte était utilisée pour l'extraction de zinc, cuivre, or et argent. Les chantiers, de grande

dimension (environ 100 m² de section et 180 m de hauteur), étaient remblayés en continu. Les pressions exercées sur les barricades ont été mesurées à l'aide de cellules de pression de type « sandwich » en caoutchouc, avec une précision d'environ 2 kPa. Les résultats ont montré que les pressions maximales mesurées, de l'ordre de 100 kPa au niveau inférieur, étaient nettement inférieures aux pressions théoriques calculées à partir du poids des terres, ce qui a été attribué notamment au drainage assuré par la présence de stériles grossiers dans la galerie de soutirage.

Mitchell (1992) a étudié la contrainte horizontale exercée sur des barricades temporaires pour deux distances de décalage (offset distances). Les résultats ont montré le développement d'un effet d'arche important dans les galeries et une réduction exponentielle des contraintes, concluant que les contraintes anticipées sont d'environ 105 kPa pour une barricade de 3 m × 3 m placée à l'entrée du chantier (Mitchell, 1992).

Grice (1989) rapporte une étude de terrain portant sur la surveillance des contraintes exercées sur une barricade, en appliquant une charge à la barricade dans des conditions non drainées afin d'en vérifier la rupture. Les résultats ont montré qu'une barricade en briques, de 4 m × 4 m, s'est fissurée sous une pression de 220 kPa.

Par la suite, une discussion de Duffield et al. (2003) sur des ruptures récentes de barricades a mentionné que les contraintes estimées peuvent être différentes si les dimensions de la barricade diffèrent de celles utilisées dans les travaux de Grice (1989). Des études plus récentes ont également porté sur la mesure des contraintes dans les remblais et sur les barricades à l'aide d'instrumentations in situ et d'essais expérimentaux (Belem et al., 2004 ; Thompson et al., 2009 ; Helinski et al., 2011).

Malgré tous ces travaux, il n'en demeure pas moins que la prédiction des pressions du remblai exercées sur les barricades, ainsi que l'influence de certains paramètres, notamment la distance entre l'épaulement du chantier ouvert et la position finale des barricades et les conditions de drainage, reste encore partiellement comprise. Ces limites mettent en lumière la nécessité de réaliser des études expérimentales supplémentaires afin de mieux comprendre l'évolution et la distribution des pressions totales exercées par le remblai sur les barricades dans les chantiers remblayés en vue de proposer des modèles plus simples mais reproduisant mieux la réalité.

2.9 Synthèse

Bien que le remblai en pâte cimenté (RPC) soit largement utilisé pour stabiliser les chantiers souterrains, plusieurs incertitudes demeurent quant à son comportement au jeune âge, en particulier durant les premières heures suivant sa mise en place. Les pressions exercées sur les barricades pendant cette phase critique peuvent compromettre leur stabilité, surtout lorsque le remblai n'a pas encore acquis une rigidité suffisante. Or, les modèles existants pour estimer ces pressions reposent souvent sur des approches simplifiées, qui ne tiennent pas compte de l'évolution des propriétés mécaniques du remblai, ni des effets liés à la succion ou à la saturation partielle.

Il devient donc essentiel de mener des recherches ciblées pour estimer ces pressions de manière plus réaliste, de caractériser le comportement hydromécanique des RPC à court terme et de développer des outils prédictifs plus fiables.

Une approche combinant des essais mécaniques au laboratoire (compression uniaxiale, cisaillement direct), des mesures sur un modèle physique réduit instrumenté et les simulations numériques apparaît nécessaire afin de combler ces lacunes et d'améliorer la sécurité et l'efficacité des pratiques de remblayage souterrain.

CHAPITRE 3 MATÉRIELS ET MÉTHODES

3.1 Matériaux utilisés

3.1.1 Résidus miniers

Dans le cadre de cette étude, deux types de résidus miniers provenant de différentes exploitations ont été utilisés : ceux de la mine Goldex, exploitée par Agnico Eagle Ltée, et ceux de la mine Westwood, exploitée par IAMGOLD Corporation (Figure 3.1). Ces deux sites sont situés dans l'ouest du Québec, au Canada, dans la région de l'Abitibi-Témiscamingue.



Figure 3.1 a) Usine de traitement de la mine Westwood lors de la collecte des résidus, b) barils métalliques de résidus de 200 L

Les résidus ont été acheminés jusqu'au laboratoire dans de grands barils métalliques d'une capacité de 200 litres. Dès leur réception, une première étape a consisté à éliminer l'eau surnageante afin de faciliter leur manipulation et d'éviter toute variation indésirable de la teneur en eau lors des essais. Les résidus ont ensuite été homogénéisés afin de garantir la représentativité et la répétabilité des résultats expérimentaux. L'homogénéisation se fait manuellement à l'aide d'une pelle. Les résidus ont été retournés et déplacés sur plusieurs côtés afin d'obtenir une masse uniforme et homogène. Par la suite, le matériau a été divisé et stocké dans des chaudières (Figure 3.2).

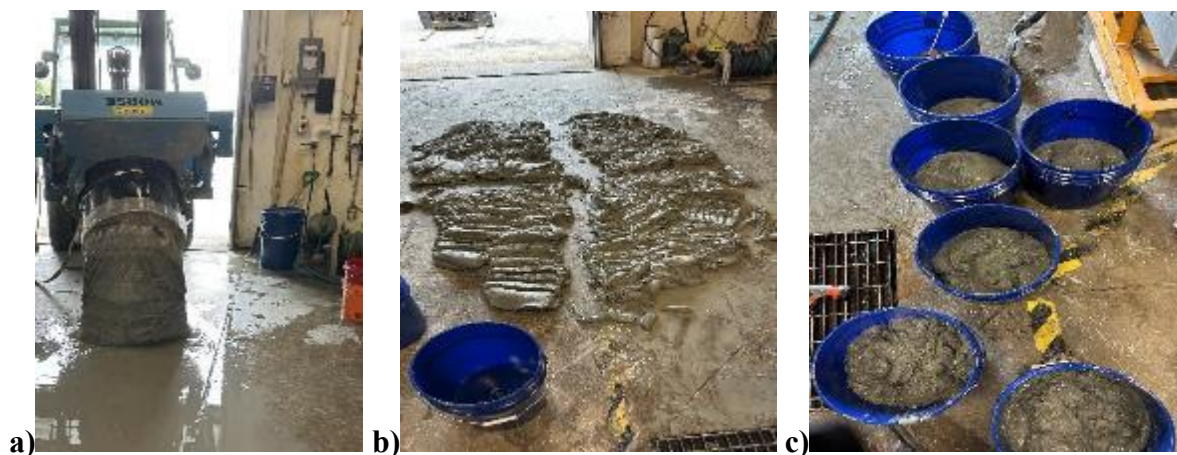


Figure 3.2 Homogénéisation des résidus : a) résidus non homogénéisés, b) résidus homogénéisés, c) résidus stockés dans des chaudières

Une fois les résidus homogénéisés, une portion représentative de la masse totale est prélevée afin de déterminer leur teneur en eau. L'échantillon est d'abord séché dans une étuve à 60 °C, puis la teneur en eau massique w (%) est calculée. Après séchage, les résidus sont désagglomérés et homogénéisés de nouveau à l'état sec. La méthode des quatre points (Figure 3.3) est ensuite appliquée afin d'obtenir des sous-échantillons représentatifs. Ces derniers sont utilisés pour la détermination de la densité relative des grains solides (D_R) ainsi que pour l'analyse de la distribution granulométrique.

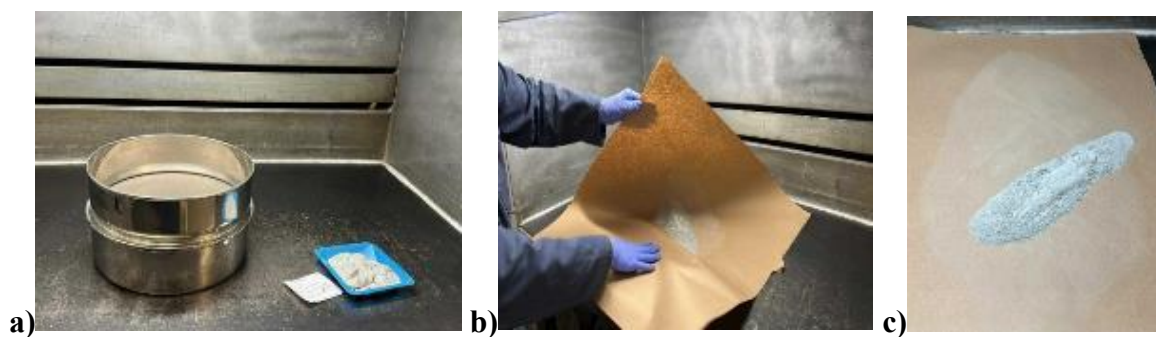


Figure 3.3 Préparations des résidus pour la caractérisation physique: a) agglomération des résidus, b) homogénéisation quatre coins de l'échantillon, c) résidus secs prêts pour la détermination de la densité relative et la granulométrie

3.1.2 Agent liant

L'agent liant utilisé dans cette étude est un mélange composé de ciment Portland au calcaire (*General Use Limestone* – GUL cement) et de laitier de haut fourneau granulé moulu (GGBFS ou *Slag*). La proportion adoptée est de 20 % de GUL et 80 % de Slag (20GUL/80Slag), qui est le type

de liant le plus largement utilisé dans l'industrie minière en raison de ses performances reconnues en termes de résistance mécanique du remblai.

3.1.3 Eau de mélange

L'eau utilisée pour la préparation des mélanges de remblai en pâte cimenté provient de l'eau interstitielle des résidus. Ce choix permet de reproduire de manière plus réaliste les conditions hydrogéochimiques rencontrées *in situ*.

3.2 Matériels

3.2.1 Protocole expérimental

3.2.1.1 Caractérisation physique des résidus

a) Teneur en eau massique ou pondérale

La détermination de la teneur en eau massique initiale des résidus constitue une étape essentielle pour le calcul des formulations de remblai en pâte cimentée. Après homogénéisation, un échantillon représentatif est prélevé puis placé dans une étuve à 60 °C pendant 48 heures. La teneur en eau w (%) est ensuite calculée à partir de la différence entre la masse humide et la masse sèche, rapportée à cette dernière.

$$w(\%) = \frac{M_w}{M_d} \times 100 = \frac{M_h - M_d}{M_d} \times 100 \quad (3.1)$$

À partir de cette valeur, il est possible de déduire directement le pourcentage solide $C_w(\%)$, paramètre fondamental pour établir les proportions de liant, d'eau et de résidus dans les mélanges.

$$C_w = \frac{M_s}{M_T} \times 100 = \frac{\rho_d}{\rho_h} \times 100 = \frac{1}{1 + w} \times 100 \quad (3.2)$$

b) Densité relative des grains solides

La densité relative des grains solides des résidus miniers a été déterminée à l'aide d'un pycnomètre à hélium Quantachrome® ULTRAPYC (Figure 3.4a), un appareil reconnu pour sa précision dans la mesure des volumes réels occupés par les particules solides. Le principe repose sur l'introduction d'un échantillon de masse connue dans une cellule hermétique, suivie de l'injection d'hélium sous

pression. Le gaz, grâce à sa faible taille moléculaire, pénètre dans tous les espaces vides accessibles, ce qui permet de calculer le volume effectif des grains. La masse volumique est ensuite obtenue en rapportant la masse mesurée de l'échantillon à ce volume, et la densité relative se déduit en la comparant à celle de l'eau. Afin de garantir la fiabilité des résultats, plusieurs mesures successives ont été réalisées, et la valeur finale correspond à la moyenne des exécutions. Cette méthode, conforme aux normes ASTM (ASTM D5550-14), présente l'avantage de minimiser les erreurs liées à la présence de porosité fermée ou de particules de forme irrégulière, et constitue ainsi une étape essentielle pour la caractérisation physique des résidus miniers utilisés dans la préparation du remblai en pâte cimentée.

c) Analyse granulométrique

La distribution granulométrique des résidus miniers constitue un paramètre fondamental, car elle influence directement la compacité, la porosité et, par conséquent, les propriétés mécaniques et géotechniques du remblai en pâte cimentée. Plusieurs techniques existent pour analyser la répartition des tailles de particules, parmi lesquelles le tamisage pour les fractions grossières, la sédimentométrie pour les fractions fines et la diffraction laser pour les particules fines à ultrafines. Dans le cadre de cette étude, les analyses ont été réalisées à l'aide d'un granulomètre laser Mastersizer 3000 (Malvern Panalytical) en conformité avec la norme ASTM D422-63. Cet instrument, basé sur le principe de diffraction et de diffusion de la lumière, permet de mesurer une large gamme de tailles de particules allant de quelques dixièmes de micromètre à plusieurs centaines de micromètres (Figure 3.4b). Concrètement, l'échantillon est dispersé dans une cellule contenant de l'eau en agitation, parfois assistée par ultrasons pour éviter l'agglomération des grains fins. Le faisceau laser traverse ensuite la suspension et se diffracte en fonction de la taille des particules rencontrées : les grosses particules produisent une diffraction à faible angle tandis que les particules fines induisent une diffraction à grands angles. Les signaux collectés par les détecteurs sont traités par un logiciel qui reconstruit en temps réel la distribution granulométrique et génère les courbes représentatives. Afin d'assurer la fiabilité et la reproductibilité, plusieurs mesures successives sont effectuées sur le même échantillon, la moyenne étant retenue pour l'analyse.

Les paramètres dérivés de cette analyse, tels que le coefficient d'uniformité (C_U), le coefficient de courbure (C_C) et la proportion de particules ultrafines inférieures à 20 μm ($P_{20\mu\text{m}}$), sont importants

pour connaître la « signature » granulométrique des résidus à être utilisés dans la formulation de remblais en pâte cimentés. En outre, ces paramètres permettent de comparer la finesse des résidus provenant de différentes mines et d'évaluer leur impact potentiel sur la performance mécanique du remblai.

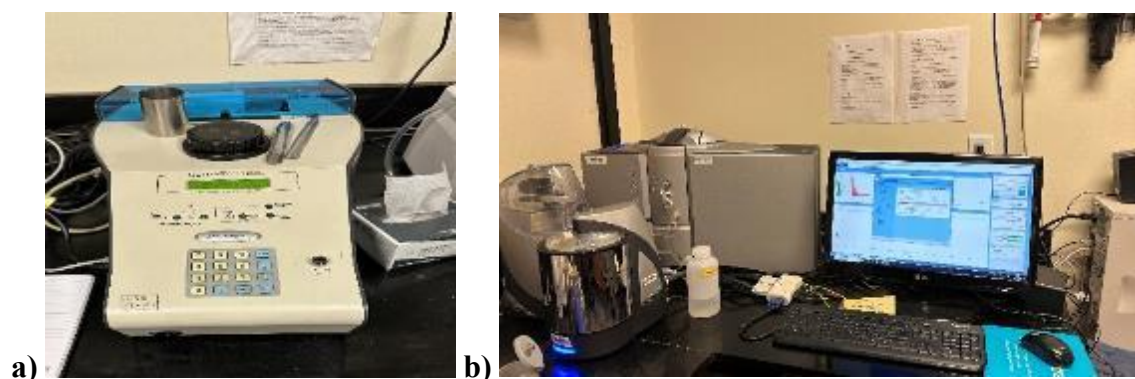


Figure 3.4 Appareils de caractérisation physique des résidus : a) pycnomètre à hélium, b) granulomètre au laser Mastersizer 3000 de Malvern Panalytical

3.2.1.2 Appareillage de cisaillement direct

a) Boîte de cisaillement direct

L'appareil de cisaillement direct utilisé dans cette étude est une boîte de cisaillement de marque GCTS, modèle RDS-200 pour les sols et les roches (Figure 3.5). Conçu initialement pour l'étude des discontinuités rocheuses, cet équipement s'adapte également aux essais sur matériaux granulaires et cimentés. Il s'agit d'un système automatisé qui combine un logiciel de pilotage et de contrôle des essais, ainsi qu'un dispositif électrohydraulique à asservissement numérique en boucle fermée. Cette configuration permet un suivi précis et en temps réel des charges appliquées et des déplacements enregistrés, assurant ainsi une grande fiabilité des résultats expérimentaux. L'appareil est constitué de trois composantes majeures assurant son fonctionnement. D'abord, une pompe hydraulique fournit la pression indispensable à l'application des charges nécessaires aux essais. Ensuite, un boîtier de cisaillement accueille les échantillons : il est formé de deux demi-boîtes carrées de 150 mm de côté, dont l'une est fixe tandis que l'autre est mobile afin de permettre le déplacement relatif générant le cisaillement. Enfin, un système de contrôle informatisé gère l'ensemble du dispositif, en assurant à la fois la régulation des charges et l'acquisition automatique des données expérimentales.

Le logiciel intégré offre la possibilité de réaliser automatiquement différents modes d'essai, notamment : i) des essais de cisaillement direct à contrainte normale constante, ii) des essais en condition de rigidité normale constante, iii) des essais de cisaillement cyclique sous déplacement tangentiel. Dans le cadre de ce projet, les échantillons de remblai en pâte cimentée ont été préparés dans des moules adaptés puis testés sous la configuration basse pression de l'appareil. Le système est capable d'appliquer une charge de cisaillement allant jusqu'à 100 kN et une charge normale maximale de 50 kN. Le cadre de réaction rigide est monté sur des paliers lisses afin de réduire au minimum les frottements horizontaux et de maintenir constante la charge normale verticale tout au long du déplacement de cisaillement.

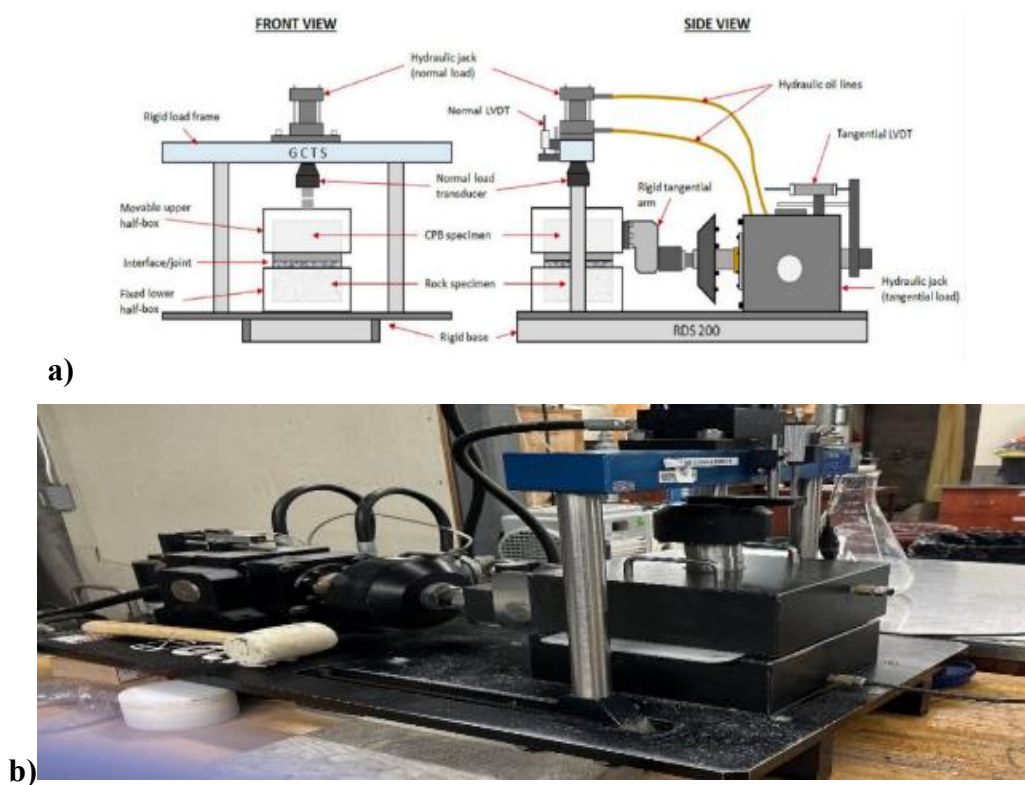


Figure 3.5 Système de cisaillement direct GCTS RDS-200 a) schéma technique indiquant les principaux composants de l'appareil (Koupouli et al., 2016), b) photo de l'appareillage utilisé

L'appareil permet en outre de travailler en conditions consolidées-drainées, reproduisant de manière contrôlée le comportement réel des matériaux dans des conditions de terrain. Les charges normales peuvent être appliquées soit en une seule étape (un échantillon par niveau de contrainte), soit en plusieurs étapes successives (un même échantillon soumis à différents niveaux de

chargement). Cette flexibilité offre une grande richesse de scénarios expérimentaux et constitue un atout pour l'analyse du comportement mécanique des remblais en pâte cimentée.

a) Moules de cisaillement en téflon

Dans le cadre de ce projet, des moules spéciaux ont été conçus et fabriqués sur mesure afin de préparer les échantillons de remblai destinés aux essais de cisaillement direct. Ces moules, réalisés en téflon pour garantir à la fois rigidité et étanchéité, sont parfaitement adaptés à l'intégration dans les demi-boîtes de la machine GCTS RDS-200 (Figure 3.6).

Chaque moule est constitué d'un bloc rectangulaire divisé en deux sections (supérieure et inférieure), assemblées à l'aide de quatre boulons de 3/8 de diamètre. La cavité centrale, de forme cylindrique et d'un diamètre de 100 mm, permet de contenir l'échantillon. Le bloc rectangulaire présente des dimensions extérieures de 181,5 mm de largeur, 283,1 mm de longueur et 159,5 mm de hauteur, dont 82,8 mm pour la partie inférieure et 76,7 mm pour la partie supérieure. La partie supérieure est fermée à l'aide d'un bouchon-piston également fabriqué en téflon, tandis que la partie inférieure est complètement étanche.

Afin de permettre le drainage lors des essais, une petite ouverture (13,0 mm × 12,7 mm × 15,9 mm) est aménagée dans la partie rectangulaire et reliée à la cavité cylindrique par un canal de 4,8 mm de diamètre traversant le bloc. Cette ouverture est équipée d'un filtre en géotextile qui empêche le colmatage par le remblai tout en permettant l'écoulement de l'eau.

L'utilisation de ces moules spéciaux a été rendue nécessaire par le fait que la boîte de cisaillement GCTS RDS-200 a été initialement développée pour l'étude des joints rocheux. L'adaptation proposée permet donc de tester des matériaux meubles comme le remblai en pâte cimentée, et ce, pour différents temps de cure, tout en assurant des conditions expérimentales fiables et reproductibles.

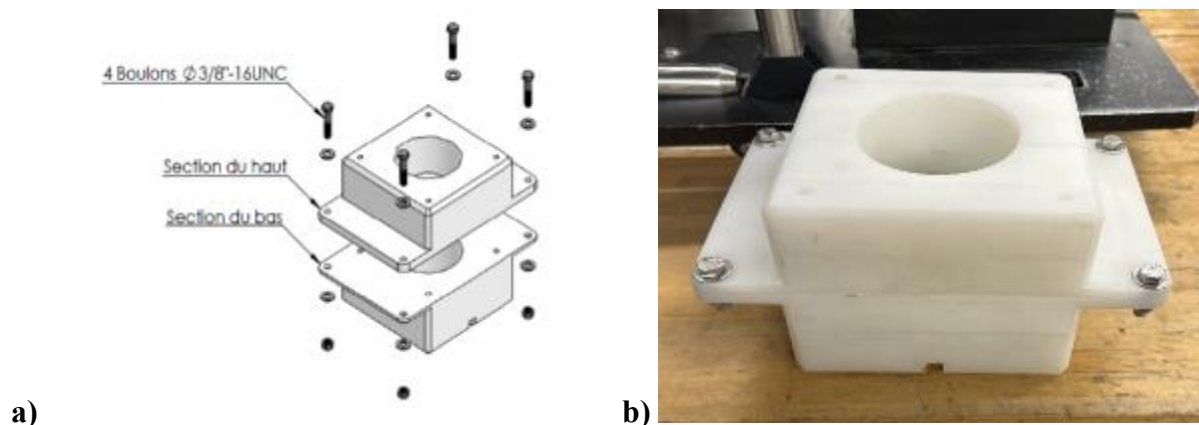


Figure 3.6 Moule de cisaillement : a) vue 3D éclatée, b) photo du moule utilisé au laboratoire

3.2.1.3 Presse rigide de compression uniaxiale

Les essais de compression uniaxiale ont été effectués au laboratoire à l'aide d'une presse électromécanique rigide de type MTS 10/GL (Figure 3.7), dont la capacité maximale est de 50 kN. Le chargement a été appliqué à une vitesse constante de 1 mm/min.



Figure 3.7 Presse électromécanique rigide MTS 10/GL utilisée au laboratoire

La force exercée était suivie par une cellule de charge, tandis que les déplacements étaient enregistrés à l'aide d'un capteur inductif magnétique. La précision de la mesure des charges appliquées est estimée à environ 1 %. Tous les essais ont été réalisés en respectant les recommandations de la norme ASTM C39.

3.2.1.4 Modèles physiques réduits

Les travaux expérimentaux ont été réalisés à l'aide de deux modèles physiques à l'échelle réduite : un premier modèle physique utilisé dans le cadre des essais préliminaires, et un deuxième modèle physique optimisé, destiné à la réalisation des essais finaux présentés dans cette étude.

a) Modèle réduit utilisé pour les essais préliminaires

Un premier modèle réduit, de conception plus ancienne (Figure 3.8), a été utilisé exclusivement pour la réalisation des essais préliminaires. Ce modèle a permis de tester la faisabilité du protocole expérimental, de vérifier l'intégration de l'instrumentation et d'identifier certaines limites techniques, notamment en termes d'étanchéité et de configuration des capteurs. Les observations issues de ces essais ont servi à orienter la conception et l'optimisation du modèle final. Ce modèle est constitué d'un chantier d'abattage qui est en plexiglas (PMMA) ayant une section longitudinale de 9 x 20 cm et une hauteur de 76 cm. Le chantier d'abattage est relié à la galerie, qui a une section verticale de 9 × 9 cm et une longueur de 63 cm (échelle 1/50).

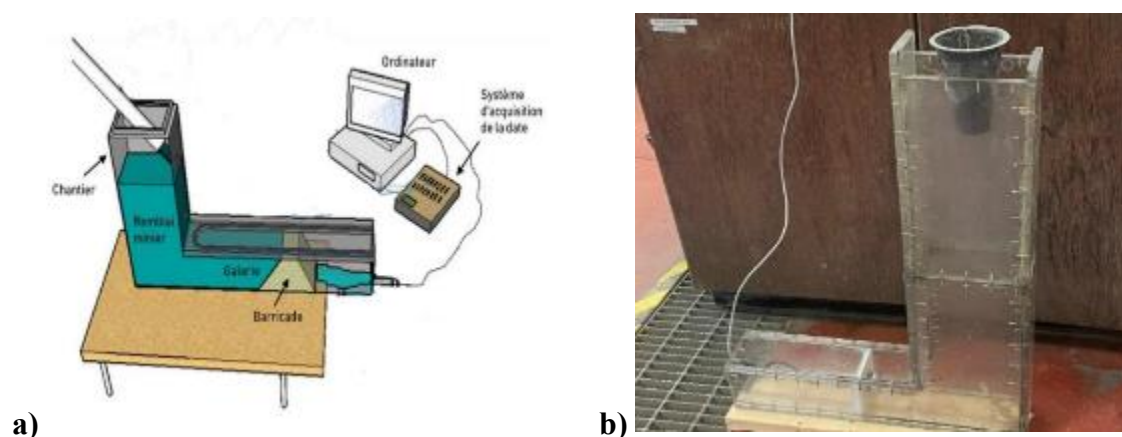


Figure 3.8 Dispositif expérimental du modèle physique à l'échelle réduite d'un chantier : a) Schéma de principe du modèle physique illustrant le chantier d'abattage, la galerie, la barricade ainsi que le système d'acquisition des données (tiré de Nujaim, 2019), b) photo du modèle physique utilisé pour les essais expérimentaux.

b) Modèle réduit utilisé pour les essais principaux

La Figure 3.9 présente le schéma du modèle en acier avant instrumentation. Il est composé d'un chantier d'abattage, ou chambre de remplissage, ayant une section longitudinale de 20 × 30 cm et une hauteur de 147,8 cm. Ce chantier est relié à une galerie correspondant au point de soutirage, présentant également une section de 20 × 20 cm et une longueur de 160 cm.

Un couvercle amovible a été intégré à la conception afin de faciliter l'installation des instruments de mesure et la vidange après la réalisation des essais de remblayage. En comparant ces dimensions à celles d'un chantier réel, le modèle correspond à une échelle réduite de 1/20.

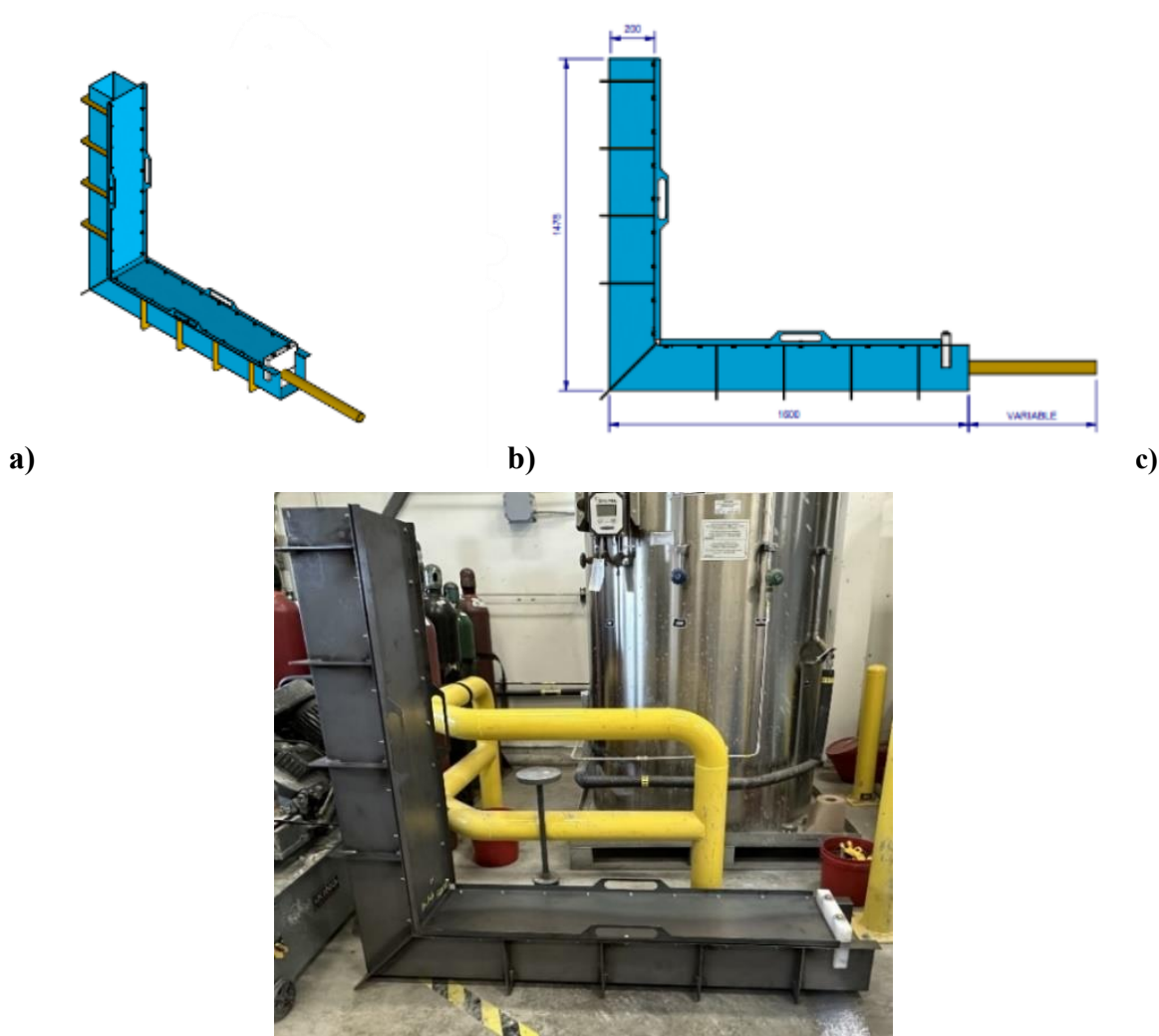


Figure 3.9 Géométrie du modèle réduit : vue 3D et vue en coupe avec les principales dimensions du chantier et de la galerie, c) vue réelle du modèle physique utilisé pour les essais finaux

La Figure 3.10 présente le schéma de la barricade utilisée dans le modèle physique. Cette barricade, réalisée en acier, présente une géométrie en demi-trapèze et est reliée à un moule amovible en aluminium, dont le rôle est de permettre le déplacement de la barricade à l'intérieur de la galerie. La barricade est installée au niveau du point de soutirage, et ses dimensions principales sont indiquées sur le schéma.

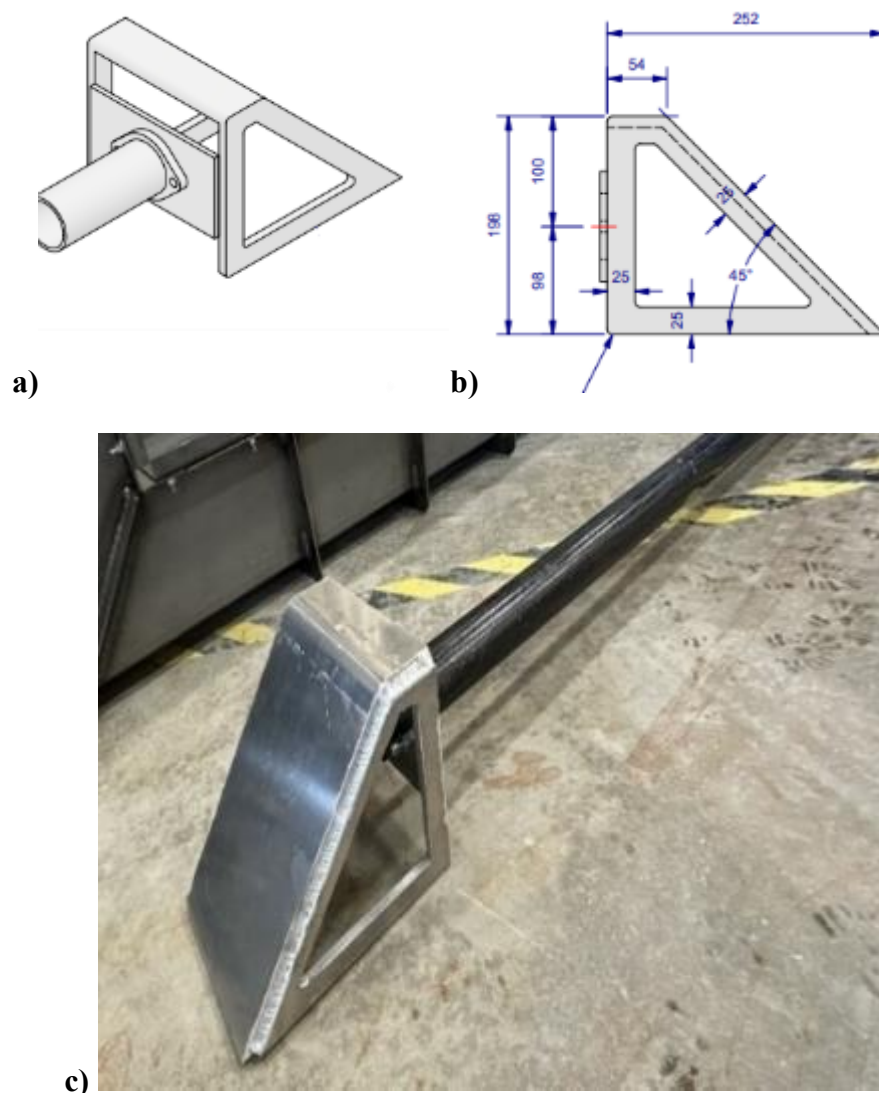


Figure 3.10 Géométrie de la barricade : a) vue tridimensionnelle, b) schéma avec les dimensions, c) photo de la barricade réelle utilisée pour les essais finaux

3.2.1.5 Instruments de mesure

a) Capteur de pression totale dans le RPC

Pour la mesure de la pression totale dans le remblai, un capteur de pression LM (TE *Connectivity, Measurement Specialties*) (Figure 3.11) d'une plage nominale de 100 kPa (≈ 30 psi) a été utilisé. Ce transducteur compact est constitué d'une membrane en acier inoxydable 316L intégrée dans un raccord fileté en PVC, ce qui le rend compatible avec les milieux humides et légèrement abrasifs. Il délivre un signal radiométrique de 0,5 à 4,5 V pour une alimentation de 5 V, avec une précision intrinsèque de ± 1 % et une erreur totale maximale de ± 3 %, incluant les effets de température sur

la plage compensée de 0 à 40 °C. Sa robustesse mécanique lui permet de supporter jusqu'à trois fois la pression nominale sans altération de performance.



Figure 3.11 Capteur de pression totale, modèle: LM *pressure sensor*

b) Piézomètres

Deux types de piézomètres ont été utilisés dans cette étude afin de mesurer la pression interstitielle dans le remblai en pâte cimentée (Figures 3.12 et 3.13).



Figure 3.12 Piézomètre (Dwyer 628, modèle 628-07-GH-P1-E4-S1)

La pression interstitielle développée dans le remblai en pâte cimentée a été mesurée à l'aide de piézomètres de la série Dwyer 628, modèle 628-07-GH-P1-E4-S1 (Figure 3.12). Ces capteurs, reconnus pour leur robustesse et leur stabilité, offrent une plage de mesure de 0 à 100 psi ($\approx$ 0 à 690 kPa), ce qui est largement suffisant pour les pressions attendues dans les conditions expérimentales de cette étude. Le modèle utilisé fonctionne en pression relative (gauge), permettant de mesurer directement la surcharge appliquée par rapport à la pression atmosphérique. Le capteur est équipé d'un raccord process 1/4" NPT en acier inoxydable et d'un câble de connexion standard, facilitant son intégration au montage expérimental.

Le transmetteur fournit un signal de sortie de 4–20 mA, garantissant une réponse stable et linéaire sur l'ensemble de la plage de mesure. Avant l'installation, une procédure d'étalonnage a été réalisée afin de vérifier la linéarité du capteur et de confirmer la correspondance entre le courant généré et la pression appliquée. Les caractéristiques techniques du modèle 628-07-GH-P1-E4-S1 permettent

ainsi de suivre de manière fiable l'évolution des pressions totales dans le RPC durant les premières heures de cure, période critique pour l'analyse du comportement hydromécanique du RPC.



Figure 3.13 Piézomètre (Dwyer 673)

Le second instrument utilisé pour la mesure de la pression interstitielle est un piézomètre de la série Dwyer 673 (Figure 3.13), conçu pour fournir une mesure précise de pressions de faible amplitude dans les milieux liquides ou gazeux. Ce capteur, largement utilisé dans les applications industrielles et expérimentales, offre une excellente stabilité et une précision typique de l'ordre de $\pm 0,25$ % de la pleine échelle, ce qui en fait un dispositif adapté à la détection des variations fines de pression dans le remblai en pâte cimentée. Le corps du capteur est entièrement fabriqué en acier inoxydable 17-4PH, assurant une résistance élevée à la corrosion et une bonne compatibilité avec les conditions d'essai. Ce piézomètre fournit également un signal analogique 4–20 mA, garantissant une réponse linéaire et peu sensible aux perturbations électriques. Sa robustesse mécanique et sa capacité à fonctionner sous des conditions de vibration et de choc importantes en font un instrument fiable pour le suivi de la pression interstitielle au sein du modèle physique.

c) Système d'acquisition des données

Le système d'acquisition de données (Figure 3.14) utilisé pour le dispositif expérimental est basé sur un microcontrôleur ESP32 (Espressif ESP32-WROOM-32). Il s'agit d'un système d'acquisition sur mesure, conçu et programmé au laboratoire spécifiquement pour la lecture des capteurs de pression.

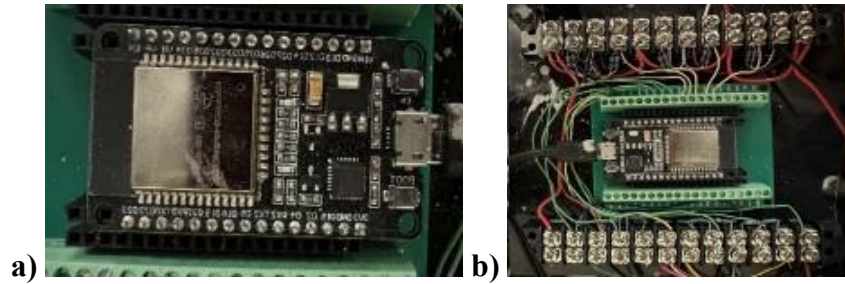


Figure 3.14 Système d'acquisition de données sur mesure basé sur un microcontrôleur ESP32, a) microcontrôleur, b) module intégrant les résistances de conditionnement du signal utilisées pour la conversion des signaux de courant (4–20 mA) en tension, ainsi que les ports de connexion des capteurs

Le système d'acquisition utilise le convertisseur analogique-numérique (ADC) intégré à l'ESP32, d'une résolution de 12 bits (4096 niveaux), avec une plage de tension d'entrée de 0 à 3,3 V. Le conditionnement du signal est assuré par une résistance shunt de précision de 164 ohms, permettant de convertir le signal courant 4–20 mA en une tension comprise entre 0,656 V et 3,28 V.

La résolution obtenue est d'environ 3,9 μ A par pas en courant, correspondant à une résolution en pression d'environ 0,0024 psi par incrément ($\approx$ 0,017 kPa). La fréquence d'acquisition est configurable par logiciel et est typiquement comprise entre 1 et 10 échantillons par seconde pour cette application.

3.3 Démarche méthodologique

3.3.1 Préparation des mélanges de remblais miniers en pâte cimentés

Après avoir déterminé la teneur en eau massique des résidus humides (w %), le pourcentage solide ($\%C_{w-r}$), la densité relative (G_s ou D_r), la proportion de liant ($\%B_w$) ainsi que le pourcentage solide visé de la pâte finale ($\%C_w$), il devient alors possible, à l'aide d'une feuille Excel, de calculer les masses nécessaires à la préparation du mélange, à savoir : la masse de résidus humides (M_{r-h}), la masse de liant (M_b), et la masse d'eau à ajouter ($M_{w-\text{à ajouter}}$) en appliquant les formules appropriées suivantes :

$$M_{r-h} = \frac{M_{r-s}}{C_{w-r}} \quad (3.3)$$

$$M_b = B_w \times M_{r-s} \quad (3.4)$$

$$M_{w \text{ à ajouter}} = M_{w-total} - M_{w-résidus} \quad (3.5)$$

Avec M_{r-s} est la masse des résidus secs, $M_{w-total}$ est la masse totale d'eau et $M_{w-résidus}$ est la masse d'eau présente dans les résidus.

Deux pourcentages solides, soit 69 % et 72 %, ainsi que deux types de résidus, ceux de Westwood et de Goldex, ont été utilisés dans cette étude. Ces pourcentages de solides sont ceux adoptés dans les opérations de remblayage des deux mines. Le liant adopté est un mélange GUL/Slag dans une proportion de 20 %/80 %, avec un taux de liant fixé à 5 % pour chaque formulation. Ce taux de liant est une valeur typique utilisée dans le remblayage souterrain.

Une fois les quantités des ingrédients de remblai déterminées et préparées (Figure 3.15a), la préparation des mélanges suit une procédure de malaxage bien définie. Dans un premier temps, le liant est incorporé avec une fraction de l'eau de mélange (correspondant à un quart ou à la moitié de la quantité totale calculée), afin d'amorcer le processus d'hydratation. Cette étape initiale est réalisée à l'aide du malaxeur Hobart (Figure 3.15b), parfois précédée d'un pré-mélange manuel pendant quelques secondes.

Par la suite, une première portion de résidus miniers est ajoutée progressivement et mélangée à vitesse réduite (91 tr/min) pendant près d'une minute. Après un bref arrêt destiné à introduire le reste des résidus et de l'eau, le malaxage est repris selon la même vitesse pendant 4 minutes, puis à vitesse intermédiaire (116 tr/min) pendant 30 secondes, et enfin à vitesse élevée (282 tr/min) pendant environ 2 minutes.

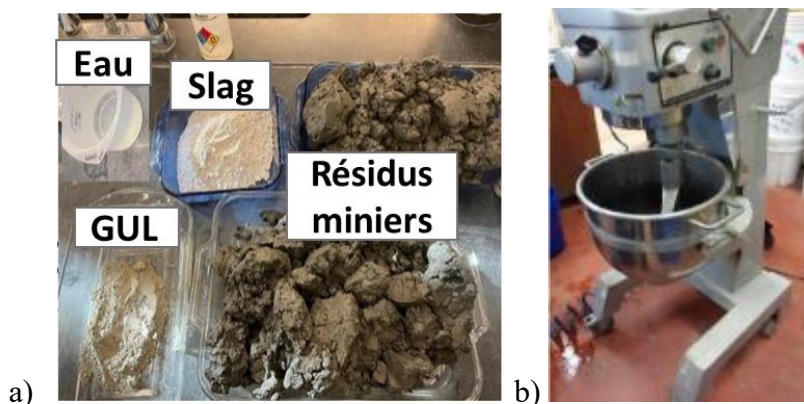


Figure 3.15 Préparation des mélanges : a) les ingrédients de RPC ; b) le mélangeur Hobart

3.3.2 Tests d'affaissement (*slump*)

La consistance des mélanges de remblai en pâte cimentée (RPC) a été évaluée à l'aide de l'essai d'affaissement au cône d'Abrams, conformément à la norme nord-américaine ASTM C143. Cet essai, largement utilisé pour les bétons, mortiers et RPC, est reconnu pour sa simplicité, son faible coût et sa mise en œuvre aisée sur site. Il permet d'évaluer la maniabilité du matériau ainsi que sa faisabilité de pompage et de transport en conditions souterraines. En effet, plus la valeur de l'affaissement est élevée, plus le mélange est fluide et son transport est facilité.

Le dispositif d'essai est constitué d'un cône tronqué en acier galvanisé (cône d'Abrams standard : hauteur de 300 mm, diamètre de base de 200 mm et diamètre supérieur de 100 mm), d'un plateau métallique rigide et non absorbant, d'une tige en acier lisse de 16 mm de diamètre à extrémité arrondie, ainsi que d'une règle graduée pour la mesure (Figure 3.16).



Figure 3.16 Matériels utilisés pour mesurer la consistance du remblai

Avant chaque essai, le cône d'Abrams et le plateau support sont préalablement humidifiés. Le cône est ensuite fixé solidement au plateau afin d'assurer sa stabilité durant le remplissage.

- Pour le cône standard, le remplissage est effectué en trois couches égales ; pour le petit cône, en deux couches.
- Chaque couche est compactée par 25 piquages en spirale à l'aide de la tige métallique (15 sur la périphérie et 10 au centre). Lors du piquage des couches supérieures, la tige pénètre légèrement dans la couche sous-jacente afin d'assurer une homogénéité du matériau.
- Une fois le cône rempli à ras bord, un léger excédent est ajouté puis arasé avec la tige pour obtenir une surface plane.
- Le plateau est nettoyé afin d'éviter tout biais dans la mesure.
- Le cône est ensuite soulevé verticalement en 4 secondes, sans mouvement de torsion ni d'inclinaison.

L'affaissement du RPC correspond à la différence entre la hauteur initiale du cône et la hauteur finale du centre du matériau affaissé, mesurée en millimètres ou en pouces (Figure 3.17).



Figure 3.17 Réalisation de l'essai d'affaissement (*slump test*) avec le cône d'Abrams

Dans notre étude, les résultats de l'essai d'affaissement indiquent des valeurs comprises entre 8 po et 11 po (soit environ 203 mm et 279 mm) (Tableau 3.1). Ces valeurs se situent dans la plage des mesures rapportées pour les remblais en pâte cimentée des mines Westwood et Goldex.

Tableau 3.1 Résultats des tests d'affaissement (*slump test*)

Type de résidus	C _w (%)	Slump (po)	Affaissement (mm)
Mine Westwood (IAMGOLD Corp.)	69	9,43	239,5
	72	8,0	203,2
Mine Goldex (Agnico Eagle Ltée)	69	10,8	274,3
	72	9,25	235

3.3.3 Essais de compression uniaxiale (UCS)

La résistance mécanique du remblai en pâte cimentée (RPC) a été caractérisée par des essais de compression simple (UCS), réalisés conformément aux recommandations de la norme ASTM C39. Bien que la rupture du RPC se produise généralement par cisaillement, la contrainte de compression uniaxiale est utilisée comme paramètre de référence. En effet, dans un état saturé où l'angle de frottement interne est nul ($f' = 0$), la résistance au cisaillement non drainée (S_u) peut être directement reliée à l'UCS par la relation : $S_u = UCS/2$ (l'échantillon doit cependant être considéré comme à l'état saturé).

a) Fabrication et conservation des échantillons

Dès la fin des essais d'affaissement, les mélanges ont été coulés dans des moules cylindriques en plastique de 7,62 cm (3 po) de diamètre et 15,24 cm (6 po) de hauteur. Pour chaque formulation, trois échantillons ont été préparés afin d'assurer la représentativité statistique. Le remplissage s'est effectué en trois étapes successives, chaque couche étant compactée par 25 coups de tige métallique pour limiter la présence de vides. Les parois des moules ont ensuite été légèrement frappées afin d'évacuer les bulles d'air. Les moules ont été soigneusement étiquetés (nom de l'opérateur et date de confection) puis placés dans une chambre humide contrôlée afin de reproduire les conditions réelles rencontrées dans les excavations souterraines (température stabilisée entre 22 et 24 °C, humidité relative supérieure à 90 %) (Figure 3.18).



Figure 3.18 Moules placées dans la chambre humide

b) Procédure des essais mécaniques

Les éprouvettes ont été soumises à des essais mécaniques après différents temps de cure, soit 3, 7, 14 et 28 jours. Avant chaque test, elles étaient soigneusement démoulées puis leurs extrémités rectifiées afin d'obtenir des surfaces parfaitement planes et parallèles, condition essentielle pour assurer une distribution homogène de la charge axiale (Figure 3.19). La résistance à la compression uniaxiale (UCS) correspond à la contrainte maximale enregistrée au moment de la rupture de l'échantillon.

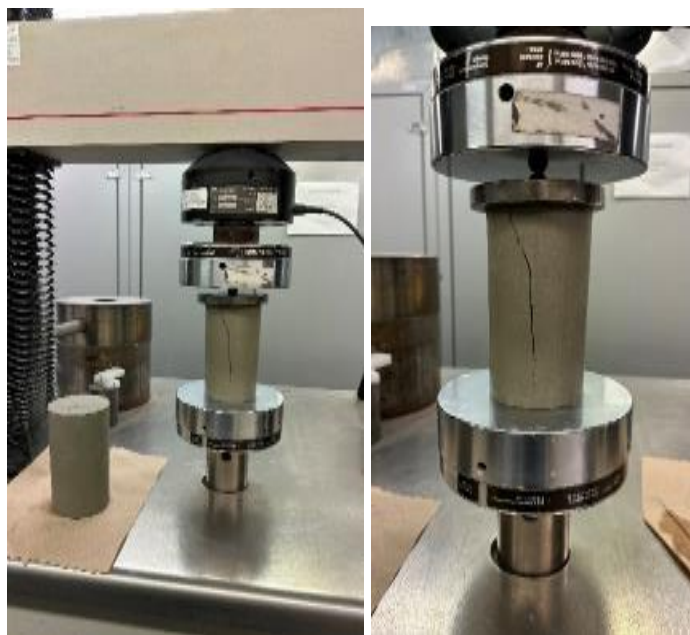


Figure 3.19 Essai de compression uniaxiale sur un échantillon de remblai en pâte cimenté

3.3.4 Essais de cisaillement direct

Les essais de cisaillement direct ont été réalisés afin de caractériser le comportement mécanique du remblai en pâte cimentée (RPC) et d'en extraire les paramètres de résistance au cisaillement, à savoir la cohésion (c') et l'angle de frottement effectif (f'). Ces paramètres constituent des données d'entrée essentielles pour la modélisation numérique et permettent également de mieux comprendre l'évolution de la résistance du matériau en fonction de son âge et de sa composition.

Les échantillons destinés aux essais de cisaillement direct (Figure 3.20) ont été préparés selon la même procédure de malaxage, de coulage et de cure que ceux utilisés pour les essais de compression uniaxiale, afin de garantir l'homogénéité et la comparabilité des résultats. Deux types de résidus miniers ont été employés, chacun formulé avec deux teneurs en solides (69 % et 72 %), donnant ainsi quatre recettes distinctes. Le liant utilisé est un mélange GUL/Slag (20/80), dosé à 5 % de la masse sèche des résidus. Pour chaque recette, les essais de cisaillement ont été réalisés sous trois niveaux de contrainte normale (50, 100 et 150 kPa) et à trois temps de cure (16, 24 et 72 heures correspondant à 0,67, 1 et 3 jours), de manière à évaluer l'évolution de la résistance au cisaillement à très court terme.

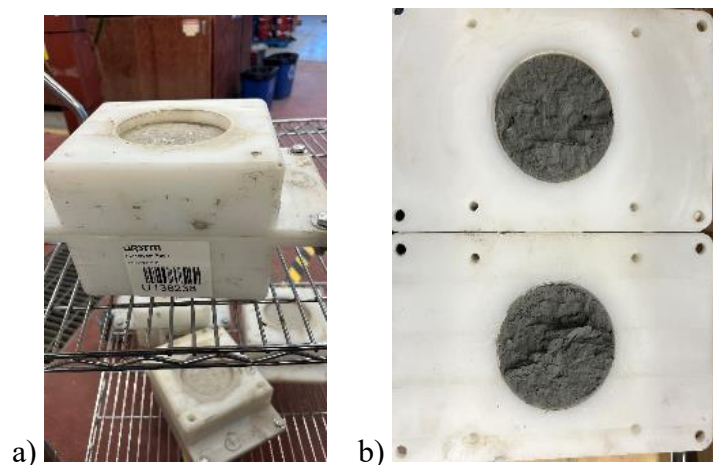


Figure 3.20 a) Échantillon de remblai en pâte cimentée (RPC) non cisailé, tel que préparé dans le moule ; b) échantillon de RPC après cisaillement dans la boîte de cisaillement direct

Les essais ont été conduits conformément à la norme ASTM D3080/D3080M, en imposant un déplacement horizontal contrôlé jusqu'à rupture. Le programme expérimental a conduit à la réalisation de 108 essais, dont l'analyse permettra de tracer les enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb.

Tableau 3.2 Récapitulatif des essais de cisaillement

Type de résidus	Type de liant	Pourcentage solide C _w (%)	Taux de liant B _w (%)	Contraintes normales σ _n (kPa)	Nombre de moules	Nombres d'essais
Westwood	GU/Slag (20/80)	69	5	50	3*3 temps	9
				100	3*3 temps	9
				150	3*3 temps	9
		72		50	3*3 temps	9
				100	3*3 temps	9
				150	3*3 temps	9
Goldex	GU/Slag (20/80)	69	5	50	3*3 temps	9
				100	3*3 temps	9
				150	3*3 temps	9
		72		50	3*3 temps	9
				100	3*3 temps	9
				150	3*3 temps	9
Total						108

3.3.5 Calibrage des capteurs du modèle réduit

Afin de s'assurer de la tendance, de la stabilité, de la fiabilité et de l'exactitude des mesures à venir sur les remblais en pâte, un étalonnage des instruments de mesure a été réalisé. Pour ce faire, il était nécessaire d'utiliser des matériaux dont les propriétés sont bien connues.

Dans le cadre de cette étude, l'eau a été utilisée pour l'étalonnage des piézomètres et des capteurs de pression totale. L'étalonnage a été réalisé à l'aide d'une colonne de 1,4 m de hauteur remplie d'eau, reliée à un système d'acquisition de données, comme illustré à la Figure 3.21.

Chaque instrument de mesure a été fixé à la base de la colonne, tandis que la hauteur de l'eau a été progressivement modifiée par paliers de 10 cm. À chaque palier, la pression mesurée a été enregistrée.

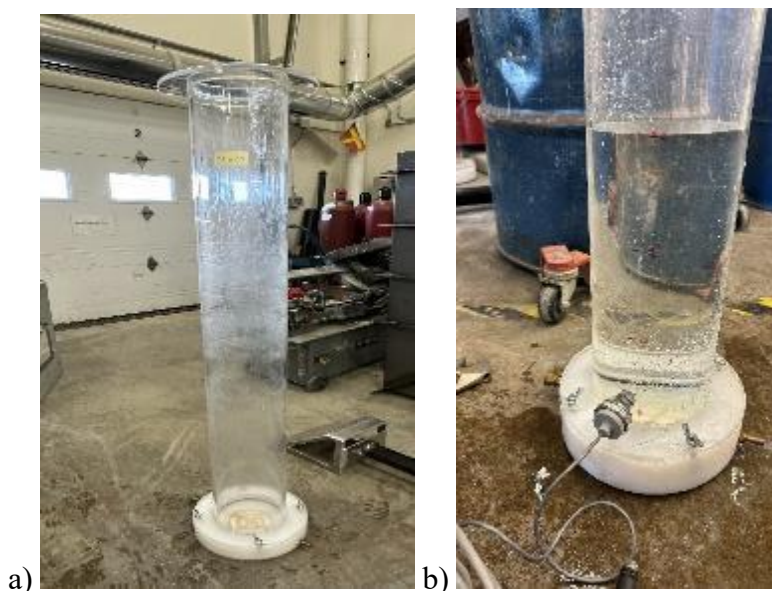


Figure 3.21 a) colonne utilisée pour calibrer les capteurs, b) capteur installé à la base de la colonne

Pour chaque hauteur d'eau, la pression hydrostatique théorique a été calculée à partir de la relation $P_w = \gamma_w h$, avec $\gamma_w = 9,81 \text{ kN/m}^3$ représentant le poids volumique de l'eau et la hauteur de la colonne d'eau. Les valeurs mesurées ont ensuite été comparées aux pressions théoriques afin d'évaluer la cohérence des résultats.

La validation de la calibration a été réalisée par le tracé de la courbe de la pression mesurée en fonction de la hauteur d'eau, permettant de vérifier la linéarité de la réponse du capteur. Lorsque

cela était nécessaire, un coefficient de calibration a été appliqué afin d'ajuster les mesures. Les résultats de l'étalonnage des capteurs de pression totale et des piézomètres sont présentés aux Figures 3.22 et 3.23.

Les valeurs expérimentales sont très proches des pressions théoriques calculées à partir de la loi hydrostatique, confirmant la précision et la fiabilité des instruments.

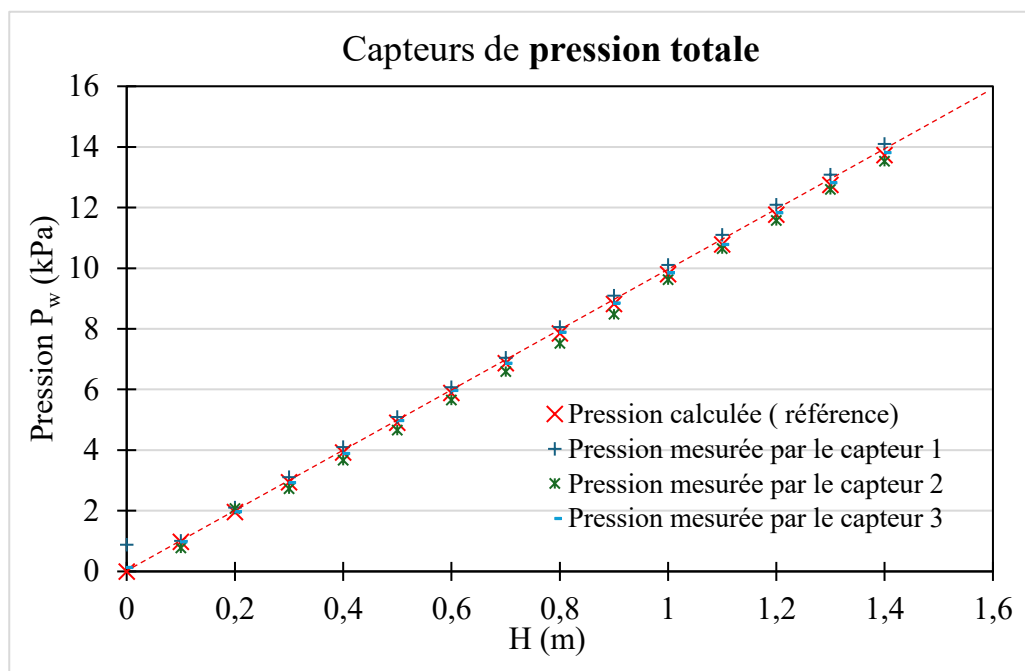


Figure 3.22 Résultats de l'étalonnage des capteurs de pression totale : comparaison entre la pression théorique calculée (référence) et les pressions mesurées par les trois capteurs en fonction de la hauteur d'eau.

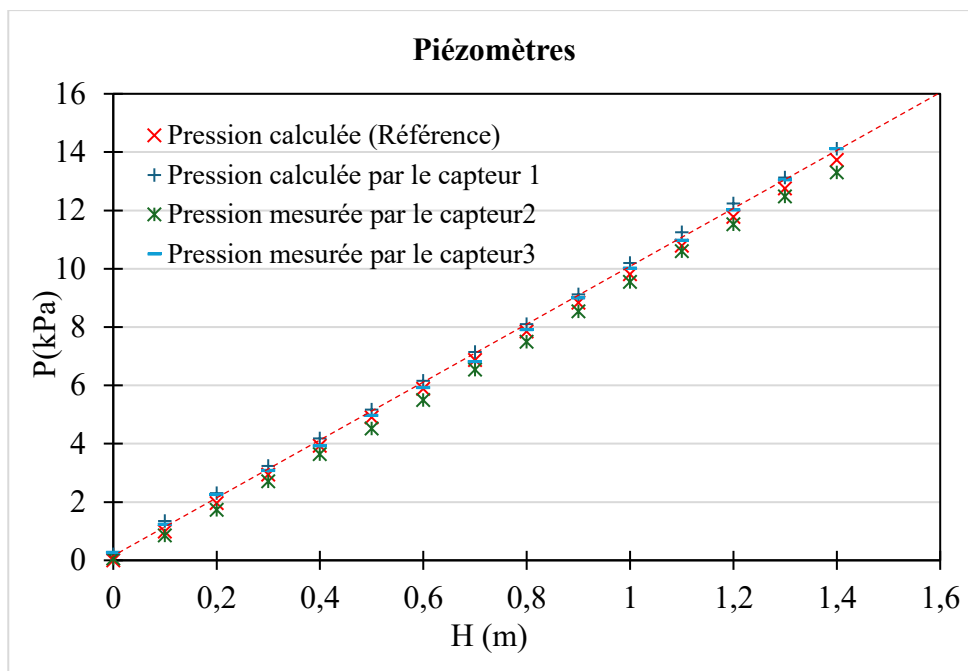


Figure 3.23 Résultats de l'étalonnage des piézomètres : comparaison entre la pression théorique calculée (référence) et les pressions mesurées par les trois capteurs en fonction de la hauteur d'eau

3.4 Protocole des essais de remblayage

3.4.1 Essais préliminaires

Des essais préliminaires ont été réalisés avant la phase principale des travaux afin de valider le protocole expérimental, vérifier le bon fonctionnement des capteurs et ajuster certaines étapes méthodologiques. Ces essais ont porté principalement sur la calibration des capteurs de pression, la mise en place de l'instrumentation dans le modèle physique et la préparation du remblai en pâte cimentée. Les conditions expérimentales utilisées lors de ces essais étaient volontairement simplifiées et ne visaient pas l'obtention de résultats exploitables d'un point de vue quantitatif. Les observations issues de ces essais ont permis d'identifier certaines limites du dispositif expérimental et de procéder aux ajustements nécessaires avant la réalisation des essais définitifs présentés dans ce travail. Dans le cadre des essais préliminaires, deux formulations de remblai en pâte cimentée ont été testées. Les mélanges étaient préparés avec un pourcentage solide de 72 %, un liant composé de 20 % de GUL et 80 % de Slag, et un dosage en liant de 5 %. Deux types de résidus miniers ont été utilisés, soit les résidus de Westwood et de Goldex.

Une barricade en bois (Figure 3.24) a été fabriquée pour permettre l'installation de l'instrumentation. Deux capteurs de pression totale ont été installés sur la barricade, l'un positionné dans la partie supérieure et l'autre dans la partie inférieure. Un piézomètre a également été installé dans la partie inférieure de la barricade afin de mesurer la pression interstitielle à ce niveau.

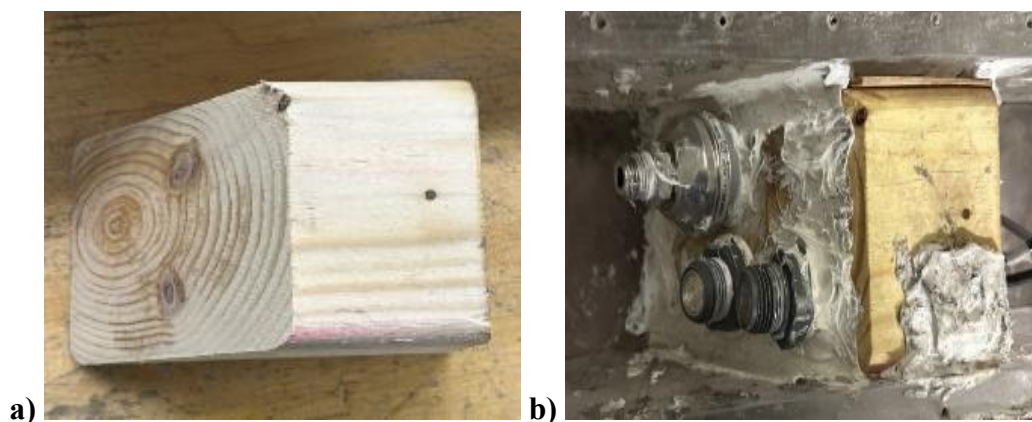


Figure 3.24 Barricade en bois a) vue de l'élément avant installation, b) vue après mise en place des capteurs et étanchéité au silicone

En complément, un piézomètre supplémentaire a été installé à la base du chantier afin de mesurer la pression interstitielle au fond de la colonne de remblai, tandis qu'un capteur de pression totale a été positionné au milieu du chantier, à une hauteur de 35 cm.

Le remblayage du modèle (Figure 3.25) a été effectué en continu jusqu'à atteindre la hauteur prévue. Après la mise en place du remblai, un temps de cure de 16 heures a été respecté afin de suivre l'évolution des pressions durant la phase initiale de consolidation et de prise du liant.

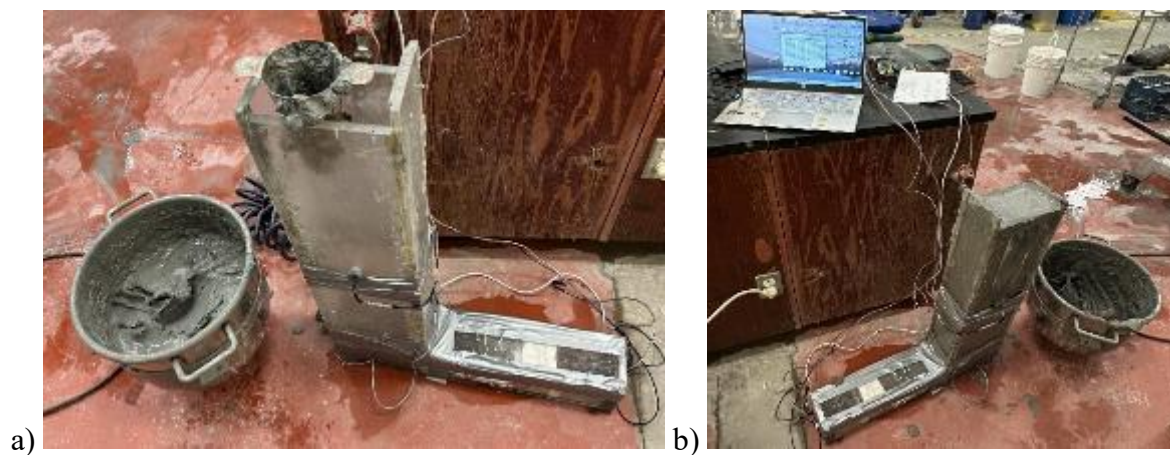


Figure 3.25 Modèle réduit pour les essais préliminaires : a) modèle en cours de remblayage, b) enregistrement des données via le système d'acquisition

3.4.1.1 Résultats et limites des essais préliminaires

Les Figures 3.26 et 3.27 présentent l'évolution des pressions interstitielles et des pressions totales mesurées lors des essais préliminaires réalisés respectivement, avec les résidus de Westwood et de Goldex. Les mesures incluent la pression interstitielle au bas du chantier et au niveau de la barricade, ainsi que la pression totale enregistrée au milieu du chantier et dans les parties supérieures et inférieures de la barricade.

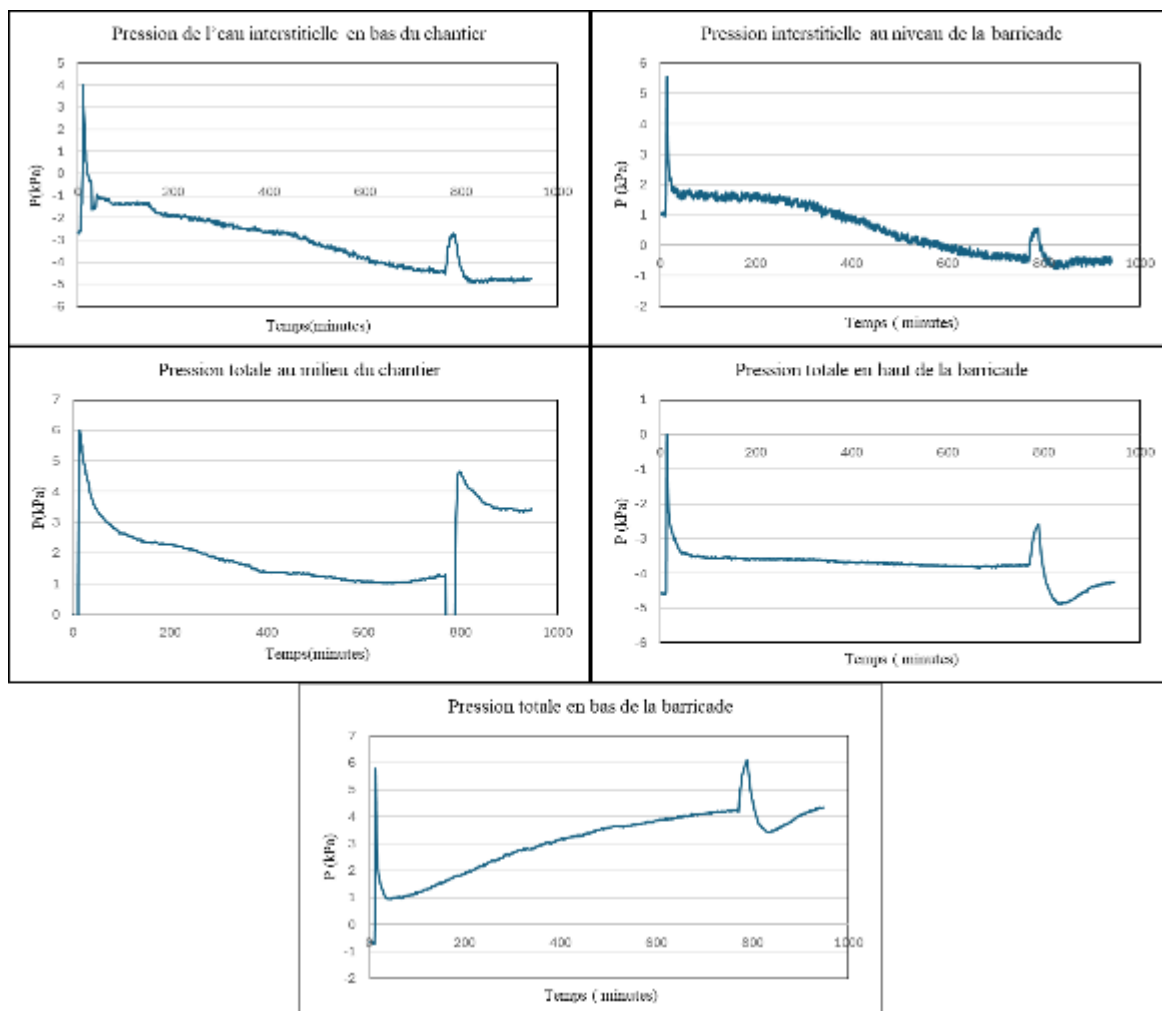


Figure 3.26 Évolution des pressions interstitielles et totales mesurées lors de l'essai préliminaire réalisé avec les résidus de Westwood

Les résultats des essais préliminaires montrent une évolution générale des pressions en fonction du temps, avec une mise en charge initiale suivie d'une variation progressive. Toutefois, certaines incohérences ont été observées, notamment des valeurs négatives et des fluctuations du signal. Par ailleurs, lors de l'essai réalisé avec les résidus de Westwood, un pic marqué a été enregistré vers 12 heures de cure, correspondant à une perturbation du modèle expérimental. De plus, la présence possible de fuites dans le modèle a pu affecter les mesures de pression interstitielle.

Ces limitations ont conduit à l'amélioration du protocole expérimental, notamment par la recalibration des capteurs et par la conception d'un nouveau modèle assurant une meilleure étanchéité.

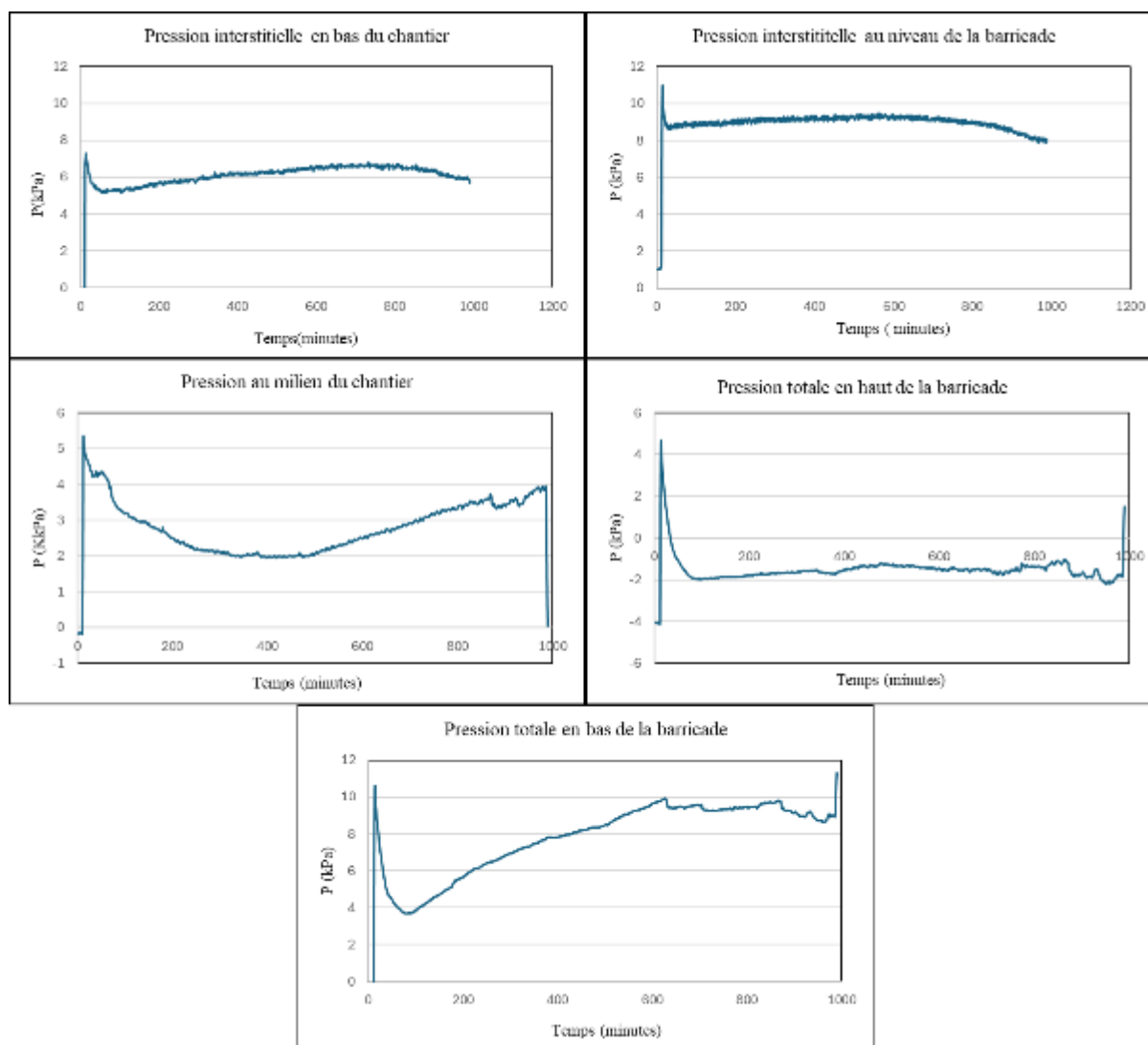


Figure 3.27 Évolution des pressions interstitielles et totales mesurées lors de l'essai préliminaire réalisé avec les résidus de Goldex

3.4.2 Essais expérimentaux principaux

3.4.2.1 Choix de la formulation retenue

Les essais mécaniques (UCS et cisaillement direct) ont été réalisés sur des formulations de remblai en pâte cimentée à 72 % et 69 % de solides, en utilisant les résidus de Westwood et de Goldex, avec un liant composé de 20 % de GUL et 80 % de Slag, à un dosage de 5 %. Les résultats de ces essais mécaniques ont montré des résistances comparables pour les deux types de résidus.

Afin de recentrer l'étude sur son objectif principal, soit l'évaluation des pressions exercées sur la barricade dans le modèle réduit, il a été décidé de retenir le résidu de Westwood pour la phase expérimentale principale, la variable étudiée portant sur la position de la barricade le long de la galerie. Les deux formulations à 69 % et 72% de solides ont été sélectionnées, puisqu'elles correspondent à la gamme opérationnelle utilisée à la mine de Westwood.

3.4.2.2 Scénarios de remplissage du modèle réduit

L'essai de remblayage a été réalisé dans le modèle réduit (Figure 3.28) instrumenté afin de suivre l'évolution des pressions développées au niveau de la barricade.

Deux scénarios expérimentaux ont été définis, basés sur des pourcentages solides de 69 % et 72 %, avec une distance d'écoulement du remblai fixée à 50 cm. Pour chaque scénario, le dispositif a été rempli jusqu'à une hauteur de 1,2 m et 0,8 m respectivement. La barricade a été instrumentée en deux points stratégiques : en partie supérieure ($h = 18$ cm) et en partie inférieure ($h = 6$ cm).

Chaque niveau était équipé d'un capteur de pression totale et d'un piézomètre afin de mesurer précisément les contraintes exercées sur la structure. Une période de cure de 16 heures a suivi, durant laquelle les pressions totales et interstitielles ont été enregistrées en continu par le système d'acquisition de données.

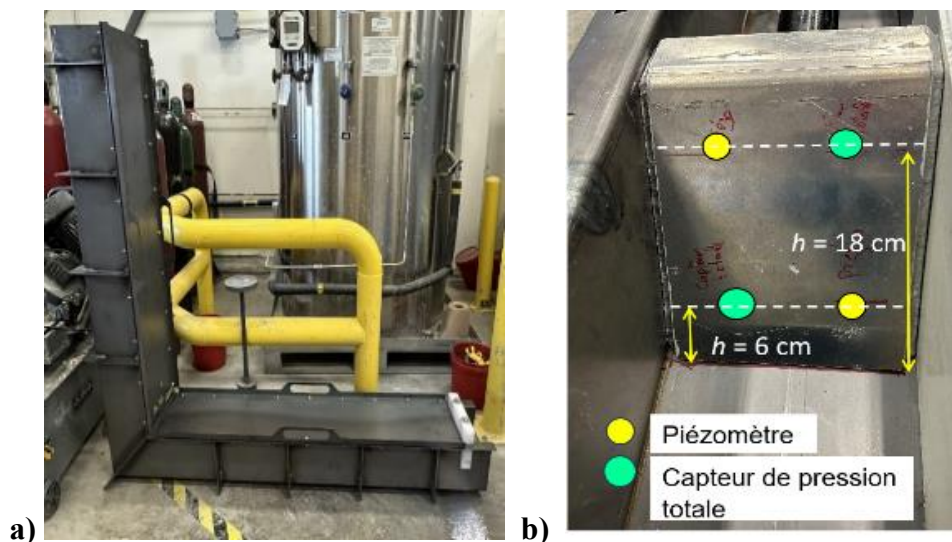


Figure 3.28 Dispositif expérimental : a) nouveau modèle physique réduit, b) barricade instrumentée avec des capteurs de pression totales et interstitielles

Rappelons que le modèle est constitué d'un chantier d'abattage de section 20×20 cm et de 147,8 cm de hauteur, relié à une galerie de même section et d'une longueur totale de 160 cm. Les quantités des ingrédients du remblai en pâte cimentée ont été déterminées à partir du volume correspondant à chaque configuration géométrique et de la formulation retenue. Le Tableau 3.3 présente les paramètres géométriques associés à chaque scénario ainsi que les masses des différents constituants utilisées pour la préparation du remblai.

Tableau 3.3 Calculs des ingrédients du RPC pour les deux scénarios

Scénarios	A	B
% de solides	69 %	72 %
Volume du chantier (cm ³)	59 120	
Volume total de la galerie (cm ³)	64 000	
Distance d'écoulement du remblai (cm)	50	
Volume de la galerie (cm ³)	2 000	
Volume total (cm ³)	61 120	
Masse de résidu frais (kg)	116, 23	71, 50
Masse de ciment GUL (kg)	919,8	829,79
Masse de Slag (kg)	3, 68	2,51
Masse de liant totale (kg)	4,60	0,31
Masse d'eau à ajouter (kg)	19,14	8,18

3.5 Modélisation numérique

La modélisation numérique a pour objectif de reproduire le comportement hydromécanique du remblai en pâte cimentée observé dans le modèle physique. Elle permet d'analyser la distribution des contraintes, en particulier les contraintes horizontales exercées sur la barricade, ainsi que l'évolution des pressions interstitielles au cours du temps. Cette approche vise également à comparer les résultats numériques aux données expérimentales obtenues en laboratoire et à faciliter l'extrapolation des résultats à l'échelle réelle des chantiers miniers.

Les différents cas simulés dans cette étude sont modélisés à l'aide du code aux éléments finis SIGMA/W (GeoStudio 2025.2.0). Ce logiciel permet de simuler le comportement mécanique des matériaux en tenant compte des conditions aux limites, des propriétés géotechniques et des interactions hydromécaniques.

3.5.1 Simulations de vérification du modèle numérique

Avant de procéder à l'analyse de nos propres essais, la méthodologie numérique adoptée a été validée en reproduisant les résultats de l'étude de référence de Mkadmi et al. (2012). Plus précisément, les conditions de la série C décrites par ces auteurs (Tableau 3.4), laquelle simule un remblai initialement saturé soumis à un écoulement avec un drainage au bas du chantier.

Tableau 3.4 Paramètres et caractéristiques géotechniques du remblai pour le cas de référence (Mkadmi et al., 2012)

Poids volumique total, γ (kN/m ³)	20
Module de Young, E_b (MPa)	100
Angle de friction interne, ϕ' (°)	35
Coefficient de Poisson, ν	0,25
Angle de dilatance, ψ (°)	0
Cohésion, c' (kPa)	0
Indice des vides, e	1,3
Conductivité hydraulique saturée, K_{sat} (m/s)	10^{-7}
Valeur d'entrée d'air (AEV) 9 kPa)	15
Valeur d'entrée d'eau (WEV) (kPa)	50
Porosité n (%)	56,8
Niveau d'eau initial	En haut (niveau $h = 0$ m)

La concordance observée entre nos simulations et les résultats publiés par (Mkadmi et al., 2012) montre que le modèle est capable de capturer les mécanismes de transfert de charge et le comportement hydromécanique du matériau. Cette validation garantit que les lois de comportement et les paramètres de couplage implémentés dans SIGMA/W sont représentatifs des phénomènes réels observés en milieu minier.

3.5.2 Géométrie et calibrage du modèle

La géométrie du chantier a été représentée par un modèle bidimensionnel (2D) d'une hauteur de 147 cm et d'une largeur de section de 20 cm incluant une barricade inclinée à 45° (Figure 3.29). Pour stabiliser le modèle numérique, des conditions aux limites ont été imposées : la base du modèle et les parois latérales sont fixées dans les directions horizontale et verticale pour simuler un appui indéformable et pour représenter le confinement latéral tout en autorisant le tassement vertical du matériau. La surface supérieure demeure libre de toute contrainte, simulant ainsi les conditions réelles du sommet du chantier lors de la phase de cure.

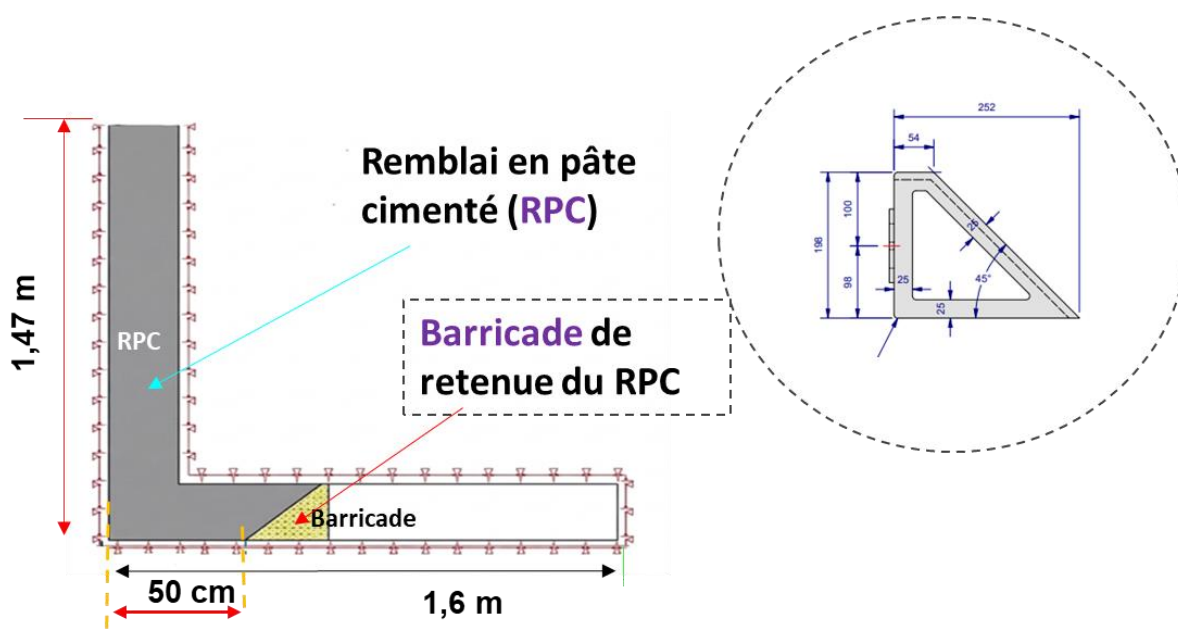


Figure 3.29 Géométrie du modèle SIGMA/W reproduisant le modèle physique réduit

La précision du modèle numérique dépend étroitement de la discrétisation spatiale du domaine. Une étude de sensibilité a été réalisée pour calibrer le maillage afin d'assurer la convergence des résultats tout en optimisant le temps de calcul. Pour le scénario A (voir Tableau 3.3), un maillage

structuré composé d'éléments triangulaires d'une taille globale de 0,04 m a été adopté, offrant une précision satisfaisante par rapport aux mesures expérimentales.

Pour le scénario B (voir Tableau 3.3), caractérisé par un poids volumique plus élevé, le maillage a été affiné à 0,029 m. Cet ajustement a été nécessaire pour capturer avec plus de finesse les gradients de contraintes accrus et garantir la stabilité numérique du calcul de consolidation.

3.5.3 Scénarios simulés

La modélisation numérique a été structurée en trois phases séquentielles afin de reproduire fidèlement les conditions expérimentales du laboratoire. Initialement, une étape *in situ* a été définie pour établir l'équilibre géostatique de la structure de support (bac et barricade en acier) sous l'effet de la gravité. Une analyse de type Charge-Déformation a ensuite été réalisée pour simuler le remblayage instantané, activant ainsi le matériau de remblai (RPC) et générant le champ de contraintes totales initiales. Enfin, une analyse de consolidation d'une durée de 16 heures a été appliquée pour modéliser la distribution des pressions durant cet âge précoce.

Le dispositif expérimental est constitué d'un modèle réduit en acier ; l'acier a été défini comme un matériau au comportement élastique isotrope, caractérisé par un poids volumique de 78,5 kN/m³, un module de Young de 200 GPa et un coefficient de Poisson de 0,30. Afin de simuler fidèlement l'interaction entre le remblai en pâte (RPC) et les parois lisses du modèle physique, une couche d'interface a été introduite entre le remblai et les parois en acier pour simuler le glissement relatif des matériaux. Un angle de friction de 21° a été sélectionné, correspondant au frottement réduit d'une interface sol-structure lisse, afin de modéliser avec réalisme le transfert de charge latéral.

Les mêmes scénarios que ceux réalisés dans le modèle physique ont été reproduits numériquement. Les propriétés géotechniques du remblai en pâte cimenté (Tableau 3.5) utilisées dans le modèle numérique ont été déterminées à partir des essais expérimentaux réalisés en laboratoire. Le module d'élasticité de Young (E_b) a été calculé à partir des essais de compression uniaxiale, tandis que la cohésion c' et l'angle de frottement ϕ' ont été obtenus à partir des essais de cisaillement direct. La fonction de rétention d'eau a été estimée à partir de la porosité et de la granulométrie des résidus.

Tableau 3.5 Paramètres et caractéristiques géotechniques du remblai en pâte cimenté pour les deux scénarios simulés

Scénario	A	B
% solides	$C_w = 69\%$	$C_w = 72\%$
Poids volumique total, γ (kN/m ³)	17,96	18,69
Module de Young, E_b (MPa)	130,3	276, 8
Angle de friction interne, ϕ' (°)	28,4	31,2
Coefficient de Poisson, ν	0,25	0,25
Angle de dilatance, ψ (°)	0	0
Cohésion, c' (kPa)	0	0
Indice des vides, e	1,31	1,13
Conductivité hydraulique saturée, K_{sat} (m/s)	10^{-7}	10^{-8}
Porosité, n (%)	56,7	53,1
D_{10} (μm)	3,93	3,93
D_{60} (μm)	30	30

CHAPITRE 4 RÉSULTATS

4.1 Introduction

Ce chapitre présente et analyse l'ensemble des résultats obtenus dans le cadre de cette étude, en combinant les approches expérimentales et numériques. Dans un premier temps, les résultats issus des essais en laboratoire sont exposés, incluant la caractérisation granulométrique des résidus, les essais de cisaillement direct ainsi que les essais de compression uniaxiale. Une attention particulière est accordée à l'influence des propriétés des résidus sur la résistance mécanique du remblai. Par la suite, les données issues du remblayage du modèle physique à l'échelle réduite sont analysées afin de mesurer les pressions exercées sur la barricade. Enfin, ce chapitre présente les résultats des simulations numériques correspondant aux différents scénarios étudiés.

4.2 Résultats expérimentaux

4.2.1 Distribution granulométrique des résidus

La Figure 4.1 présente les courbes granulométriques des résidus de Westwood et de Goldex, ainsi que leurs paramètres caractéristiques résumés dans le tableau suivant. Ces courbes illustrent la répartition des tailles de particules obtenue à partir de l'analyse granulométrique par diffraction laser. Les deux résidus présentent des distributions continues, typiques des résidus miniers fins, avec un passage progressif des particules grossières vers les fractions fines.

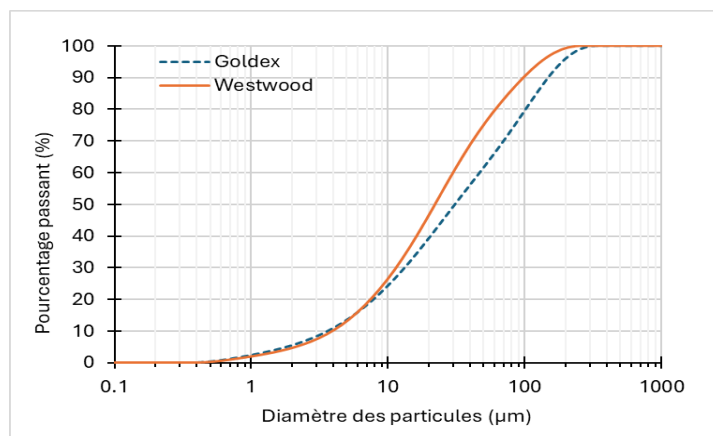


Figure 4.1 Courbes de distributions granulométriques des résidus de Westwood et de Goldex

Les résultats montrent que les résidus de Westwood sont globalement plus fins que ceux de Goldex. Le diamètre médian (D_{50}) est de 22,1 μm pour Westwood contre 30,9 μm pour Goldex, ce qui signifie que la moitié des particules de Westwood ont un diamètre inférieur à 22 μm , alors que celles de Goldex sont majoritairement plus grosses. Les valeurs de D_{90} (98 μm pour Westwood et 149 μm pour Goldex) confirment également la présence d'une proportion plus importante de particules grossières dans le résidu de Goldex (Tableau 4.1).

De plus, la fraction fine ($d < 20 \mu\text{m}$) représente une part plus élevée pour les résidus de Westwood ($P_{20\text{mm}} = 46\%$), traduisant une texture plus fine et homogène. À l'inverse, les résidus de Goldex présentent une proportion moindre de particules inférieures à 20 μm ($P_{20\text{mm}} = 39\%$), indiquant une granulométrie plus grossière et plus étalée.

Tableau 4.1 Synthèse des paramètres granulométriques des résidus étudiés

Résidus	Paramètre	Unités	Valeur
Goldex	$P_{20\mu\text{m}}$	%	39
	$C_U = D_{60}/D_{10}$	(-)	12,92
	$C_C = D_{30}^2/(D_{60} \times D_{10})$	(-)	1,04
	$U = (D_{90} - D_{10})/D_{50}$	(-)	10,93
	D_{10}	(μm)	3,63
	D_{30}	(μm)	13,3
	D_{50}	(μm)	30,9
	D_{60}	(μm)	46,9
	D_{90}	(μm)	149
Westwood	$P_{20\mu\text{m}}$	%	46
	$C_U = D_{60}/D_{10}$	(-)	7,63
	$C_C = D_{30}^2/(D_{60} * D_{10})$	(-)	1,12
	$U = (D_{90} - D_{10})/D_{50}$	(-)	4,26
	D_{10}	(μm)	3,93
	D_{30}	(μm)	11,5
	D_{50}	(μm)	22,1
	D_{60}	(μm)	30
	D_{90}	(μm)	98

Tableau 4.2 Paramètres physiques des résidus utilisés

Type de résidus	Teneur en eau, w (%)	% solides massique C_w (%)	G_s
Goldex	31,8	75,9	3,03
Westwood	32,3	75,6	2,92

Étant donné que les résidus de Westwood sont plus fins, ils peuvent entraîner une consolidation plus lente ainsi que des pressions interstitielles plus élevées. C'est pour cette raison qu'ils ont été retenus pour la réalisation des essais de remblayage, afin de se placer dans le cas le plus critique.

4.2.2 Résistance au cisaillement direct

Les essais de cisaillement direct ont été réalisés sur les différents mélanges de remblai en pâte cimentée (RPC) préparés à partir des résidus de Westwood et de Goldex, selon les recettes définies dans la section précédente, en conditions drainées.

Pour chaque type de résidu, les essais ont été conduits sous trois contraintes normales appliquées (50, 100 et 150 kPa) et pour trois temps de cure (16, 24 et 72 heures). Les contraintes de cisaillement maximales obtenues ont permis de tracer les enveloppes de rupture selon le critère de Mohr-Coulomb. À partir de ces enveloppes, les paramètres intrinsèques de résistance au cisaillement, soit la cohésion (c') et l'angle de frottement interne (f'), ont été déterminés pour chaque condition étudiée.

Les résultats obtenus sont présentés sous forme de tableaux et de courbes, permettant d'analyser l'évolution des paramètres c' et ϕ' en fonction du temps de cure, de la contrainte normale appliquée, du pourcentage de solides et du type de résidus.

4.2.2.1 Résultats pour les mélanges à base des résidus de Westwood

a) Mélanges après 16 heures de cure

Le Tableau 4.3 présente la synthèse des paramètres du remblai en pâte cimentée (RPC) préparé à partir des résidus de Westwood, pour deux pourcentages solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 16 heures de cure. Les résistances au cisaillement au pic pour $C_w = 72\%$ sont respectivement de 20, 65 et 81 kPa sous des contraintes normales appliquées de 50, 100 et 150 kPa. Les déplacements au pic correspondants sont de 0,12 mm, 0,77 mm et 1,16 mm, respectivement.

Pour $C_w = 69 \%$, les résistances au cisaillement au pic sont respectivement de 28 et 81 kPa sous les mêmes contraintes normales de 50, 100 et 150 kPa. Les déplacements au pic correspondants sont de 0,32 mm, 0,38 mm et 0,39 mm, respectivement.

Globalement, les résultats montrent que la résistance au cisaillement augmente avec la contrainte normale appliquée pour les deux teneurs en solides, ce qui est cohérent avec le comportement attendu d'un remblai soumis au cisaillement direct. Par ailleurs, les valeurs de déplacement au pic indiquent que le mélange à $C_w = 72 \%$ présente une déformation plus importante avant d'atteindre la résistance maximale, tandis que celui à $C_w = 69 \%$ atteint le pic de cisaillement pour des déplacements plus faibles et relativement stables.

Tableau 4.3 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Westwood près 16 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69 \%$ et 72%)

RPC à 5% du liant GUL/Slag (20/80) après 16 h de cure					
$C_w = 72 \%$			$C_w = 69 \%$		
σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)	σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)
50	20	0,12	50	27	0,32
100	65	0,77	100	72	0,38
150	81	1,16	150	81	0,39

À partir de la synthèse des résultats des essais de cisaillement direct présentés dans le Tableau 4.3, il est possible de déterminer les valeurs des paramètres intrinsèques tels que l'angle de frottement interne effectif (f') et la cohésion interne effective (c') en utilisant le critère de rupture de Mohr-Coulomb.

La Figure 4.2 présente l'enveloppe de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69 \%$ et 72%), après 16 heures de cure.

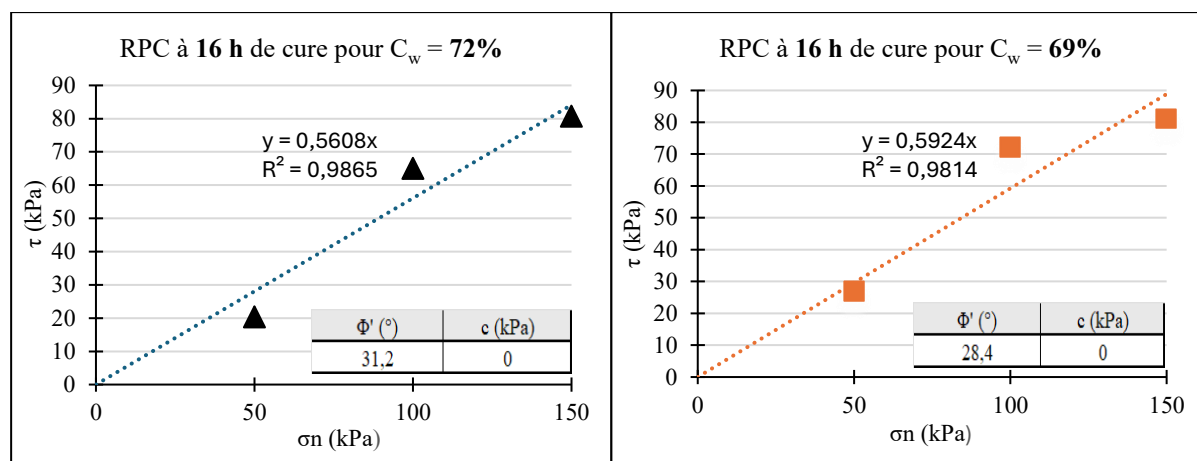


Figure 4.2 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 16 heures de cure

Les résultats montrent que l'augmentation du pourcentage solide de 69% à 72% entraîne une augmentation de l'angle de frottement interne effectif ϕ' d'environ 10% , passant de 28° à 31° , tandis que la cohésion effective c' devient négligeable, se rapprochant d'une valeur nulle.

b) Mélanges après 24 heures de cure

Le Tableau 4.4 présente la synthèse des paramètres du remblai en pâte cimentée (RPC) préparé à partir des résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 24 heures de cure.

La contrainte de cisaillement τ_p augmente avec la contrainte normale σ_n pour les deux mélanges. Les valeurs de τ_p sont plus élevées pour $C_w = 72\%$, indiquant une meilleure résistance au cisaillement. En revanche, les déplacements au pic sont plus importants pour $C_w = 69\%$, ce qui traduit un comportement plus déformable.

Tableau 4.4 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Westwood après 24 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%).

RPC à 5% du liant GUL/Slag (20/80) après 24 h de cure					
$C_w = 72\%$			$C_w = 69\%$		
σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)	σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)
50	56	0,7	50	45	0,9
100	97	0,8	100	66	1,3
150	118	1,0	150	102	1,2

Contrairement aux résultats obtenus à 16 heures de cure, où les variations des paramètres intrinsèques demeurent limitées avec une légère augmentation de la cohésion et une diminution de l'angle de frottement interne, les résultats à 24 heures, présentés à la Figure 4.3, mettent en évidence des évolutions plus cohérentes.

La Figure 4.3 présente l'enveloppe de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 24 heures de cure.

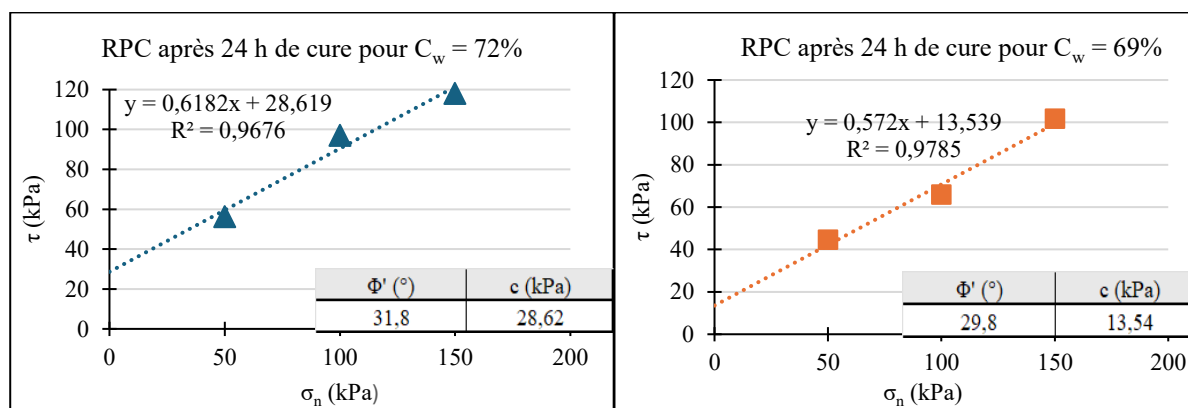


Figure 4.3 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 24 heures de cure

Les résultats montrent que l'augmentation de C_w de 69% à 72% entraîne une augmentation marquée de la cohésion effective c' , passant de 14 kPa à 29 kPa , soit plus du double, ainsi qu'une légère augmentation de l'angle de frottement interne effectif ϕ' d'environ 7% , passant de 30° à 2° .

Après 16 heures, le matériau se trouve encore à un stade très précoce, où la structure cimentée est peu développée. En revanche, à 24 heures de cure, les effets de l'hydratation du liant deviennent plus significatifs, ce qui conduit à une augmentation de la cohésion et à une évolution plus stable de l'angle de frottement interne.

Une comparaison avec les résultats obtenus à 16 heures de cure met en évidence une évolution importante du comportement mécanique du RPC avec le temps. Pour $C_w = 72\%$, la cohésion augmente de 0 à 29 kPa , tandis que l'angle de frottement interne demeure presque constant (de 31° à 32°). De même, pour $C_w = 69\%$, la cohésion passe de 0 à 14 kPa , accompagnée d'une légère augmentation de l'angle de frottement interne ϕ' (de 28° à 30°).

c) Mélanges après 72 heures de cure

Après 72 heures de cure (Tableau 4.5), les valeurs de τ_p augmentent avec σ_n pour les deux mélanges. Le RPC à $C_w = 72\%$ présente des résistances nettement plus élevées, tandis que le mélange à $C_w = 69\%$ montre des déplacements au pic plus importants, indiquant un comportement plus déformable.

Tableau 4.5 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Westwood après 72 heures de cure, pour deux pourcentages de solides ($C_w = 69\%$ et 72%).

RPC à 5% du liant GUL/Slag (20/80) après 72 h de cure					
$C_w = 72\%$			$C_w = 69\%$		
σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)	σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)
50	242	1,1	50	157	1,1
100	307	1,1	100	179	1,5
150	343	1,8	150	218	3,1

Les résultats après 72 heures de cure (Figure 4.4) confirment la tendance observée précédemment, selon laquelle l'augmentation du pourcentage de solides de 69% à 72% entraîne une augmentation de la cohésion effective c' , passant de 124 kPa à 196 kPa , ainsi qu'une augmentation marquée de l'angle de frottement interne f' , passant de 31° à 45° .

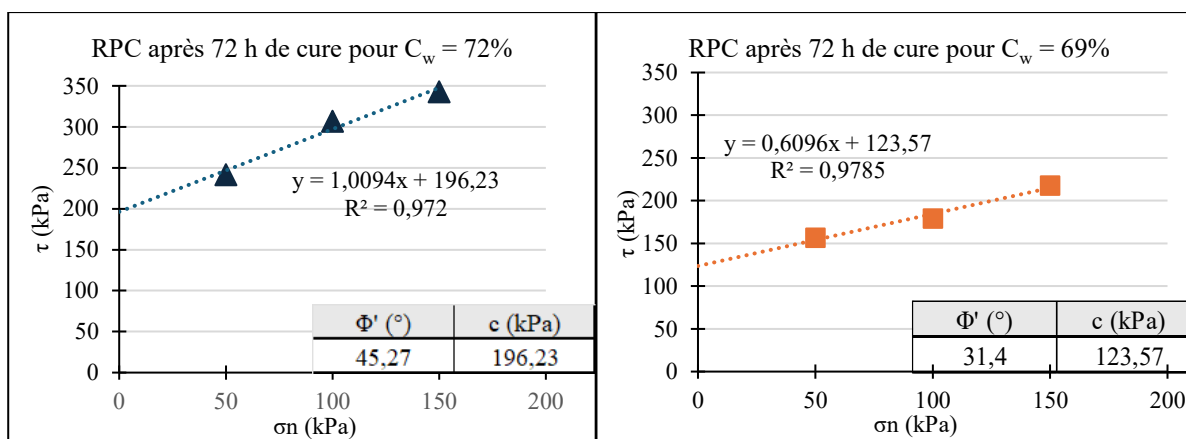


Figure 4.4 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Westwood, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 72 heures de cure

Une comparaison avec les résultats obtenus à 16 heures et 24 heures de cure met en évidence une évolution progressive du comportement mécanique du RPC. La cohésion augmente de manière continue avec le temps de cure, passant de valeurs faibles à 16 heures à des valeurs très élevées à 72 heures. Par ailleurs, l'angle de frottement interne, relativement stable entre 16 et 24 heures, présente une augmentation légère à 72 heures, indiquant une amélioration du comportement frictionnel liée à une structure plus rigide.

4.2.2.2 Résultats pour les mélanges à base des résidus de Goldex

a) Mélanges après 16 heures de cure

Le Tableau 4.6 présente la synthèse des paramètres du remblai en pâte cimentée (RPC) préparé à partir des résidus de Goldex, pour deux pourcentages de solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 16 heures de cure.

Tableau 4.6 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Goldex après 16 heures de cure, pour deux pourcentages de solides ($C_w = 69\%$ et 72%).

RPC à 5% du liant GUL/Slag (20/80) après 16 h de cure					
$C_w = 72\%$			$C_w = 69\%$		
σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)	σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)
50	78	0,5	50	44	0,4
100	86	0,5	100	87	0,5
150	118	0,8	150	86	0,8

Le mélange à $C_w = 72\%$ présente des valeurs de τ_p plus élevées par rapport à $C_w = 69\%$, tandis que les résultats deviennent comparables à $\sigma_n = 100$ kPa. Le mélange à $C_w = 69\%$ montre des déplacements au pic légèrement plus faibles, traduisant un comportement un peu plus rigide.

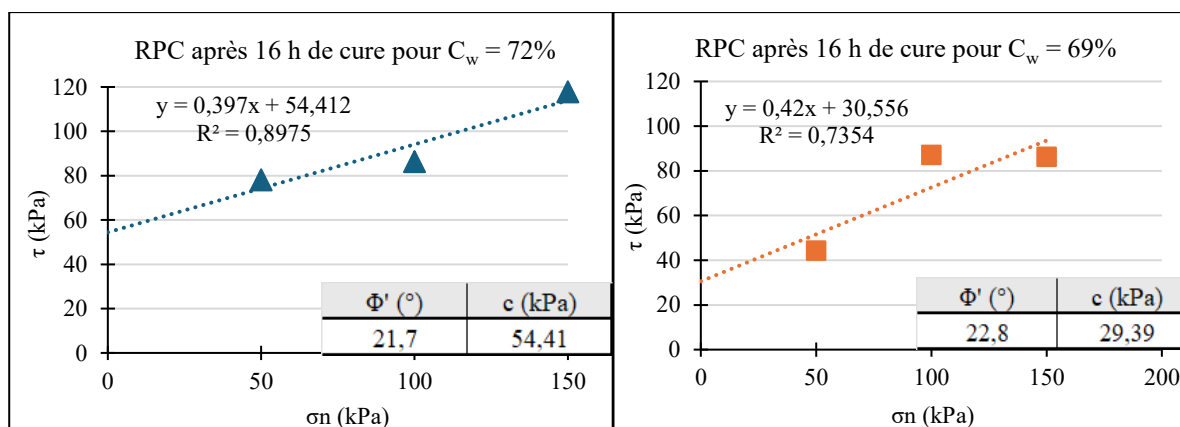


Figure 4.5 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Goldex, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 16 heures de cure

La Figure 4.5 montre que le passage d'un pourcentage solide de 69% à 72% après 16 heures de cure pour Goldex se traduit par une augmentation de la cohésion effective c' , passant de 29 kPa à 54 kPa , soit près du double, tandis que l'angle de frottement interne f' diminue légèrement, passant de 23° à 22° . La légère diminution de f' , qui est de l'ordre d'un degré, demeure faible et peut être considérée comme non significative. À ce stade précoce de la cure, l'angle de frottement interne demeure ainsi globalement constant malgré l'augmentation du pourcentage solide.

a) Mélanges à 24 heures de cure

Après 24 heures de cure, la synthèse des paramètres du RPC est donnée par le Tableau 4.7. Le mélange à $C_w = 72\%$ présente des valeurs de τ_p plus élevées que celles obtenues pour $C_w = 69\%$, pour toutes les contraintes normales. En revanche, le mélange à $C_w = 69\%$ atteint le pic de cisaillement pour des déplacements plus faibles.

Tableau 4.7 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Goldex après 24 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%).

RPC à 5% du liant GUL/Slag (20/80) après 24 h de cure					
$C_w = 72\%$			$C_w = 69\%$		
σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)	σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)
50	101	0,7	50	45	0,1
100	123	1,3	100	80	0,3
150	160	1,9	150	91	0,5

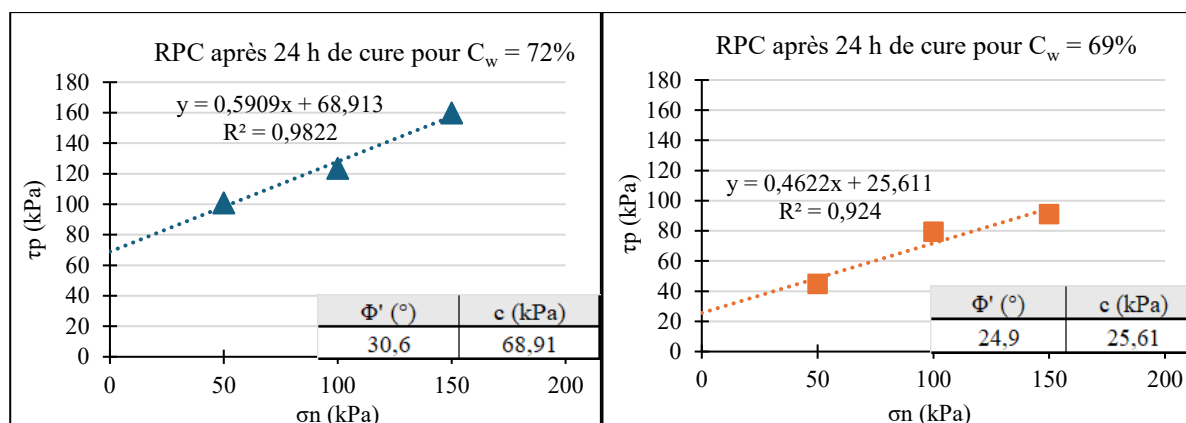


Figure 4.6 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Goldex, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 24 heures de cure

La Figure 4.6 présente l'estimation des paramètres intrinsèques du remblai en pâte cimentée (RPC) à base de résidus de Goldex, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 24 heures de cure.

L'analyse des paramètres montre que l'augmentation de la teneur en solides de 69% à 72% s'accompagne d'une augmentation marquée de la cohésion effective c' , passant de 26 kPa à 69 kPa , soit près de trois fois plus élevée. Par ailleurs, l'angle de frottement interne f' augmente également de manière notable, passant de 25° à 31° .

Une comparaison avec les résultats à 16 heures met en évidence une évolution significative du comportement mécanique. La cohésion augmente fortement avec le temps de cure, passant de 54 kPa à 69 kPa pour $C_w = 72\%$, tandis qu'elle diminue légèrement pour $C_w = 69\%$ (de 29 kPa à 26 kPa), ce qui peut être attribué à une variabilité expérimentale à ce stade. En revanche, l'angle de frottement interne présente une augmentation nette pour les deux teneurs en solides, ce qui est attendu.

b) Mélanges après 72 heures de cure

En cohérence avec les observations précédentes, le mélange à $C_w = 72\%$ présente des valeurs de τ_p supérieures à celles de $C_w = 69\%$. Les déplacements au pic (u_p) demeurent globalement du même ordre de grandeur pour les deux mélanges, avec une légère tendance à des valeurs plus élevées pour $C_w = 69\%$ (Tableau 4.8).

Tableau 4.8 Synthèse des paramètres du RPC à base de résidus de Goldex après 72 heures de cure, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%).

RPC à 5% du liant GUL/Slag (20/80) après 72 h de cure					
$C_w = 72\%$			$C_w = 69\%$		
σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)	σ_n (kPa)	τ_p (kPa)	u_p (mm)
50	175	1,3	50	130	1,3
100	274	1,1	100	231	1,4
150	299	1,4	150	249	1,5

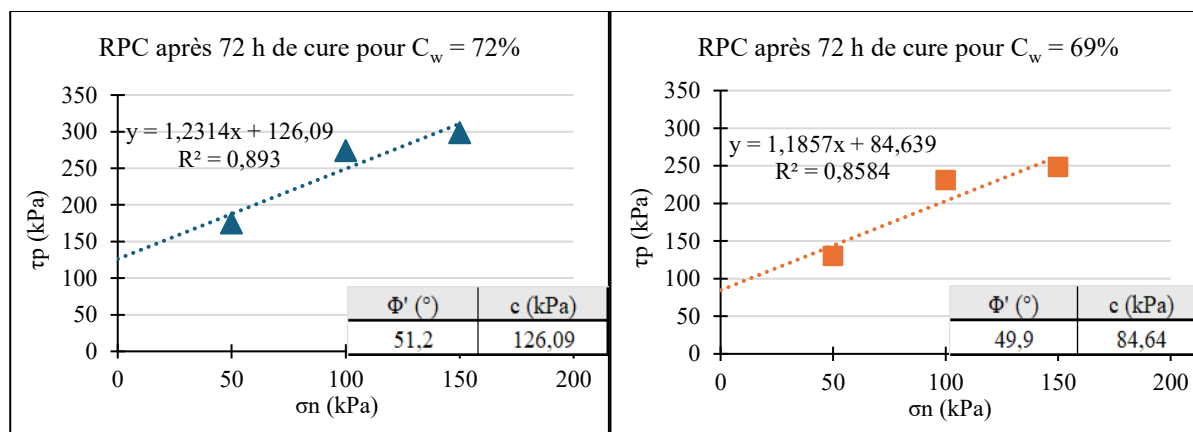


Figure 4.7 Enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb du RPC à base de résidus de Goldex, pour deux teneurs en solides ($C_w = 69\%$ et 72%), après 72 heures de cure

D'après la Figure 4.7, on observe que l'augmentation de la proportion solide de 69% à 72% entraîne une augmentation de la cohésion effective c' , passant de 85 kPa à 126 kPa, ainsi qu'une légère augmentation de l'angle de frottement interne f' , passant de 50° à 51° .

En se référant aux résultats obtenus à 16 et 24 heures de cure, on observe toujours une évolution progressive du comportement mécanique du RPC. La cohésion augmente de manière continue avec le temps de cure, traduisant le développement des liens de cimentation. Par ailleurs, l'angle de frottement interne, relativement faible à 16 heures et en augmentation à 24 heures, atteint des valeurs élevées à 72 heures.

4.2.2.3 Analyse des paramètres de résistance au cisaillement des deux résidus

Dans cette partie, les paramètres intrinsèques du RPC obtenus pour les deux types de résidus sont présentés afin de faire la comparaison entre les deux résidus utilisés, pour un même temps de cure et un même pourcentage solide.

a) Après 16 heures de cure avec $C_w = 69\%$

La Figure 4.8 présente les enveloppes de rupture de type Mohr-Coulomb obtenues pour les deux types de résidus à 16 h de cure, pour une teneur en solides de 69 %.

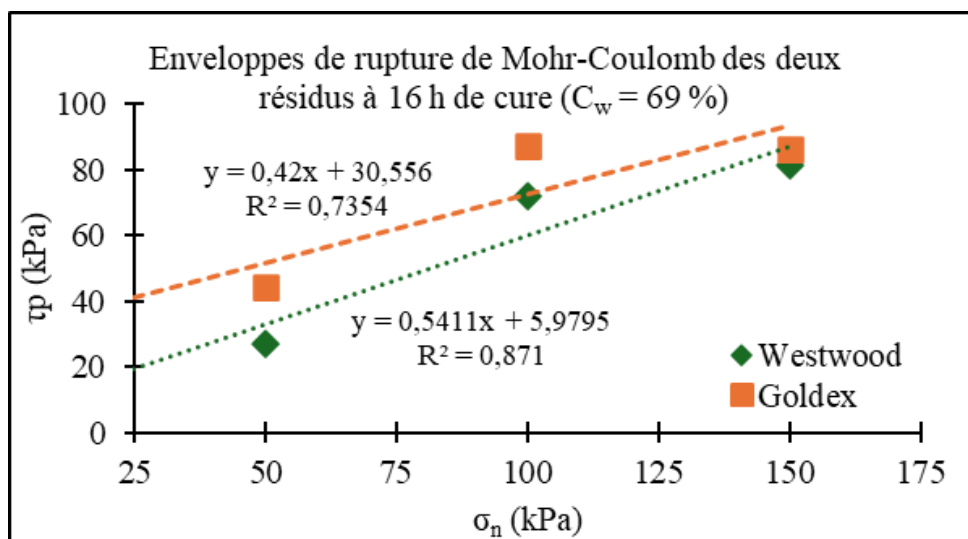


Figure 4.8 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb (τ_p - σ_n) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 69\%$, après 16 heures de cure

Les résultats montrent que le résidu Goldex développe une cohésion plus élevée ($c' \approx 31$ kPa) que le résidu Westwood ($c' \approx 6$ kPa). En revanche, le résidu Westwood présente un angle de frottement interne plus important ($f' \approx 28^\circ$) comparativement au résidu Goldex ($f' \approx 23^\circ$).

Par ailleurs, la qualité de l'ajustement linéaire est plus élevée pour le résidu Westwood ($R^2 = 0,87$) que pour le résidu Goldex ($R^2 = 0,74$), ce qui suggère une plus grande dispersion des résultats pour ce dernier. Globalement, à ce stade précoce de cure, le remblai à base de Goldex semble présenter un comportement dominé par la cohésion, tandis que celui à base de Westwood est davantage contrôlé par le frottement.

b) Après 16 heures de cure avec $C_w = 72\%$

Pour $C_w = 72\%$, les mêmes tendances que celles observées pour $C_w = 69\%$ sont retrouvées, avec des valeurs de τ globalement plus élevées. Cette évolution met en évidence l'influence du pourcentage solide, qui conduit à une augmentation de la compacité du remblai et à une amélioration de sa résistance au cisaillement (Figure 4.9).

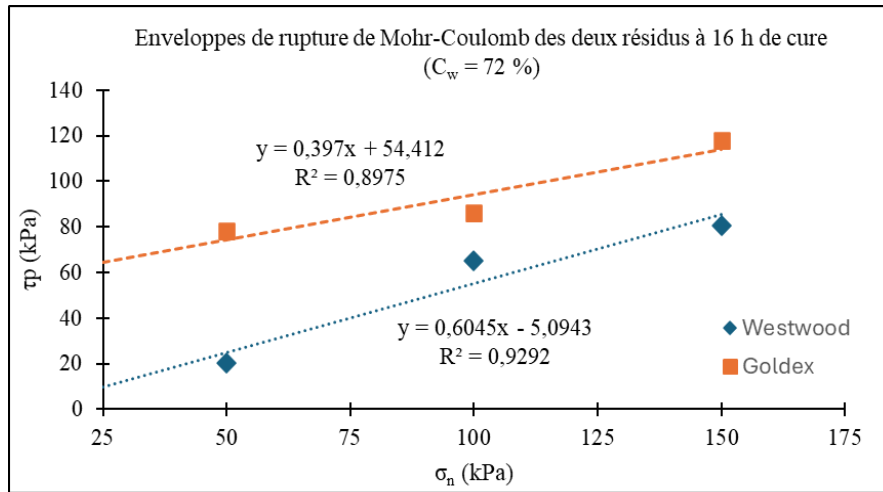


Figure 4.9 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb (τ_p - σ_n) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 72\%$, après 16 heures de cure

c) À 24 heures de cure avec $C_w = 69\%$

Après 24 heures de cure (Figure 4.10) et pour $C_w = 69\%$, les enveloppes de rupture des deux résidus deviennent plus proches. À $\sigma_n = 50$ kPa, les deux résidus présentent des valeurs de τ presque identiques. Lorsque la contrainte normale augmente, de légères différences apparaissent ; toutefois, à ce stade de cure, les deux résidus présentent des résultats globalement proches.

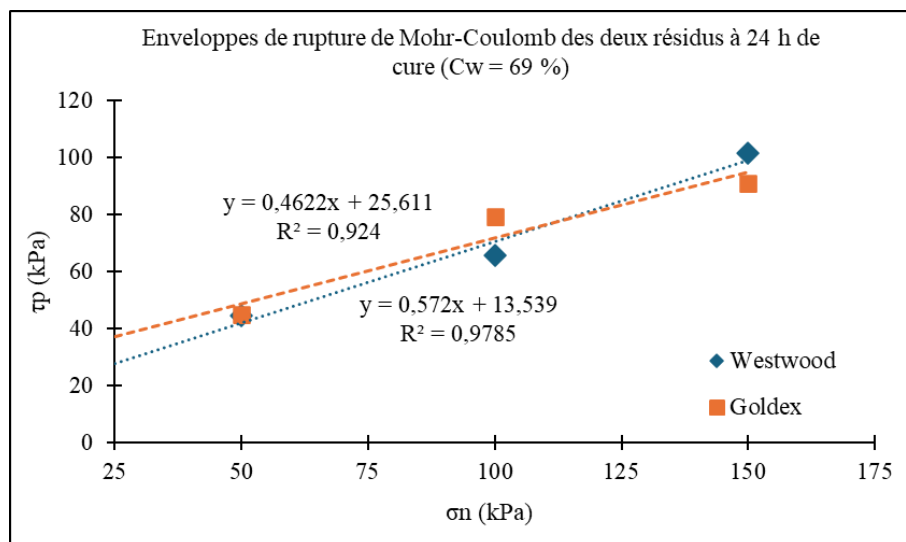


Figure 4.10 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb (τ_p - σ_n) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 69\%$, après 24 heures de cure

d) Après 24 heures de cure avec $C_w = 72\%$

Les enveloppes de rupture des deux résidus (Figure 4.11) s'écartent davantage par rapport au cas $C_w = 69\%$, où elles étaient relativement proches, tout en conservant des tendances similaires à celles observées précédemment à 16 heures de cure.

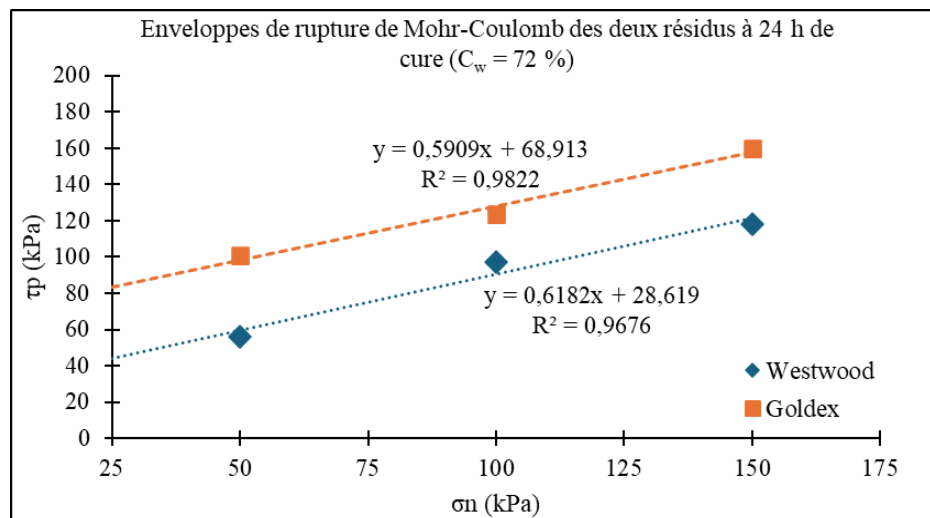


Figure 4.11 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb (τ_p - σ_n) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 72\%$, après 24 heures de cure

e) Après 72 heures de cure avec $C_w = 69\%$

Les valeurs de τ des deux résidus restent proches, avec une légère supériorité de Westwood à faible contrainte normale. Toutefois, à mesure que la contrainte normale augmente, les résidus de Goldex développent des valeurs de τ_p plus élevées. À faible contrainte, la cohésion domine, tandis qu'à forte contrainte, le frottement devient plus important. Cela explique pourquoi Goldex devient plus résistant lorsque σ_n augmente (Figure 4.12).

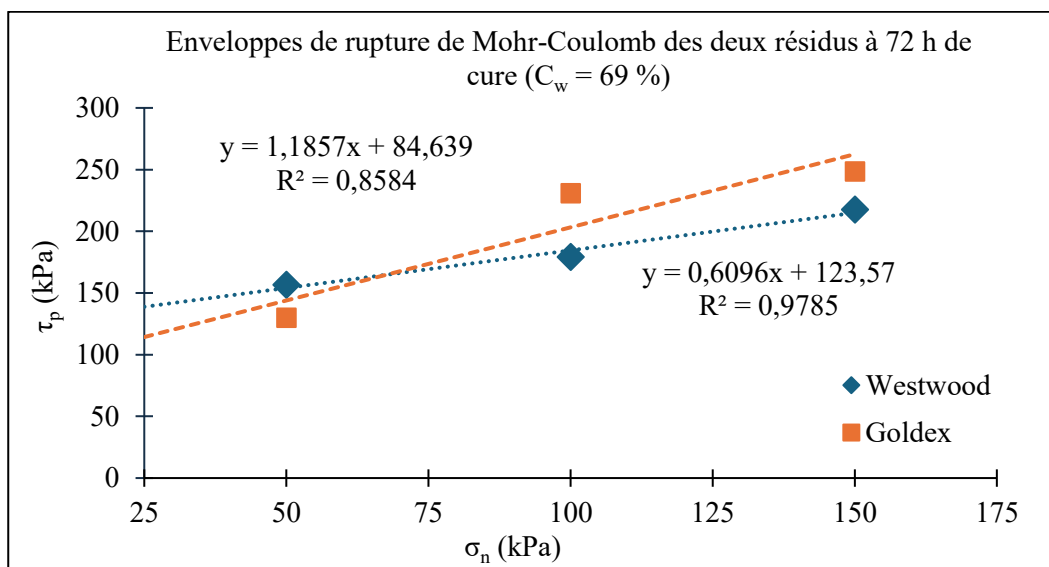


Figure 4.12 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb (τ_p - σ_n) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 69\%$, après 72 heures de cure

f) Après 72 heures de cure avec $C_w = 72\%$

Contrairement aux observations précédentes, les résidus de Westwood présentent, dans ce cas, des valeurs de τ_p légèrement plus élevées. Ce léger écart peut s'expliquer par une évolution différenciée des paramètres intrinsèques, avec une augmentation plus marquée de la cohésion c' pour le résidu de Westwood, conduisant à des valeurs de τ légèrement supérieures, malgré une contribution du frottement ϕ' plus importante pour Goldex (Figure 4.13).

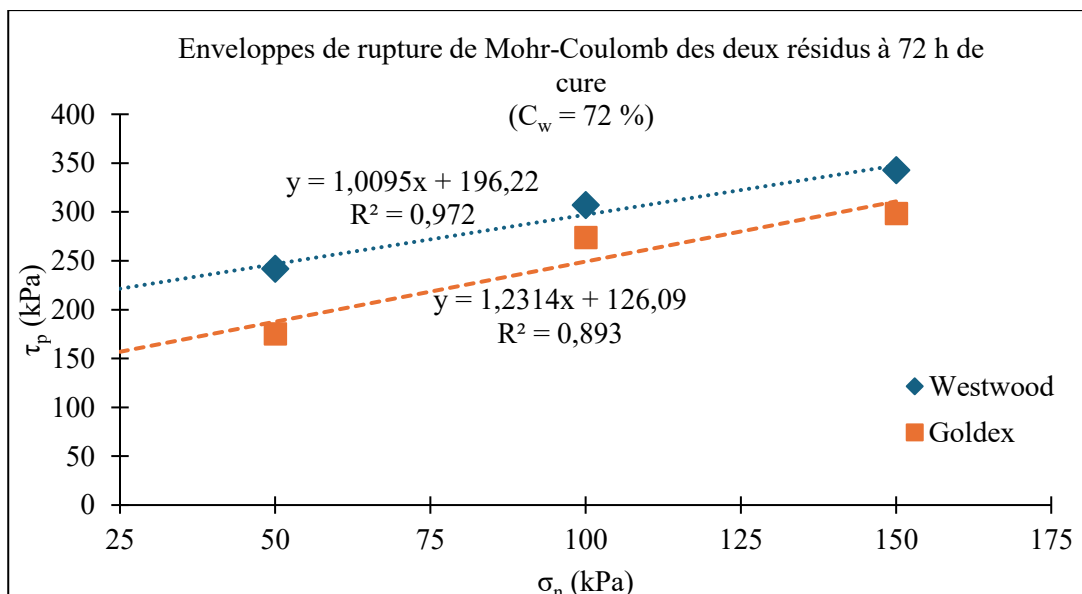


Figure 4.13 Comparaison des enveloppes de rupture de Mohr-Coulomb (τ_p - σ_n) du RPC à base de résidus de Westwood et de Goldex, à $C_w = 72\%$, après 72 heures de cure

D'après l'ensemble des résultats, le remblai en pâte cimentée (RPC) présente un comportement globalement similaire, indépendamment du résidu utilisé. Les différences observées entre les résidus de Goldex et de Westwood restent limitées et dépendent principalement du temps de cure et du pourcentage solide, qui influencent la contribution relative de la cohésion et du frottement interne (Tableau 4.9).

Tableau 4.9 Synthèse des paramètres de cisaillement du remblai après 16, 24 et 72 heures de cure

Type de résidus	C_w (%)	Cohésion c' (kPa)			Angle de frottement ϕ' (°)		
		16 heures	24 heures	72 heures	16 heures	24 heures	72 heures
Westwood	69%	0	14	124	28	30	31
	72%	0	29	196	31	32	45
Glodex	69%	29	26	85	23	25	50
	72%	54	69	126	22	31	51

4.2.3 Résistance à la compression uniaxiale (UCS)

Les résultats des essais de compression uniaxiale réalisés sur les mélanges de remblai en pâte cimenté faits à partir des résidus des mines Westwood et Goldex sont présentés dans cette section. La Figure 4.14 présente l'évolution de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) du remblai

en pâte cimentée élaboré à partir des résidus de Westwood et de Goldex, pour deux pourcentages solides (69 % et 72 %) et des temps de cure de 3, 7, 14 et 28 jours. Les histogrammes permettent de comparer les valeurs mesurées selon le temps et la proportion solide, tandis que les courbes d'évolution illustrent la progression de la résistance au fil du temps. Il est évident que toutes les résistances de mélanges s'améliorent d'une part en fonction du temps de cure et d'autre part en augmentant le pourcentage solide. L'accroissement le plus marqué survient durant les premiers jours de cure (3 à 7 jours), période correspondant au développement initial des produits d'hydratation.

Par la suite, la croissance devient plus modérée entre 14 et 28 jours, traduisant une stabilisation progressive de la matrice cimentaire. Pour les deux résidus, la teneur en solide de 72 % a conduit à des résistances plus élevées que celles de 69 %, en raison d'une meilleure compacité et d'une porosité réduite, ce qui confirme l'influence déterminante du pourcentage solide sur l'UCS à court terme.

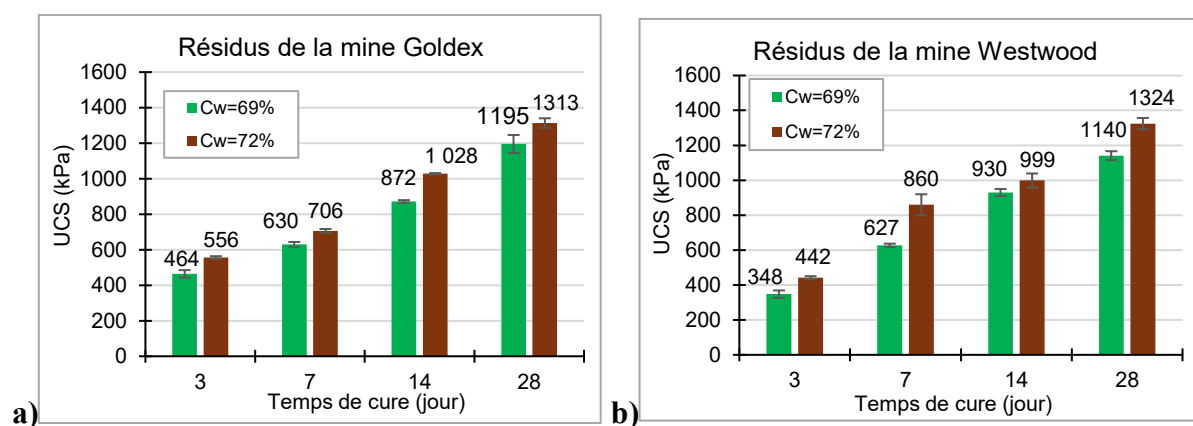


Figure 4.14: Variation de l'UCS en fonction du temps de cure et pour deux pourcentages de solides à base des résidus de : a) Westwood, b) Goldex

4.2.3.1 Influence du type de résidus sur la résistance à la compression uniaxiale

Les Figures 4.15a et 4.15b comparent l'évolution de la résistance à la compression uniaxiale (UCS) des remblais en pâte cimentée préparés à partir des résidus de Westwood et de Goldex, pour les deux teneurs en solides retenues.

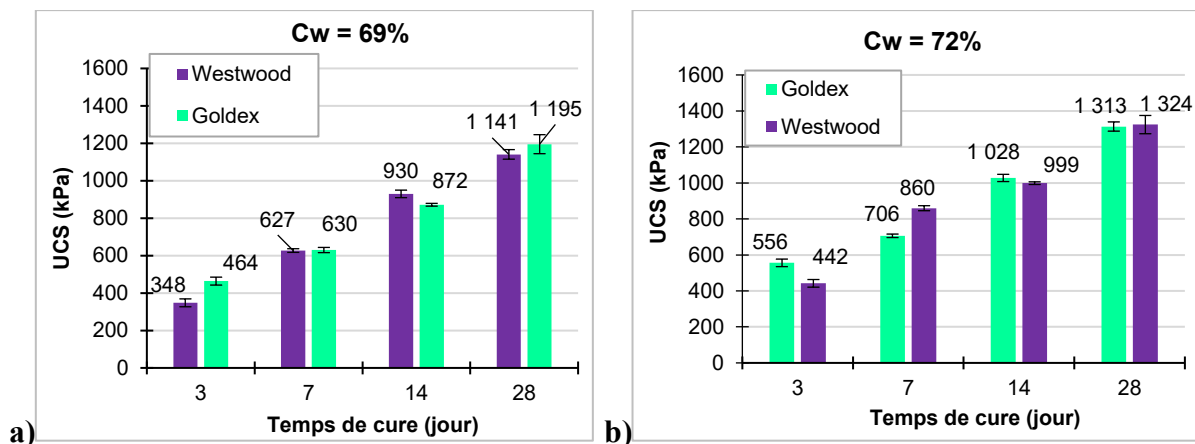


Figure 4.15 Variation de l'UCS selon le type de résidus ; a) $C_w = 69\%$; b) $C_w = 72\%$

Pour le pourcentage de solides de 69 %, après 3 jours de cure, le remblai fait des résidus de Goldex présentant une résistance légèrement supérieure à celle de Westwood (≈ 470 kPa contre ≈ 380 kPa). À 7 jours, les deux remblais atteignent des valeurs proches (≈ 630 kPa), traduisant une phase de durcissement active et comparable. Après 14 jours, la résistance du remblai Goldex (≈ 880 kPa) reste légèrement inférieure à celle de Westwood (≈ 950 kPa). Après 28 jours, les deux types de remblais présentent des valeurs similaires ($\approx 1\,200$ kPa).

Pour $C_w = 72\%$, après 3 jours de cure, le remblai fait des résidus de Goldex affiche une résistance plus élevée (≈ 560 kPa) que celle du remblai fait des résidus de Westwood (≈ 460 kPa), ce qui traduit une meilleure réactivité initiale du liant en présence des résidus de Goldex. À 7 jours, cet écart persiste (≈ 700 kPa pour Goldex contre ≈ 670 kPa pour Westwood), mais tend à diminuer à mesure que la cure progresse. Après 14 jours, les résistances deviennent quasi équivalentes ($\approx 1\,000$ kPa pour Westwood et $\approx 1\,030$ kPa pour Goldex).

Enfin, après 28 jours, la résistance du remblai Westwood ($\approx 1\,320$ kPa) rejoint celle de Goldex ($\approx 1\,350$ kPa), ce qui indique la même observation dans le cas de $C_w = 69\%$.

Au final, le type de résidus n'a influencé que faiblement la résistance du remblai en pâte cimenté, les valeurs de l'UCS restant globalement comparables (Tableau 4.10).

Tableau 4.10 Synthèse des paramètres mécaniques du remblai

Recette	RPC à 5 % du liant GUL/Slag (20/80) avec les résidus de Goldex							
Pourcentage solides	$C_w = 69 \%$				$C_w = 72 \%$			
Temps de cure	3 jours	7 jours	14 jours	28 jours	3 jours	7 jours	14 jours	28 jours
UCS (kPa)	464	630	872	1195	556	706	1028	1313
E (GPa)	0,13	0,18	0,23	0,26	0,15	0,17	0,29	0,29
Recette	RPC à 5% du liant GUL/Slag (20/80) avec les résidus de Westwood							
Pourcentage solides	$C_w = 69 \%$				$C_w = 72 \%$			
Temps de cure	3 jours	7 jours	14 jours	28 jours	3 jours	7 jours	14 jours	28 jours
UCS (kPa)	348	627	930	1141	442	860	999	1324
E (GPa)	0,11	0,21	0,19	0,27	0,15	0,23	0,32	0,32

4.2.3 Résultats sur le remblayage du modèle physique

4.2.3.1 Pression exercée sur la barricade

a) Scénario A

Cette section présente les résultats expérimentaux issus des deux essais de remblayage réalisés sur le modèle physique, visant à comparer l'évolution des pressions pour deux concentrations solides distinctes. Le premier essai, avec une concentration de $C_w = 69 \%$ tandis que le second, à $C_w = 72 \%$ ont été effectués sur une hauteur de remplissage de 1,2 m. Pour ces deux configurations, la barricade est restée positionnée à une distance constante de 50 cm du front de remblayage. L'évolution des pressions a été enregistrée au niveau de la barricade grâce à des capteurs positionnés en partie haute et basse. Ce dispositif a permis de suivre simultanément et en temps réel la réponse de la pression totale et de la pression interstitielle durant une période de 16 heures.

La Figure 4.16 montre l'évolution des pressions au niveau supérieur ($h = 18$ cm). La pression totale atteint un pic initial élevé (20 kPa) à la fin du remblayage. Durant l'heure qui a suivi, cette valeur s'est rapprochée de la contrainte verticale théorique ($\gamma \times h$), estimée à partir du poids volumique du remblai ($\gamma \times h = 17,96 \times 1,02 = 18,3$ kPa). La légère surpression observée s'explique par l'effet dynamique lié à la vitesse du remblayage ($\approx 0,13$ cm/s). Par la suite, une diminution progressive est observée, accompagnée de fluctuations entre 8 et 12 heures, probablement causées par du bruit électronique dans le système d'acquisition ou des perturbations externes lors de la mesure.

La pression interstitielle (u) met en évidence un comportement hydraulique marqué par deux phases distinctes. Initialement, la montée rapide de u jusqu'à 12 kPa indique une saturation complète où l'eau supporte l'essentiel de la charge durant le remblayage. Cependant, après une dissipation brutale, la pression stagne autour de 6 kPa. Cette baisse rapide suggère une dissipation immédiate de l'excès de pression interstitielle, souvent liée aux fuites observées qui sont principalement attribuables à un défaut d'étanchéité à l'interface entre la barricade et les parois lisses du modèle en acier, créant des chemins d'écoulement préférentiels sous l'effet de la pression (Figure 4.17).

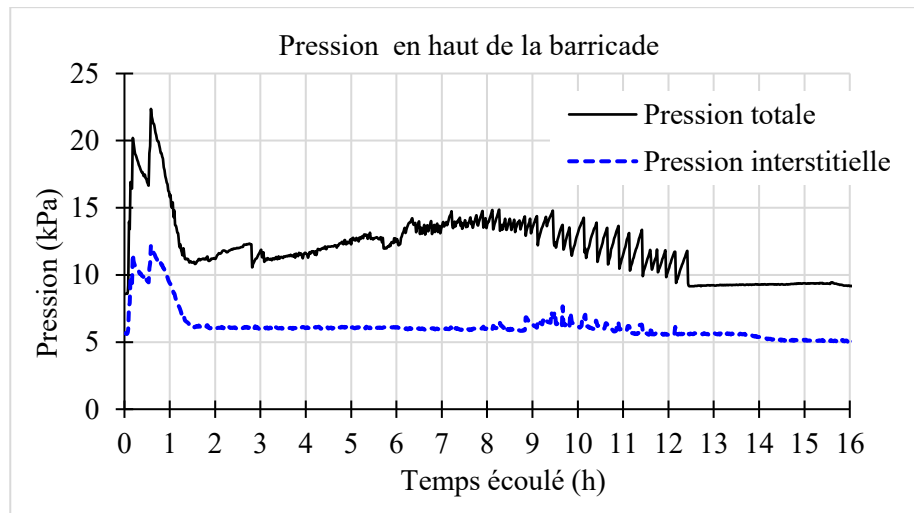


Figure 4.16 Évolution de la contrainte totale et de la pression interstitielle (u) mesurées en haut de la barricade



Figure 4.17 Fuites observées dans le modèle physique

Au niveau du bas de la barricade ($h = 6 \text{ cm}$) la même tendance est observée (Figure 4.18). Les pressions mesurées sont cohérentes avec la distribution verticale des contraintes dans le remblai de la barricade. Dès que le remblai atteint les capteurs installés au niveau de la barricade, une augmentation rapide des pressions est observée, atteignant une valeur maximale proche de 20 kPa. Cette valeur reste proche de la contrainte verticale théorique estimée à partir du poids volumique du remblai, soit $\gamma \times h = 17,96 \times 1,14 = 20,5 \text{ kPa}$. Après cette phase initiale, la pression totale diminue progressivement pour se stabiliser autour de 9–10 kPa au cours des heures suivantes. La pression interstitielle présente aussi une évolution similaire, représente environ 60 à 70 % de cette charge, confirmant que l'eau supporte la majeure partie du poids initial. Cette tendance indique une réduction progressive de la contribution de l'eau aux pressions totales, au profit des contraintes effectives transmises par la structure solide du remblai.

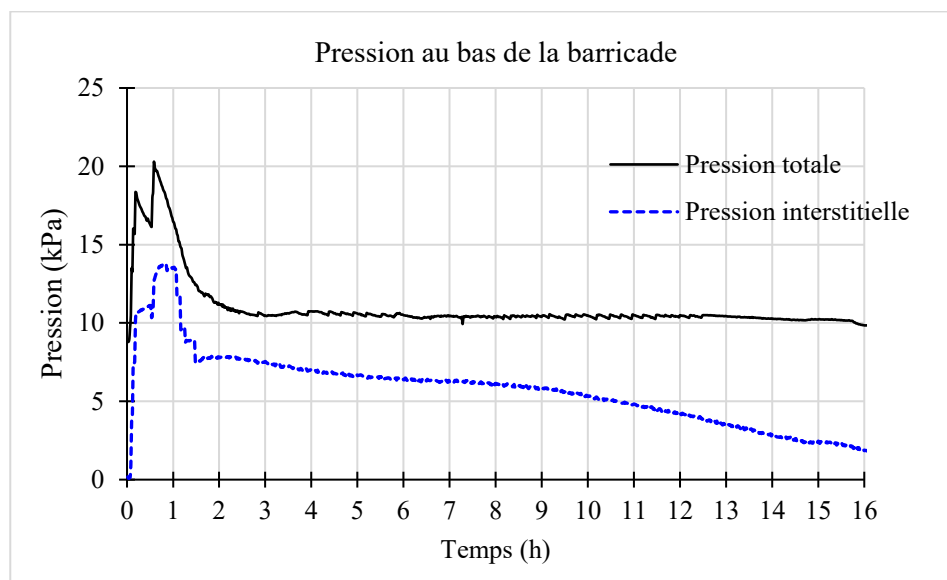


Figure 4.18 Évolution de la contrainte totale et de la pression interstitielle (u) mesurées au bas de la barricade

b) Scénario B

Lors du second essai (Figure 4.19), on observe qu'au début de l'opération, la pression totale affiche des valeurs très faibles, inférieures à la pression interstitielle. Ce comportement s'explique par la forte viscosité du RPC à 72 %, qui ne s'écoule pas comme un fluide parfait. Lors du remblayage, le remblai s'accumule de façon irrégulière et n'atteint pas immédiatement la surface sensible du

capteur de pression totale (Figure 4.20). Ce n'est qu'après quelques heures que le remblai se tasse, brise ces pontages solides et s'appuie pleinement sur la base de la barricade. La pression totale atteint une valeur de plus de 18 kPa. La pression interstitielle atteint un pic de près de 10 kPa à la fin du remblayage. Par la suite, on observe que cette pression diminue progressivement au cours du temps, passant de 10 kPa à environ 7 kPa. Cette baisse lente confirme le début de la dissipation des pressions d'eau.

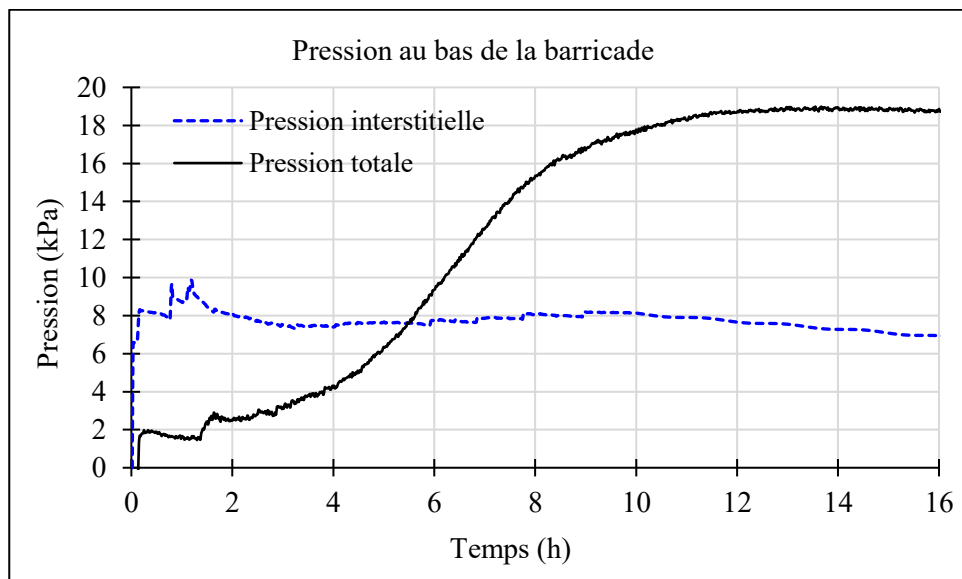


Figure 4.19 Évolution de la contrainte totale et de la pression interstitielle (u) mesurées au bas de la barricade



Figure 4.20 Vue de dessus du RPC au niveau de la galerie près de la barricade

Globalement, les résultats montrent que le comportement du remblai en pâte cimentée dans ce modèle suit initialement un régime proche de l'hydrostatique. Il est notable que les pressions enregistrées aux différents points de mesure de la barricade présentent des valeurs très similaires lors du remplissage, indiquant ensuite une décroissance marquée suivie d'une stabilisation. Cette évolution souligne l'influence majeure des conditions expérimentales, en particulier des fuites d'eau qui accélèrent la dissipation des pressions interstitielles, favorisant ainsi une transition précoce du matériau vers un comportement solide.

4.3 Résultats des simulations numériques

4.3.1 Distribution des contraintes au niveau du chantier

Bien que les résultats numériques montrent une légère diminution des contraintes totales et interstitielles immédiatement après le remblayage, cette étude se concentre sur l'état du système après 16 heures de cure. La Figure 4.21 présente la distribution des contraintes totales, des contraintes effectives et de la pression interstitielle en fonction de la hauteur du remblai après 16 heures de remblayage pour le scénario A.

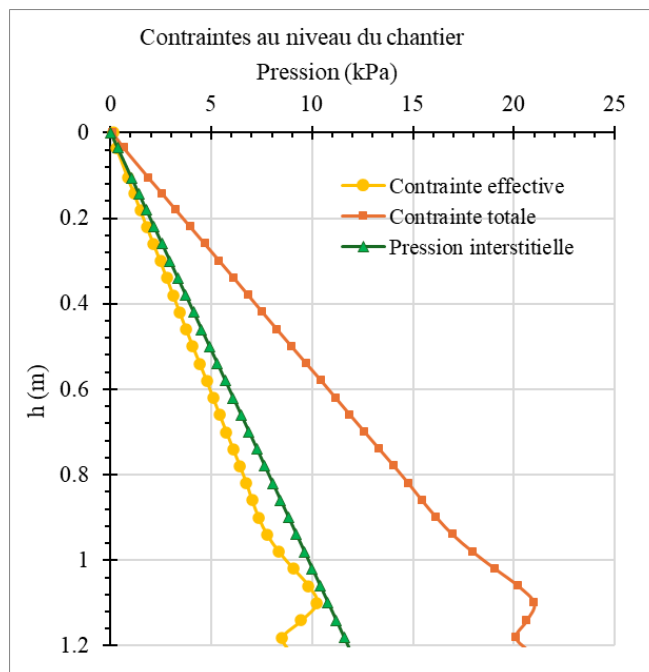


Figure 4.21 Évolution des contraintes totales, contraintes effectives et pression interstitielle au niveau du chantier

Les figures ci-dessous présentent les résultats obtenus à la fin de cette période, qui correspond à l'étape de consolidation dans le modèle numérique. Le but de cette étude est d'analyser le comportement du RPC durant cette phase cruciale.

Pour une hauteur de 1,2 m et un poids volumique du remblai de $17,96 \text{ kN/m}^3$, la pression totale théorique au repos est de $21,6 \text{ kPa}$ ($\gamma \times h$). Le modèle numérique affiche une contrainte totale à la base d'environ 21 kPa , montrant une excellente concordance avec la théorie et validant ainsi la précision du paramétrage du modèle. On observe que la pression interstitielle (environ 11 kPa au pied) reste systématiquement inférieure à la contrainte totale, mais supérieure à la pression hydrostatique théorique de l'eau ($9,81 \times 1,2 \approx 11,8 \text{ kPa}$) dans un état totalement saturé, ce qui indique une dissipation partielle de l'eau. En conséquence, la contrainte effective se mobilise progressivement sur toute la colonne de remblai, atteignant environ 10 kPa à la base. Cette augmentation est due à l'effet du poids propre du remblai. Toutefois, la différence importante entre σ et σ' indique que la pression interstitielle supporte encore une grande partie des charges. Les résultats des distributions des contraintes au niveau du chantier pour le scénario B sont présentés à la Figure 4.22.

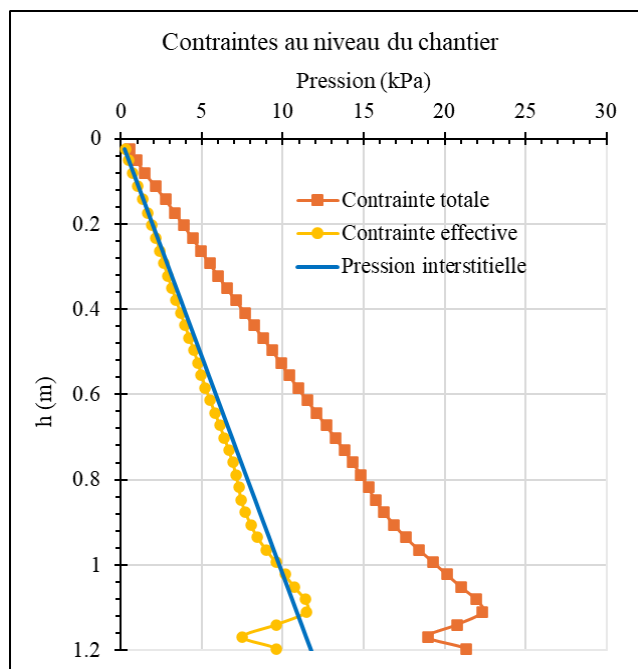


Figure 4.22 Évolution des contraintes totales, contraintes effectives et pression interstitielle au niveau du chantier

L'analyse du profil vertical des contraintes pour ce second scénario, avec un poids volumique du remblai de $18,69 \text{ kN/m}^3$, montre une distribution cohérente des pressions sur la hauteur de 1,2 m. À la base du chantier, la contrainte totale simulée atteint environ 22,5 kPa. En comparant cette valeur à la pression hydrostatique théorique du mélange solide-liquide ($\gamma \times h = 18,69 \times 1,2 = 22,4 \text{ kPa}$), on observe une excellente corrélation. Cette quasi-égalité démontre que le modèle numérique traduit fidèlement le poids de la colonne de remblai, tout en suggérant que les effets d'arches latéraux sont encore limités à ce stade de la simulation.

La pression interstitielle à la base s'élève à environ 12,5 kPa, une valeur légèrement supérieure à la pression de l'eau pure seule ($9,81 \times 1,2 = 11,7 \text{ kPa}$). Cependant, la mobilisation d'une contrainte effective d'environ 10 kPa à la base prouve que le remblai commence à se consolider. Le fait que la courbe jaune (contrainte effective) se rapproche de la courbe verte (pression interstitielle) vers le bas du chantier indique une répartition équilibrée de la charge entre la phase liquide et la phase solide, assurant ainsi une transition stable vers la phase de consolidation à long terme.

4.3.2 Distribution de la contrainte horizontale au niveau de la barricade

a) Scénario A

Afin de reproduire fidèlement les conditions des essais expérimentaux, cette section présente l'évolution de la pression horizontale totale exercée sur la barricade. Les résultats numériques sont extraits aux mêmes niveaux que ceux des deux capteurs installés en laboratoire.

Les résultats de la modélisation numérique (Figure 4.23a) montrent l'évolution de la contrainte horizontale totale en deux points critiques de la barricade en fonction du temps du scénario A. On observe pour les deux courbes un pic de pression immédiat lors du remblayage (environ 21 kPa au bas et 19 kPa en haut), suivi d'une chute rapide et d'une stabilisation à environ 16 kPa (au bas) et 12 kPa (en haut) après une heure de simulation. La différence constante entre les deux courbes confirme la distribution hydrostatique de la charge, où la pression augmente proportionnellement à la profondeur de la colonne de remblai.

Parallèlement, la Figure (4.23b) expose la distribution de cette pression sur la surface de contact entre le remblai et la barricade à deux instants clés : à 30 s juste après la phase de remplissage, et après la phase de consolidation à 16 h. À 30 s, la pression est maximale et relativement uniforme

sur la surface (autour de 20 kPa), traduisant la poussée d'un matériau encore fluide. Après 16 h, on observe une diminution globale de la pression, qui se stabilise autour de 12-13 kPa.

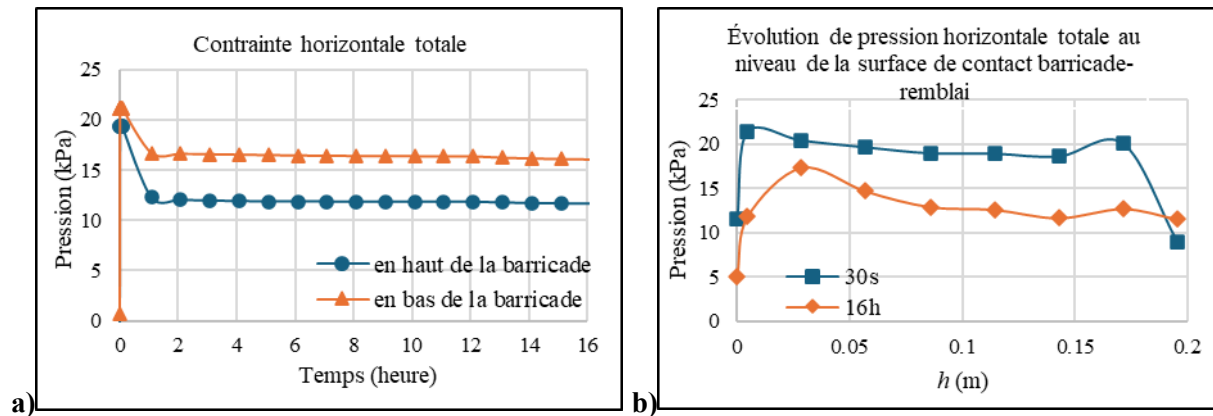


Figure 4.23 a) Évolution de la contrainte horizontale totale sur la barricade, b) Évolution de pression horizontale totale au niveau de la surface de contact barricade-remblai

b) Scénario B

L'évolution de la contrainte horizontale totale pour le scénario B (Figure 4.24a) suit une tendance similaire à celle observée précédemment, mais avec des amplitudes de pression supérieures. Dès l'instant initial ($t = 0$: début de la phase de consolidation), on enregistre un pic de pression maximal s'élevant à environ 25 kPa, ce qui correspond à la phase du remblayage. À la suite de ce pic, la contrainte amorce une diminution rapide durant la première heure pour se stabiliser sur un plateau quasi constant après 2 heures de cure. La pression d'équilibre se fixe aux alentours de 18,5 kPa après 16 heures de cure.

La Figure (4.24b) présente la distribution de cette contrainte sur la surface de contact barricade-remblai. À 30 s, la pression est maximale et se distribue de façon relativement uniforme sur la largeur, oscillant autour de 20-22 kPa. Après 16 h de consolidation, on observe une baisse généralisée de la pression sur toute l'interface, se stabilisant entre 15 et 18 kPa. On remarque également une chute de pression plus marquée aux extrémités (bords de la barricade), ce qui traduit l'effet de confinement et le transfert de charge vers les parois rocheuses de la galerie. Cette distribution spatiale confirme la cohérence du modèle numérique avec l'augmentation attendue des contraintes pour un remblai de plus forte densité.

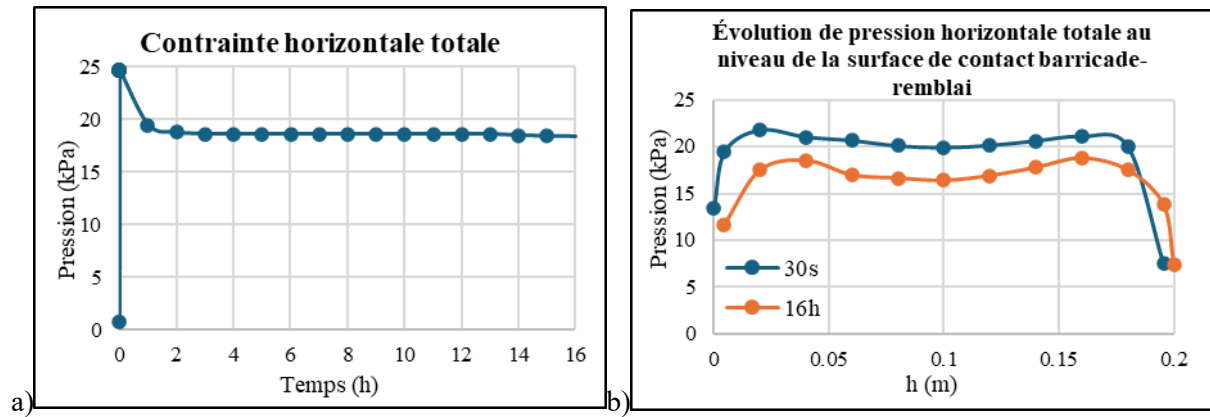


Figure 4.24 Évolution de la contrainte horizontale totale sur la barricade, b) Évolution de pression horizontale totale au niveau de la surface de contact barricade-remblai

CHAPITRE 5 DISCUSSIONS

5.1 Étude comparative des résultats expérimentaux et numériques

À la suite de la présentation des résultats expérimentaux au chapitre précédent, le présent chapitre a pour objectif d'approfondir l'analyse à travers une étude comparative entre les données obtenues à partir du modèle réduit et celles issues des simulations numériques. L'analyse portera sur les écarts observés entre ces deux approches, ainsi que sur l'influence des propriétés intrinsèques du matériau sur le comportement hydromécanique du remblai.

5.1.1 Contrainte totale verticale au niveau du chantier

Afin de valider la réponse du modèle numérique, une comparaison a d'abord été établie entre la contrainte verticale au centre du chantier et le poids des terres $\gamma \times h$. La superposition quasi parfaite des profils (Figure 5.1) confirme que les forces gravitationnelles et la densité du remblai sont correctement représentées. Cette base robuste permet de passer à l'analyse des contraintes horizontales sur la barricade, où les interactions sol-structure rendent la solution analytique classique insuffisante

Cependant, une légère divergence apparaît à l'approche de la base du chantier, entre $h = 1$ m et 1,2 m. Dans le scénario A comme dans le scénario B, le modèle numérique affiche une légère fluctuation de pression par rapport à la linéarité théorique de la solution analytique. Cet écart localisé s'explique principalement par les conditions aux limites imposées au fond du modèle, où la transition de rigidité entre le remblai et le plancher rigide génère des concentrations de contraintes au sein des éléments finis. Dans le cas du scénario B, la chute de pression observée au point terminal pourrait également traduire l'influence du maillage ou une redistribution des charges liées aux interactions à l'interface de la base.

Ce qui signifie que la capacité du modèle à reproduire fidèlement la courbe hydrostatique sur la quasi-totalité du profil démontre sa robustesse et sa fiabilité technique.

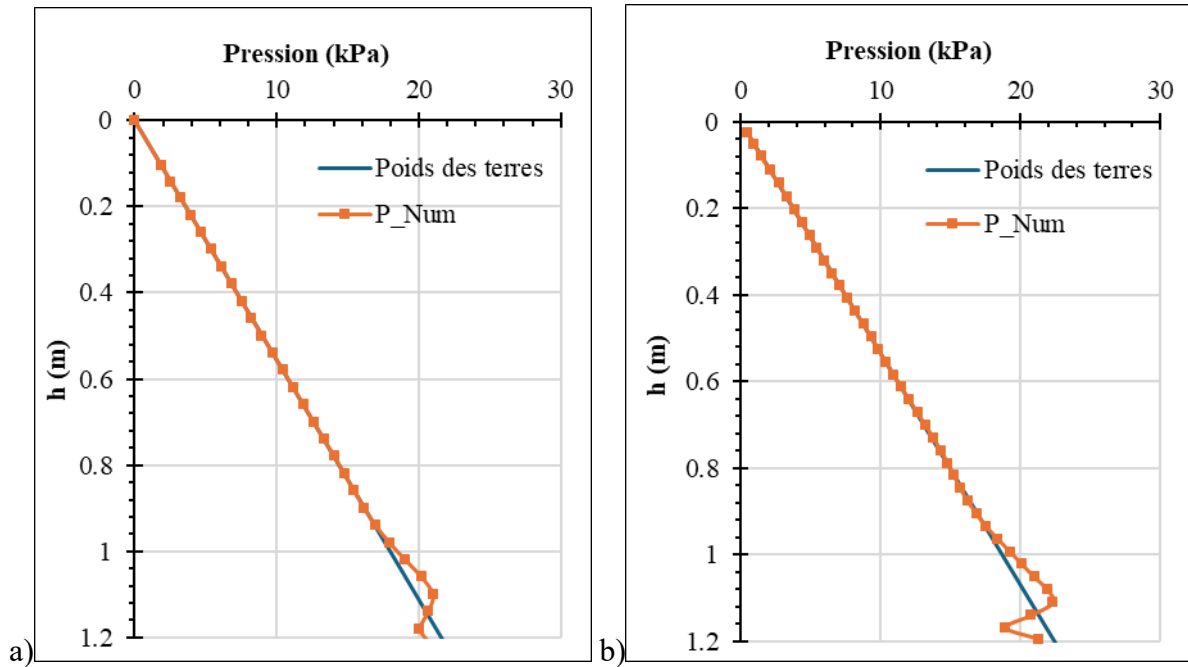


Figure 5.1 Contrainte totale verticale au niveau du chantier a) Scénario A, b) Scénario B

5.1.2 Contrainte horizontale totale au niveau de la barricade

La Figure 5.2a illustre l'évolution de la contrainte horizontale totale appliquée sur la barricade pour les deux approches expérimentale et numérique.

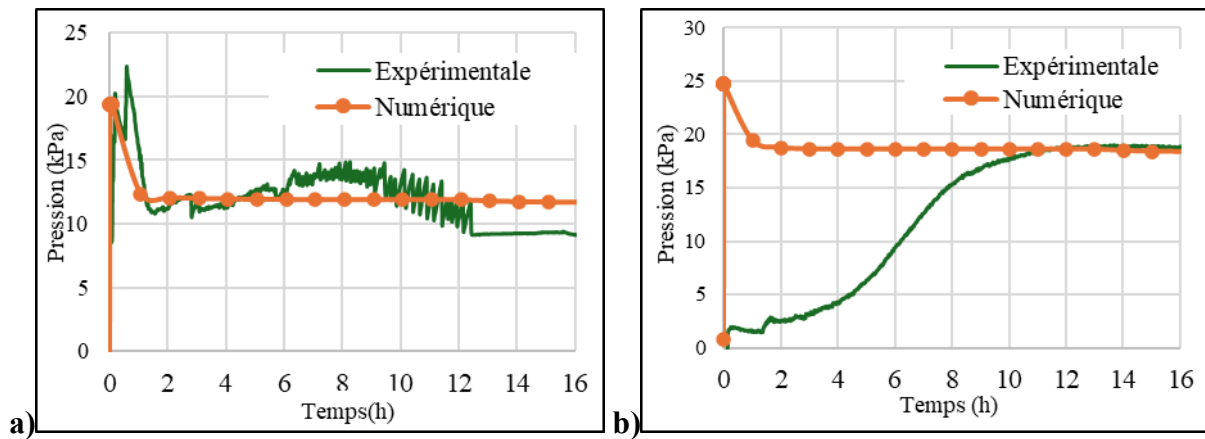


Figure 5.2 Contrainte horizontale totale au niveau de la barricade a) Scénario A, b) Scénario B

Dans le scénario A, on observe une bonne corrélation globale dès le début de l'essai. Le modèle numérique parvient à capturer le pic de pression initial suivi d'une stabilisation. Bien que les

données expérimentales présentent des oscillations (bruit lié à la sensibilité des capteurs en laboratoire), la tendance moyenne du numérique reste fidèle à la réponse physique du remblai, se stabilisant aux alentours de 12 kPa après 14 heures.

Le scénario B (Figure 5.2b) présente une divergence initiale marquée qui mérite une attention particulière. Alors que le modèle numérique affiche une montée en pression immédiate, la courbe expérimentale reste proche de zéro durant les premières heures. Cet écart s'explique par le fait que, lors de l'expérimentation physique, le remblai n'avait pas encore atteint le niveau du capteur de pression situé sur la barricade. Ce délai de remplissage en laboratoire crée un décalage temporel que le modèle numérique, souvent configuré avec une montée en charge plus théorique ou instantanée, ne reproduit pas de la même manière.

Cependant, il est essentiel de souligner qu'une fois le contact établi entre le remblai et le capteur, la pression expérimentale amorce une croissance continue pour rejoindre la courbe numérique. Finalement, les deux courbes convergent vers une valeur commune d'environ 18 à partir de 12 heures.

5.2 Influence des paramètres intrinsèques sur la contrainte totale

La Figure 5.3 illustre l'impact de la variation de la concentration solide (C_w) sur la contrainte horizontale totale exercée sur la barricade. On observe que le Scénario B (72 %) génère une pression de stabilisation plus élevée (environ 18 kPa) que le Scénario A (69 %) (environ 16 kPa). Cette augmentation de la contrainte totale en fonction du pourcentage solide s'explique par l'interaction de plusieurs paramètres géotechniques issus du Tableau 3.4.

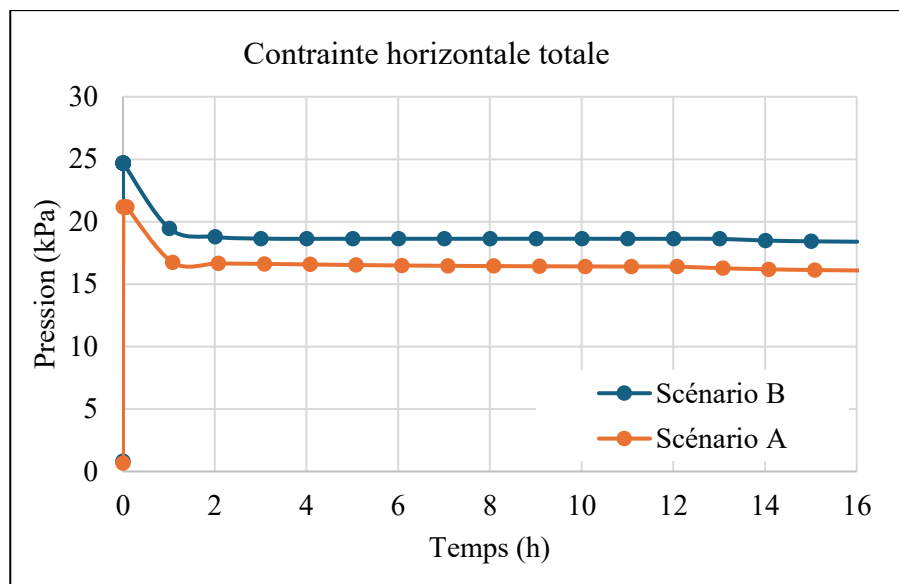


Figure 5.3 Évolution de la contrainte horizontale totale sur la barricade pour les deux scénarios simulés

L'augmentation du pourcentage solide de 69 % à 72 % entraîne une hausse directe du poids volumique, qui passe de 17,96 kN/m³ à 18,69 kN/m³. Étant donné que la contrainte totale est intrinsèquement liée à la charge gravitaire de la colonne de remblai, cette masse supplémentaire induit une poussée initiale plus forte sur la barricade. Le module de Young (E) du Scénario B est nettement plus élevé (277 MPa contre 130 MPa pour le Scénario A). Dans ce contexte, un matériau plus rigide transmet les efforts de manière plus directe à la structure de soutènement. L'influence de la rigidité du remblai sur les pressions exercées a également été mise en évidence par Mkadmi et al. (2012). Ces auteurs soulignent qu'un module de Young (E) élevé limite le tassement du matériau, ce qui favorise une meilleure répartition des contraintes et réduit généralement la surpression dans les couches dans le cas de remblayage séquentiel.

Nos résultats pour le Scénario B confirment l'importance de la rigidité, bien que l'on observe une contrainte totale supérieure par rapport au Scénario A. Cette différence avec les tendances de Mkadmi peut s'expliquer par le fait que, dans notre étude, l'augmentation du module de Young est indissociable d'une hausse du poids volumique et d'une baisse de la perméabilité liées au passage à une concentration solide de 72 %.

5.3 Modèles empiriques de prédiction des paramètres mécaniques du RPC

À partir des résultats obtenus pour l'UCS et pour les paramètres intrinsèques (c' et ϕ') des mélanges de remblai préparés avec les résidus des mines Westwood et Goldex, il est possible d'établir des modèles empiriques de prédiction. Tout d'abord, il est supposé que la relation entre les paramètres mécaniques et le taux massique de liant (B_w) est plus ou moins linéaire (e.g., Belem et al., 2000, 2008) : $(UCS, c', \phi') \approx a \times B_w$.

Des régressions linéaires multiples ont été réalisées sur les données disponibles (Tableaux 4.9 et 4.10) afin d'obtenir trois modèles empiriques pour prédire l'UCS, la cohésion (c') et l'angle de frottement interne (ϕ') selon le pourcentage de solides ($C_{w\%}$), la densité relative des résidus (G_s) et le logarithme népérien du temps de cure, $\ln(t)$.

5.3.1 Modèle empirique de prédiction de l'UCS

Le modèle empirique de prédiction de l'UCS obtenu est donné comme suit :

$$UCS(kPa) = B_{w\%} [70,72 \times \ln(t) + 8,51 \times C_{w\%} - 248,41 \times G_s + 116] \quad (5.1)$$

Avec un coefficient de détermination $R^2 = 0,96$ et une erreur standard (SE) = $12,5 \times B_w$.

La Figure 5.4 montre que le modèle empirique sous-estime généralement les valeurs expérimentales, ce qui donne des prédictions conservatrices.

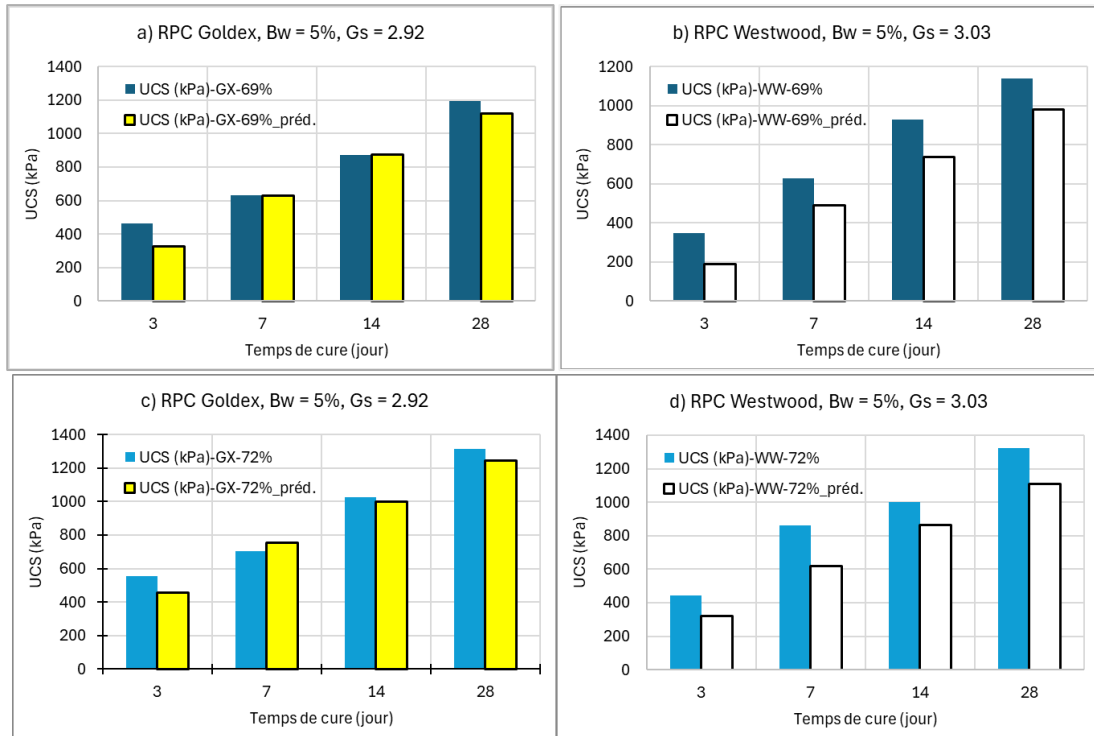


Figure 5.4 Comparaison des UCS expérimentaux des RPC des mines Goldex et Westwood et des UCS prédits à partir du modèle empirique donné par l'équation (5.1)

5.3.2 Modèle empirique de prédiction de la cohésion (c')

Le modèle de prédiction empirique de c' (kPa) obtenu est donné comme suit :

$$c'(kPa) = B_{w\%}[14,79 \times \ln(t) + 2,49 \times C_{w\%} + 3,57 \times G_s - 176] \quad (5.2)$$

Où un coefficient de détermination $R^2 = 0,85$ et une erreur standard (SE) = $4,5 \times B_w$.

La Figure 5.5 montre que le modèle empirique sous-estime généralement les valeurs expérimentales, pour donner des prédictions conservatrices.

5.3.3 Modèle empirique de prédiction de l'angle de frottement (ϕ')

Le modèle de prédiction empirique de l'angle de frottement obtenu est donné comme suit :

$$\phi'(^{\circ}) = B_{w\%}[2,52 \times \ln(t) + 0,24 \times C_{w\%} - 0,38 \times G_s - 9,62] \quad (5.3)$$

Avec un coefficient de détermination $R^2 = 0,70$ et une erreur standard (SE) = $1,2 \times B_w$.

La Figure 5.6 montre que le modèle empirique sous-estime généralement les valeurs expérimentales, pour des prédictions conservatrices.

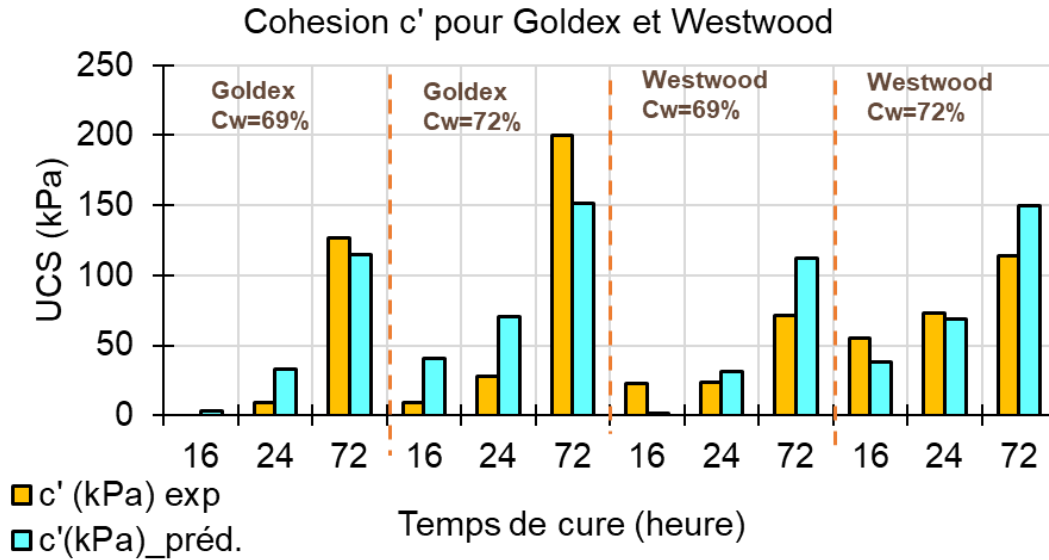


Figure 5.5 Comparaison des cohésions expérimentales (c') des RPC des mines Goldex et Westwood et de la cohésion (c') prédite à partir du modèle empirique (Éq. 5.2)

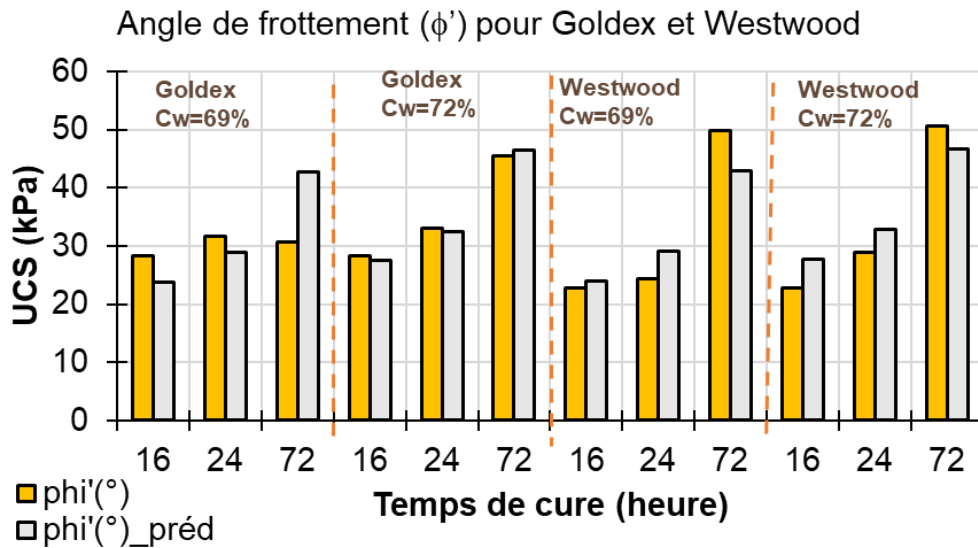


Figure 5.6 Comparaison des angles de frottement (ϕ') expérimentaux des RPC des mines Goldex et Westwood et des ϕ' prédits à partir du modèle empirique donné par l'équation (5.3)

5.4 Modèle empirique de prédiction de la pression sur la barricade

5.4.1 Rappel des modèles existants

Mitchell et Roettger (1984) ont proposé une solution de prédiction de la pression horizontale (σ_h) agissant sur la barricade de retenue qui est donnée comme suit :

$$\sigma_h = 0.4\gamma H \left(1 - 0.6 \frac{l}{W_d}\right) = 0.4\gamma H - 0.24\gamma H \frac{l}{W_d} \quad (5.4)$$

où γ est le poids volumique total du RPC, H est la hauteur remblayée, l est la distance entre l'épaulement et la barricade, W_d est la largeur de la galerie.

Cette solution considère que la pression horizontale augmente linéairement avec la hauteur remblayée (H) pour un ratio l/W_d donné. La hauteur de la barricade ou de la galerie (h) est négligée. Mais la relation (5.4) prédit une valeur nulle lorsque le ratio $l/W_d = 5/3$, mais plus souvent des valeurs négatives.

Smith et Mitchell (1982) proposent la relation (5.5) pour calculer la contrainte horizontale sur la barricade pour le remblai hydraulique :

$$\sigma_h = \sigma_h' + u = 0.4\gamma H \left(1 - 0.6 \frac{s}{d}\right) + \left(\frac{s\gamma_w}{R \left(1 + \frac{s}{H}\right)}\right) \quad \text{où } R = \frac{PA}{P_1 A_1} \quad (5.5)$$

s : Distance à laquelle la barricade a été construite (m)

d : Hauteur de la galerie (m)

P : Taux de percolation du remblai dans la galerie (m/s^2)

P_1 : aux de percolation du remblai dans la masse (m/s^2)

A : Aire de la section de la galerie (m^2)

A_1 : Aire de la section du chantier (m^2)

H : Hauteur du chantier (m)

a : Aire de la surface drainante de la barricade (m^2)

À la suite du test réalisé grâce à un modèle physique, **Mitchell et Roettger (1984)** ont reproduit un chantier long trou qui leur a permis de modifier l'équation (5.5) pour en proposer l'équation (5.6).

$$\sigma_h = \gamma H \frac{A\gamma_w}{\gamma R \left(1 + \frac{H}{a}\right)} \left(1 - 0.6 \frac{s}{d}\right) \quad (5.6)$$

Cette relation prend en compte plusieurs paramètres liés à la géométrie du chantier, au poids volumique du remblai ainsi qu'aux conditions de drainage à travers la barricade. Cependant, l'application de cette équation aux conditions expérimentales de la présente étude a conduit à des valeurs négatives de contrainte horizontale, ce qui est physiquement irréaliste. Cette situation est principalement liée au terme géométrique $\left(1 - 0.6 \frac{s}{d}\right)$, qui devient négatif pour la configuration utilisée dans le modèle physique.

De plus, le modèle de Mitchell et Roettger (1984) repose sur des hypothèses de drainage et de percolation du remblai à travers la barricade. Or, dans cette étude, la barricade utilisée est considérée comme non drainante et le comportement du remblai pendant les premières heures de remblayage est quasi non drainé. Les paramètres de percolation P et P_1 n'ayant pas été mesurés directement, leur estimation demeure incertaine pour les conditions étudiées.

Ainsi, les résultats obtenus suggèrent que cette équation présente certaines limites lorsqu'elle est appliquée à un système de remblayage peu drainant et à la configuration géométrique du modèle réduit utilisé dans cette étude (barricade étanche).

Une autre solution a été proposée par **Kuganathan (2002)** pour estimer la pression horizontale (σ_h) sur la barricade et est donnée par :

$$\sigma_h = \sigma_0 \exp\left(-\frac{PK_0 \tan\phi'}{A} l\right) \quad (5.7)$$

Où σ_0 est la pression horizontale à l'entrée de la galerie et est calculée à partir de la théorie des arches de Terzaghi (1942), P est le périmètre de la galerie, A est l'aire de la section de la barricade ou de la galerie et l est la distance entre l'épaule et la barricade.

Li et Aubertin (2009) ont proposé une solution analytique en 3D pour la condition totalement drainée, qui est donnée par :

$$\sigma_h = \left[\frac{h}{H_d} \sigma_{hT0} + \left(1 - \frac{h}{H_d} \right) \sigma_{hB0} \right] \exp \left[-l \frac{2 \tan \delta}{K_{dl}} \left(\frac{1}{H_d} - \frac{K_{dt}}{W_d} \right) \right] \quad (5.8)$$

où h est une hauteur dans la galerie, H_d est la hauteur de la galerie, W_d est la largeur de la galerie, le coefficient de poussée des terres K_{dl} ou K_{dt} est le ratio de la contrainte horizontale dans la direction longitudinale (l) ou transversale (t) sur la contrainte verticale, respectivement, σ_{hT0} et σ_{hB0} sont les contraintes horizontales au toit et à la base de la galerie au point de soutirage (galerie).

L'application des équations (5.5) et (5.6) nécessite la connaissance de différents paramètres tels que l'angle de frottement interne (ϕ') du RPC qui peut être prédit à l'aide de l'équation empirique (5.3), l'angle de frottement à l'interface remblai/roche (δ) et les contraintes horizontales (σ_{hT0} et σ_{hB0}) à l'entrée de la galerie (épaulement).

5.4.2 Modèle proposé

Dans l'optique de proposer une relation beaucoup plus simple, nous supposons que la pression ou contrainte horizontale (σ_{hb}) sur la barricade correspond à la contrainte verticale totale au bas du chantier (γH), diminuée de l'effet du seuil d'écoulement (τ_0) que l'on peut considérer comme un bouchon visqueux. Ce phénomène peut être modélisé par une fonction exponentielle décroissante ou une fonction logistique (ou sigmoïde). La pression horizontale sur la barricade (σ_{hb}) pourrait être estimée à l'aide de la relation sigmoïde suivante :

$$\sigma_{hb} = \frac{1 + \gamma_{tot} H}{1 + \exp \left(-\alpha + \beta \frac{\tau_0 l_d}{R_{hd}} \right)} \quad (5.9)$$

Où R_{hd} est le rayon hydraulique mouillé de la galerie et est donné par la relation suivante :

$$R_{hd} = \frac{A_{galerie}}{P_{galerie}} = \frac{h_d W_d}{2(h_d + W_d)} \quad (5.10)$$

où γ_{tot} = poids volumique humide ou total du RPC (kPa/m), H = hauteur remblayée (m), α et β = constantes du matériau servant à calibrer le modèle, l_d = distance entre l'épaulement et la barricade (m), h_d = hauteur de la galerie (m), W_d = largeur de la galerie (m), τ_0 = seuil d'écoulement du RPC (kPa) obtenu par un essai rhéométrique ou prédit à l'aide d'une équation. En première approximation, $\alpha = 2,7$ et $\beta = 1,5$.

5.4.2.1 Influence de la distance d'écoulement (l_d) sur la contrainte horizontale appliquée sur la barricade

Cette section présente une étude paramétrique à l'aide du modèle de prédiction (équation 5.9) afin d'évaluer l'influence de la distance d'écoulement du remblai (l_d) sur la contrainte horizontale appliquée à la barricade (σ_{hb}). Les paramètres utilisés dans cette analyse sont présentés dans le Tableau 5.1. La distance d'écoulement a ensuite été progressivement modifiée afin d'étudier son influence sur l'évolution de la contrainte horizontale exercée sur la barricade.

Tableau 5.1 Paramètres utilisés dans l'analyse paramétrique de l'influence de la distance d'écoulement

Hauteur remblayée H (m)	1.2	
Poids volumique total du RPC γ_{tot} (kPa/m)	17.96	
Hauteur de la galerie h_d (m)	0.2	
Largeur de la galerie W_d (m)	0.2	
Seuil de cisaillement estimé τ_0 (kPa)	0.014	$C_w = 69\%$
	0.055	$C_w = 72\%$

La Figure 5.7 présente l'évolution de la contrainte horizontale appliquée sur la barricade en fonction de la distance d'écoulement du remblai (l_d) entre l'épaulement et la barricade. Les résultats montrent une diminution progressive de la contrainte horizontale avec l'augmentation de la distance d'écoulement. En effet, la contrainte horizontale passe d'environ $\sim 21,2$ kPa pour une distance d'écoulement $l_d = 0,012$ m à environ 0 kPa pour une distance de 5,6 m pour $C_w = 69\%$ et $l_d = 20$ m pour $C_w = 72\%$.

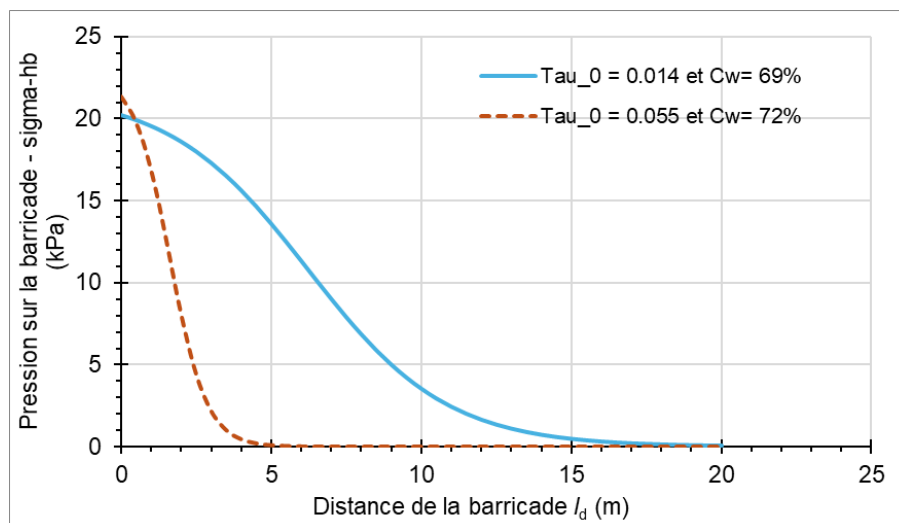


Figure 5.7 Évolution de la contrainte horizontale en fonction de la distance d'écoulement

Cette tendance peut être expliquée par l'augmentation des effets de résistance à l'écoulement du remblai lorsque la distance parcourue devient plus importante. Ainsi, une partie des contraintes est dissipée au cours de l'écoulement, ce qui réduit la contrainte horizontale transmise à la barricade. Ces résultats montrent donc que la distance d'écoulement constitue un paramètre influençant le développement des contraintes exercées sur les barricades dans les chantiers remblayés.

5.4.2.2 Influence du seuil de cisaillement sur la contrainte horizontale appliquée sur la barricade

Une analyse paramétrique a été réalisée afin d'évaluer l'influence du seuil de cisaillement (τ_0) estimé du remblai sur la contrainte horizontale appliquée sur la barricade. Les différentes valeurs utilisées dans cette analyse sont présentées dans le Tableau 5.2. Le seuil de cisaillement a été varié progressivement de 0,012 à 1 kPa afin d'examiner son impact sur l'évolution de la contrainte horizontale prédite pour une distance de la barricade fixée à 0,5 m et 1 m.

Tableau 5.2 Paramètres utilisés dans l'analyse paramétrique de l'influence du seuil de cisaillement

Hauteur remblayée H (m)	1.2	
Poids volumique total du RPC γ_{tot} (kPa/m)	17.96	
Hauteur de la galerie h_d (m)	0.2	
Largeur de la galerie W_d (m)	0.2	
Distance d'écoulement l_d (m)	0,5	$C_w = 69\%$ et 72%
	1,0	

La Figure 5.8 illustre la variation de la contrainte horizontale appliquée sur la barricade en fonction du seuil de cisaillement estimé du remblai. Cette figure met en évidence la décroissance de la contrainte horizontale avec l'augmentation du seuil de cisaillement. La contrainte horizontale diminue ainsi progressivement d'environ 20,4 kPa à 0 kPa lorsque le seuil de cisaillement passe de 0,012 à 0,3 kPa.

Ce comportement indique qu'un remblai présentant une résistance plus élevée à l'écoulement transmet des contraintes horizontales plus faibles à la barricade. En effet, l'augmentation du seuil de cisaillement favorise une dissipation plus importante des contraintes au cours de l'écoulement du remblai, limitant ainsi les charges appliquées sur la barricade.

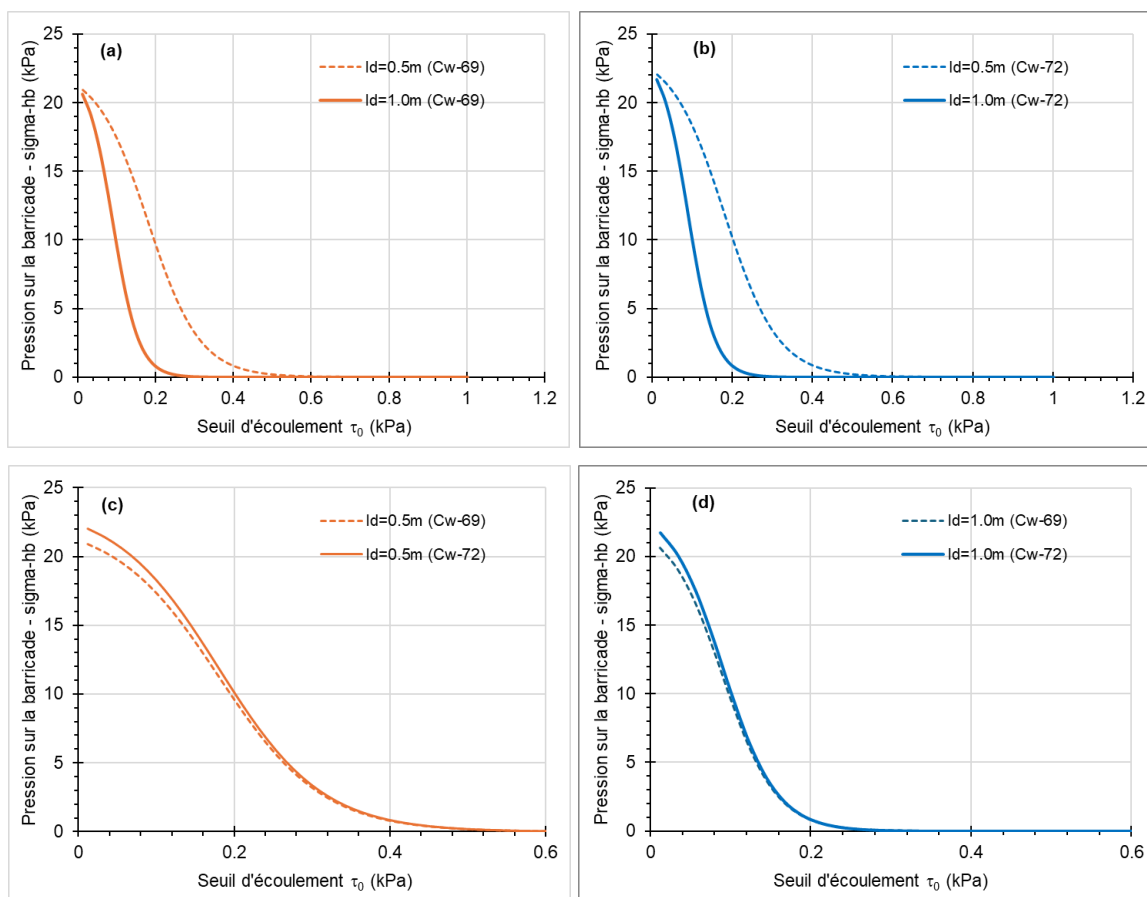


Figure 5.8 Évolution de la contrainte horizontale en fonction du seuil de cisaillement

Tableau 5.3 Récapitulatif des calculs de la pression sur la barricade (validation)

Scénario dans le modèle physique réduit	A	B
% de solides	$C_w = 69\%$	$C_w = 72\%$
Hauteur remblayée H (m)	1.2	0.8
Poids volumique total du RPC γ_{tot} (kPa/m)	17.96	18.69
Hauteur de la galerie h_d (m)	0.2	0.2
Largeur de la galerie W_d (m)	0.2	0.2
Distance d'écoulement du RPC jusqu'à la barricade l_d (m)	0.5	0.5
Seuil de cisaillement estimé τ_0 (kPa)	0.0144	0.0549
Distance d'écoulement l_d (m)	0.5	0.5
Pression sur la barricade σ_{hb} (kPa) mesurée	20.6	19.0*
Pression sur la barricade σ_{hb} (kPa) – prédite avec l'équation (5.9)	20.9	14.0

*valeur probablement peu réaliste du fait de l'absence de contact du RPC avec toute la surface de la barricade dans la galerie du modèle physique remblayé (cf. Figures 4.19 & 4.20).

Ces résultats (Tableau 5.3) montrent que le modèle prédit raisonnablement bien la pression mesurée sur la barricade pour le scénario A, mais semble sous-estimer la pression mesurée sur la barricade du scénario B.

Il faudrait toutefois noter que les valeurs des seuils d'écoulement ont été estimées approximativement et il serait nécessaire de réaliser de vrais essais rhéologiques afin de valider davantage le modèle.

De plus, il convient de souligner le fait que toute la galerie du scénario B n'était pas remblayée et toute la surface de la barricade n'était pas non plus recouverte (cf. Figure 4.20). Ceci, sans oublier le fait que même la valeur mesurée de 19 kPa pour le scénario B semble être erronée du fait que le poids des terres ne serait que de 14,95 kPa pour une hauteur remblayée de 0,8 m.

CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

Ce projet de recherche visait à caractériser et à modéliser le comportement hydromécanique du remblai en pâte cimenté (RPC) lors de sa mise en place et durant les 16 premières heures de cure (période critique), avec une attention particulière portée sur la distribution des contraintes appliquées par le RPC sur la barricade. À travers une approche intégrée combinant une expérimentation dans un modèle physique réduit et une modélisation numérique 2D avec GeoStudio (SIGMA/W), nous avons pu analyser l'influence directe des paramètres géotechniques sur la distribution des contraintes.

La réalisation d'essais de cisaillement direct et de compression simple (UCS) sur les mélanges à 69 % et 72 % de solides a permis de définir les paramètres de cohésion, d'angle de frottement interne et de résistance à la compression. Ces résultats expérimentaux vont garantir la représentativité des simulations numériques par rapport au comportement réel du remblai.

L'étude comparative des scénarios de remblayage avec $C_w = 69\%$ et $l_d = 1,2\text{ m}$ (scénario A) et avec $C_w = 72\%$ et $l_d = 0,8\text{ m}$ (scénario B) a révélé que l'augmentation du pourcentage de solide accroît significativement la contrainte horizontale totale sur la barricade.

L'un des principaux apports de cette étude réside dans le développement de modèles préliminaires de prédiction simples permettant d'estimer certains paramètres géomécaniques du remblai, tels que la résistance à la compression uniaxiale (UCS), la cohésion (c'), l'angle de frottement interne (ϕ'), ainsi que la contrainte horizontale appliquée sur la barricade (σ_{hb}).

En particulier, le modèle proposé pour la prédiction de la contrainte horizontale constitue une approche simplifiée basée sur des paramètres physiques et géométriques facilement mesurables et exprimables, tels que le poids volumique du remblai, la hauteur remblayée, la distance d'écoulement et le seuil de cisaillement. Ce modèle représente ainsi un outil pratique pouvant contribuer à une meilleure estimation des charges appliquées sur les barricades dans les chantiers remblayés.

Les résultats obtenus dans cette étude présentent également un intérêt pratique pour la conception et l'évaluation des barricades utilisées dans les mines souterraines remblayées avec du RPC. Les analyses réalisées ont montré que les contraintes appliquées sur les barricades dépendent fortement des propriétés hydromécaniques et rhéologiques du remblai, particulièrement durant les premières

heures suivant sa mise en place. Ainsi, la prise en compte simultanée du poids volumique, du seuil de cisaillement ainsi que des conditions d'écoulement du remblai apparaît essentielle pour améliorer l'évaluation des pressions appliquées sur les barricades et réduire les risques de rupture.

Parmi les recommandations scientifiques issues de cette étude, il serait pertinent d'approfondir l'analyse de différentes distances d'écoulement du remblai (l_d) qui permettrait de mieux comprendre son influence sur la distribution des pressions appliquées sur la barricade. En pratique, la distance parcourue par le remblai avant d'atteindre la barricade peut varier d'un chantier à l'autre selon la géométrie des galeries et les conditions de remblayage, ce qui peut modifier significativement les contraintes développées. L'étude expérimentale de ce paramètre permettrait ainsi de vérifier la fiabilité et la représentativité du modèle semi-empirique proposé. De plus, la réalisation d'essais rhéologiques détaillés permettant de mesurer directement le seuil de cisaillement du remblai constituerait une amélioration importante pour affiner le modèle de prédiction proposé.

Par ailleurs, l'étude de l'influence de différents angles d'inclinaison de la barricade constituerait également une piste intéressante pour mieux comprendre la redistribution des contraintes dans les chantiers remblayés. Enfin, l'élargissement de la base de données expérimentale, notamment en considérant différents pourcentages en solides, types de résidus et conditions de drainage, permettrait d'améliorer davantage la précision et la robustesse du modèle proposé.

RÉFÉRENCES

- Aubertin, M., Bussière, B., & Bernier, L. (2002). Environnement et gestion des rejets miniers. *Presses internationales Polytechnique*.
- Aubertin, M., Li, L., Belem, T., & Simon, R. (2008). Évaluation des pressions dans les chantiers remblayés et sur les barricades. Proceedings of the Symposium Rouyn-Noranda: Mines and the Environment, Rouyn-Noranda, Québec
- Alcott, J., Dallaire, D., & Belem, T. (2019). Pastefill Optimisation at Hecla Québec's Casa Berardi Mine. Proc. of the 53rd U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, American Rock Mechanics Association, 23-26 June, New York City, New York, Paper ARMA 19-231, 7 p.
- Barnes, H., Hutton, J., & Walters, K. (1989). An Introduction to Rheology. (Édition originale Elsevier)
- Belem, T. (2009). Développement d'une méthode intégrée d'analyse de stabilité des chantiers miniers remblayés. 1-97.
- Belem, T., & Benzaazoua, M. (2004). The use of paste backfill as underground rock support: from its preparation to its underground delivery. 5th International Symposium on Ground Support in Mining & Underground Construction. *The Australian Centre for Geomechanics (ACG) and the Western Australian School of Mines (WASM)*. Villaescusa and Potvin Eds., Balkema, pp. 637–650
- Belem, T. et Benzaazoua, M. (2003). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain Partie I. In Proceedings of Après-mines 2003 Impacts et gestion des risques : besoins et acquis de la recherche. 5-7 February. Nancy GISOS CD-ROM.
- Belem, T., & Benzaazoua, M. (2008). Design and Application of Underground Mine Paste Backfill Technology. *Geotechnical and Geological Engineering*, 26(2), 147-174.
- Belem, T., Benzaazoua, M., & Bussière, B. (2000). Mechanical behaviour of cemented paste backfill. *Proceedings of 53rd Canadian Geotechnical Conference*, 1.
- Belem, T., Bussière, B., & Benzaazoua, M. (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. *Tailings and Mine Waste '01*, Fort Collins, Colorado, Balkema, Rotterdam, pp. 365–374.
- Belem, T ; Mbonimpa, M ; Gélina. L.-Ph; Alcott. J; Dallaire. D (2020). Rational design of Waste Rock (muck) Barricades (WRBs) as paste backfill-retaining structures. Rock Mechanics for Natural Resources and Infrastructure Development – Fontoura, Rocca & Pavón Mendoza (Eds) 2020 ISRM, ISBN 978-0-367-42284-4
- Benzaazoua, M., Bois, D., Belem, T., Gauthier, P., Ouellet, S., Fall, M., St-Onge, J.-F. (2005). Remblais souterrains, évolution des connaissances et de la pratique. Compte rendu du 20e Colloque Contrôle de terrain, Association Minière du Québec, Val-d'Or, Québec, Canada, Mars 2005 : 23p.
- Benzaazoua, M., Bussiere, B., Demers, I., Aubertin, M., Fried, E., and Blier, A. (2008). Integrated mine tailings management by combining environmental desulphurization and cemented

- paste backfill: Application to mine Doyon, Québec, Canada. *Minerals Engineering*, 21(4): 330-340
- Benzaazoua, M., Belem, T., Serge, O., & Mamadou, F. (2003). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain partie II. In *Proceedings of Après-mines 2003 Impacts et gestion des risques : besoins et acquis de la recherche*. 5-7 February. Nancy GISOS CD-ROM.
- Bussière, B. (2007). Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, 44, 1019–1052.
- Fahey, M., Helinski, M., & Fourie, A. (2009). Some aspects of the mechanics of arching in backfilled stopes. *Canadian Geotechnical Journal*, 46(11), 1322-1336.
- Gélinas, L.-P. (2017). Caractérisation des propriétés géomécaniques des barricades rocheuses et des chantiers miniers remblayés en vue de leur analyse de stabilité. (Master's Thesis), *Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, Rouyn-Noranda, QC, Canada*.
- Grice, A. (1989). Fill research at Mount Isa Mines Limited. *Fourth International Symposium on mining with backfill* (pp. 15–22). Montreal, Canada.
- Hassani, F. and Archibald, J. (1998). Mine backfill. CIM, CD-ROM.
- Hassani, F., Fotoohi, K. and Doucet, C. (1998). Instrumentation and backfill performance in a narrow vein gold mine. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 35(4 – 5), 392.
- Helinski, M., Fahey, M., & Fourie, A. (2010). Behavior of cemented paste backfill in two mine stopes: measurements and modeling. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 137(2), 171-182.
- Landriault, D.A., Verbueg, R., Cincila, W., Welech, D. (1997). Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications. Short course notes, Canadian Institute of Mining and Metallurgy, Technical workshop–April 27, Vancouver, British Columbia, Canada, 1997, 120 p
- Kuganathan, K. (2002). A model to predict bulkhead pressures for safe design of bulkheads. Paper presented at the Filling with hydraulic fills seminar. Section 6, ACG, Perth, Australia.
- Li, L. and Aubertin, M. (2008). An improved analytical solution to estimate the stress state in subvertical backfilled stopes. *Canadian Geotechnical Journal*, 45(10): 1487-1496.
- Li, L. and Aubertin, M. (2009a). Numerical investigation of the stress state in inclined backfilled stopes. *International Journal of Geomechanics*, 9(2): 52-62.
- Li, L. and Aubertin, M. (2009b). A three-dimensional analysis of the total and effective stresses in submerged backfilled Stopes. *G Geotech Geol. Eng.*, 27(4): 559-569
- Li, L., & Aubertin, M. (2009c). Influence of water pressure on the stress state in stopes with cohesionless backfill. *Geotechnical and Geological Engineering*, 27(1), 1.
- Li, L., Aubertin, M., Simon, R., Bussière, B., & Belem, T. (2003, 21–24 October). Modeling arching effects in narrow backfilled stopes with FLAC. Paper presented at the Proceedings of the 3rd international symposium on FLAC & FLAC 3D numerical modelling in Geomechanics, Sudbury, ON, Canada

- Li, L., & Aubertin, M. (2011). Limit equilibrium analysis for the design of backfilled stope barricades made of waste rock. *Canadian Geotechnical Journal*, 48(11), 1713-1728.
- Mitchell, R. and Roettger, J. (1984). Bulkhead pressure measurements in model fill pours. *CIM Bulletin*, 77 (868), 50-54
- Mitchell, R., Smith, J., and Libby, D. (1975). Bulkhead pressures due to cemented hydraulic mine backfills. *Canadian Geotechnical Journal*, 12 (3), 362-371.
- Mitchell, R. J., Olsen, R. S., and Smith, J. D. (1982). Model studies on cemented tailings used in mine backfill. *Canadian geotechnical journal*, 19 (1), 14-28.
- Mitchell, R J, and Roettger, J J. Bulkhead pressure measurements in model fill pours. Canada: N. p., 1984.
- Nujaim, M., Belem, T., Giraud, A. (2020). Experimental Tests on a Small-Scale Model of a Mine Stope to Study the Behavior of Waste Rock Barricades during Backfilling. *Minerals*, 10(11), 1024.
- Nujaim, M. (2020). Geomechanical Behaviour of Waste Rock Barricades and Cemented Paste Backfills: Experiments and Modelling. (Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal)
- Potvin, Y., Thomas, E. G., & Fourie, A. B. (2005). Handbook on mine fill. Nedlands, Western Australia: Australian centre for geomechanics.
- Senapati, P.K. et Mishra, BK. (2012). Design considerations for hydraulic backfilling with coal combustion products (CCPs) at high solids concentrations. *Powder Technology*, P 119-125.
- Terzaghi, K. (1943). Theoretical soil mechanics (Vol. 18): Wiley, New York.
- Tiendrebeogo, A. F. A. (2019). Comportement hydromécanique des remblais miniers en pâte cimentées et des chantiers miniers remblayés. [Masters, Polytechnique Montréal].
- Thompson, B., Bawden, W., & Grabinsky, M. (2012). In situ measurements of cemented paste backfill at the Cayeli Mine. *Canadian Geotechnical Journal*, 49(7), 755-772.
- Yang, P., Li, L., Aubertin, M., Brochu-Baekelmans, M., & Ouellet, S. (2016). Stability analyses of waste rock barricades designed to retain paste backfill. *International Journal of Geomechanics*, 17(3), 04016079.
- Zemouli.S(2024). Lecture et notes de cours de caractérisation géotechnique ; Université Badji Mokhtar-Annaba, Algérie.

ANNEXES

ANNEXE A - RÉSISTANCE AU CISAILLEMENT DU REMBLAI D'ÂGE JEUNE

A.1 COURBES DE CONTRAINTE-DÉPLACEMENT TANGENTIEL DU REMBLAI À BASE DES RÉSIDUS DE WESTWOOD

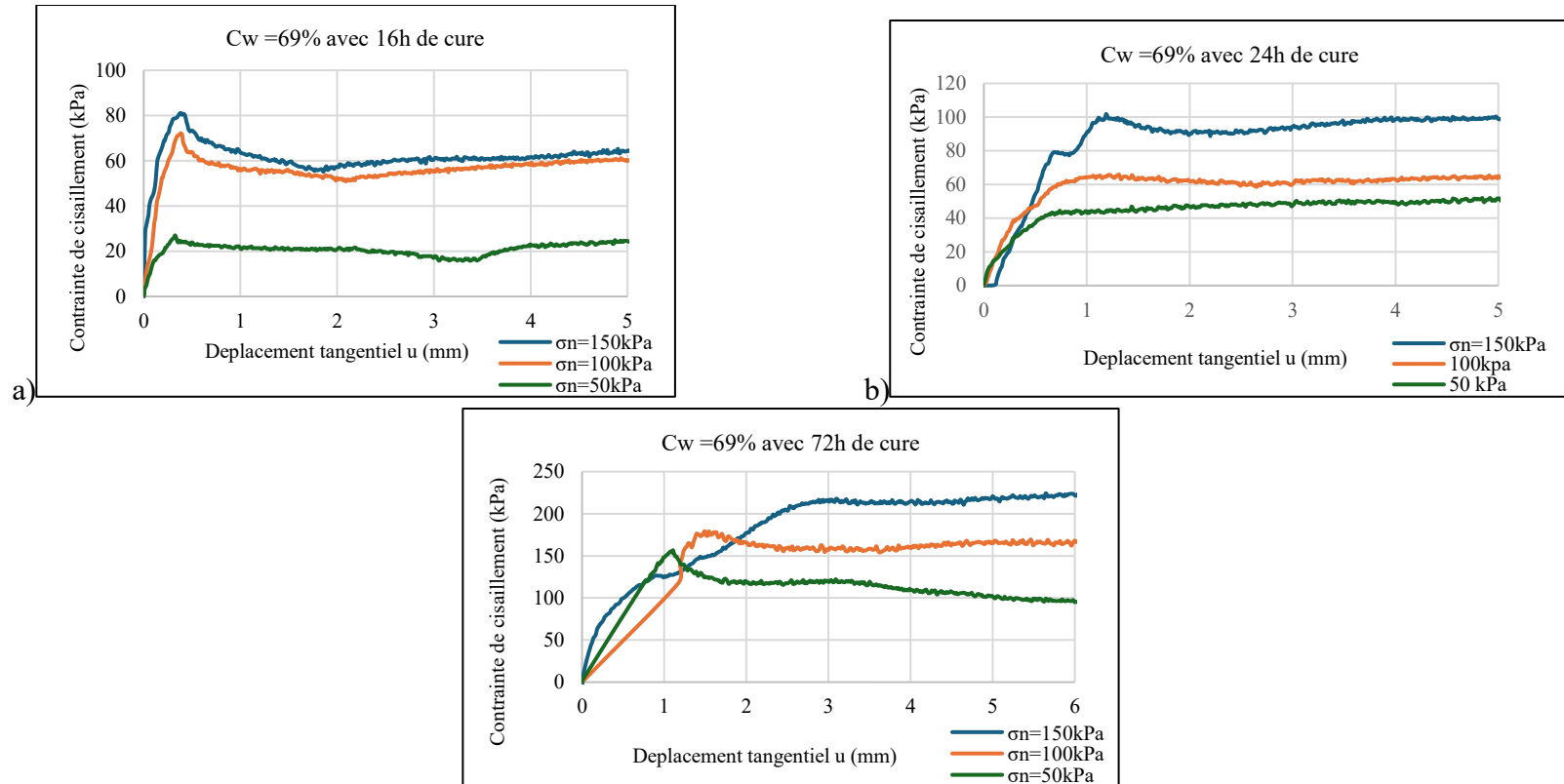


Figure A.1 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w = 69\%$ curés à : a) 16 heures, b) 24 heures, c) 72 heures

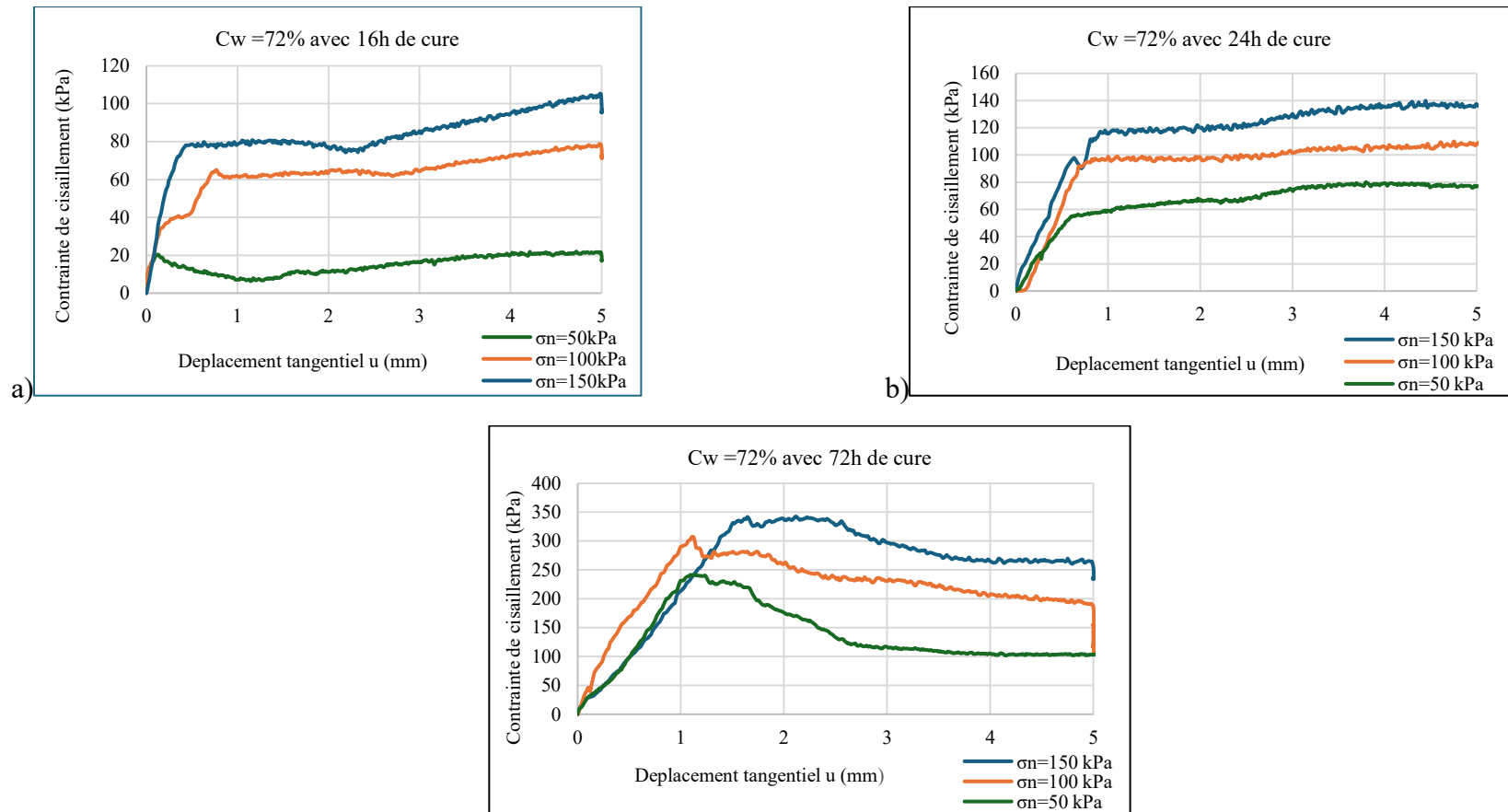


Figure A.2 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w = 72\%$ curés à : a) 16 heures, b) 24 heures, c) 72 heures

A.2 COURBES DE CONTRAINTE-DÉPLACEMENT TANGENTIEL DE REMBLAI À BASE DES RÉSIDUS DE GOLDEX

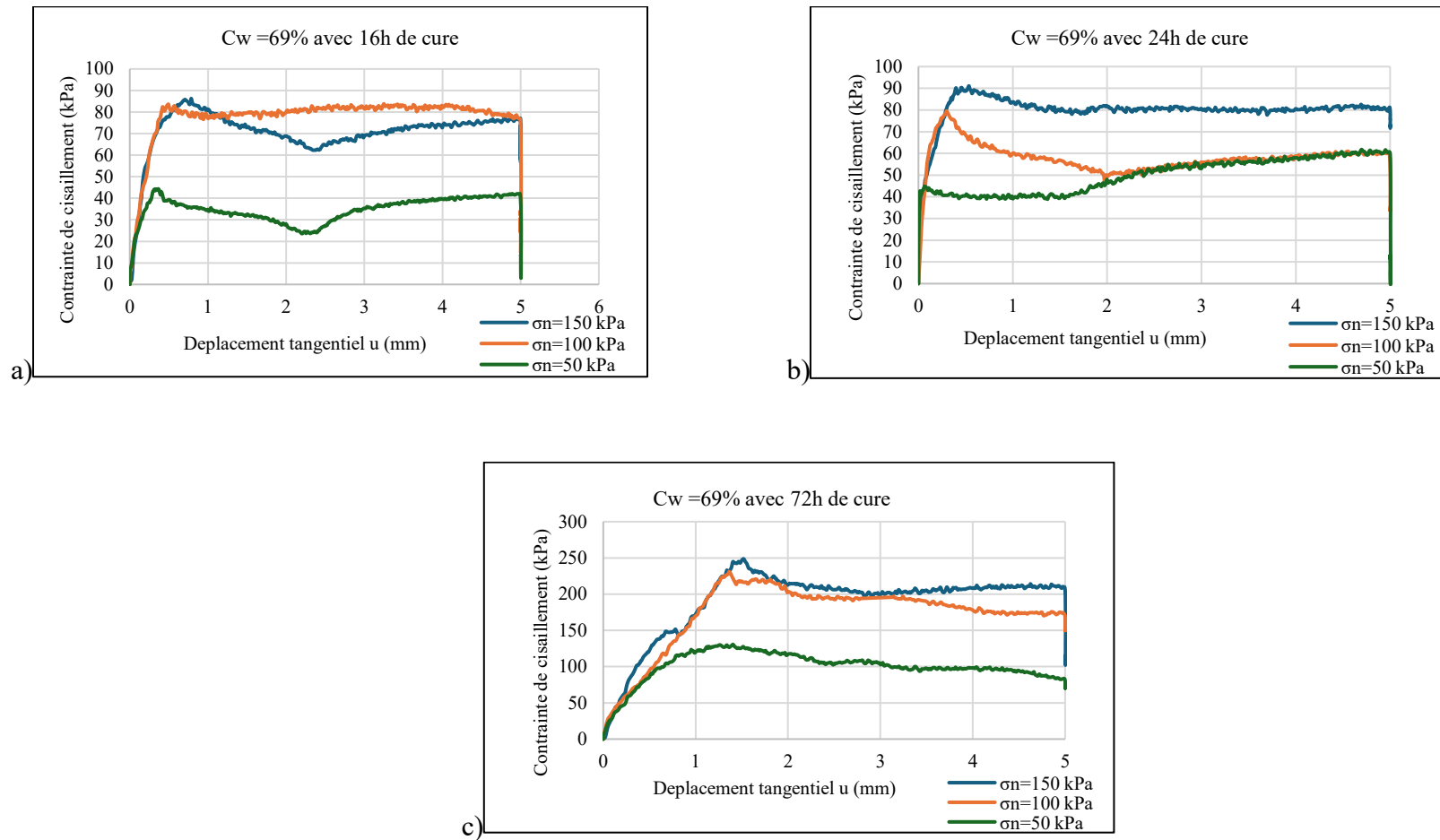


Figure A.3 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w = 69\%$ curés à : a) 16 heures, b) 24 heures, c) 72 heures

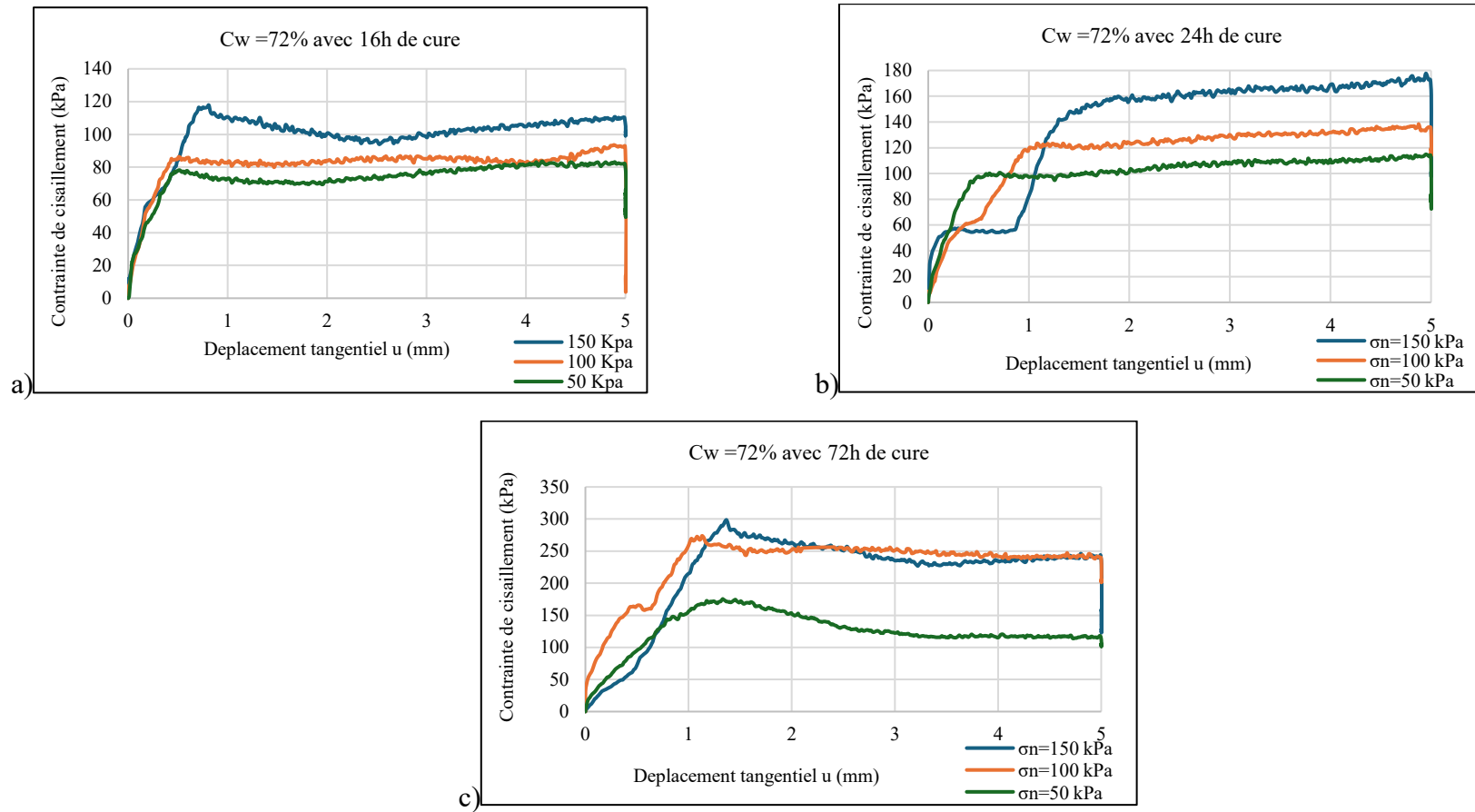


Figure A.4 Courbes de contrainte-déplacement tangentiel des blocs de remblai à $C_w = 72\%$ curés à : a) 16 heures, b) 24 heures, c) 72 heures

ANNEXE B - ÉVOLUTION DE L'UCS DU REMBLAI EN PÂTE EN FONCTION DU TEMPS DE CURE

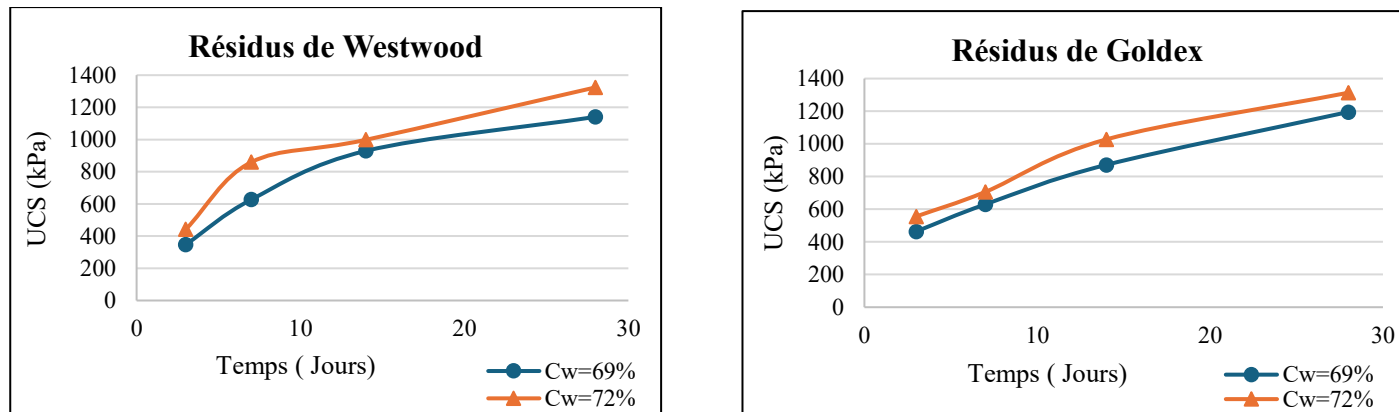


Figure B.1 Évolution de l'UCS du RPC en fonction du temps de cure selon le pourcentage solide

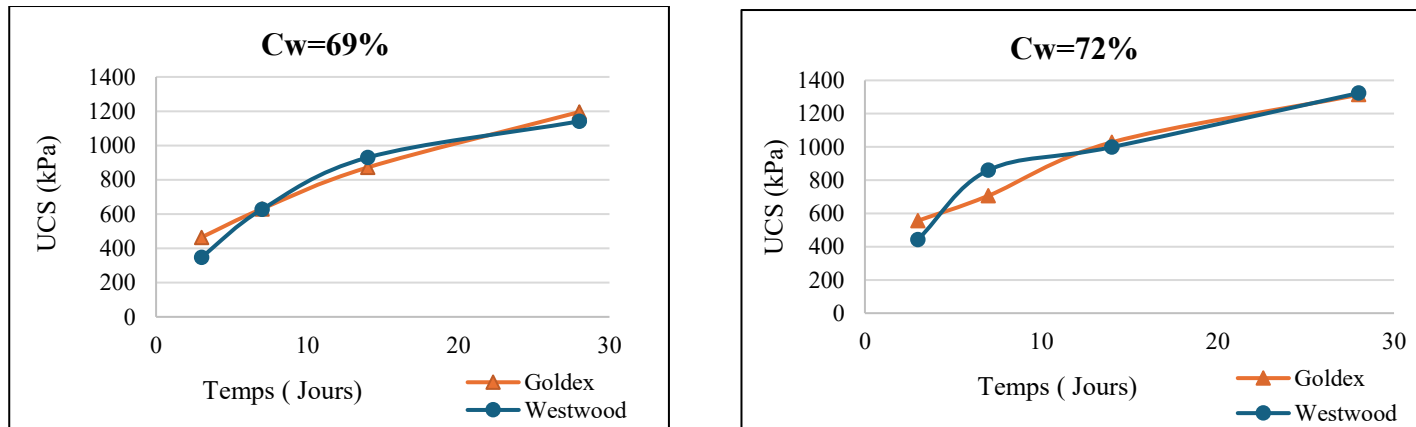


Figure B.2 Évolution de l'UCS du RPC en fonction du temps de cure selon le type de résidus

ANNEXE C : PLAN DE MÉLANGES

Tableau C.1 Plan de mélanges

Essais de l'UCS				
Type de liant	(20%GUL/80%Slag)			
Proportion de liant Bw	5			
Type de résidu	Goldex		Westwood	
Pourcentage solide (%)	72%	69%	72%	69%
Masse de résidu frais (g)	18258,5	16844,5	17787,6	16430,7
Masse de ciment GUL (g)	138,0	127,3	135,8	125,4
Masse de Slag (g)	552,1	509,3	543,1	501,7
Masse de liant totale (g)	690,1	636,6	678,9	627,1
Masse d'eau à ajouter (g)	1179,1	1895,2	1335,2	2028,6
Volume de moule (cm3)	695			
Nombre de moules	12			
Temps de cure (Jours)	3, 7, 14 et 28			
Essais de cisaillement direct				
Type de liant	(20%GUL/80%Slag)			
Proportion de liant Bw	5			
Type de résidu	Goldex		Westwood	
Pourcentage solide (%)	72%	69%	72%	69%
Masse de résidu frais (g)	46425,1	42829,8	30151,9	27851,8
Masse de ciment GUL (g)	350,9	323,8	230,2	212,6
Masse de Slag (g)	1403,7	1295,0	920,7	850,4
Masse de liant totale (g)	1754,7	1618,8	1150,8	1063,0
Masse d'eau à ajouter (g)	2998,1	4818,8	2263,3	3438,7
Volume de moule (cm3)	1178,10			
Nombre de moules	18			
Temps de cure (heure)	16, 24 et 72			

ANNEXE D : ÉVOLUTION DES PARAMÈTRES DE CISAILLEMENT (c' et ϕ')

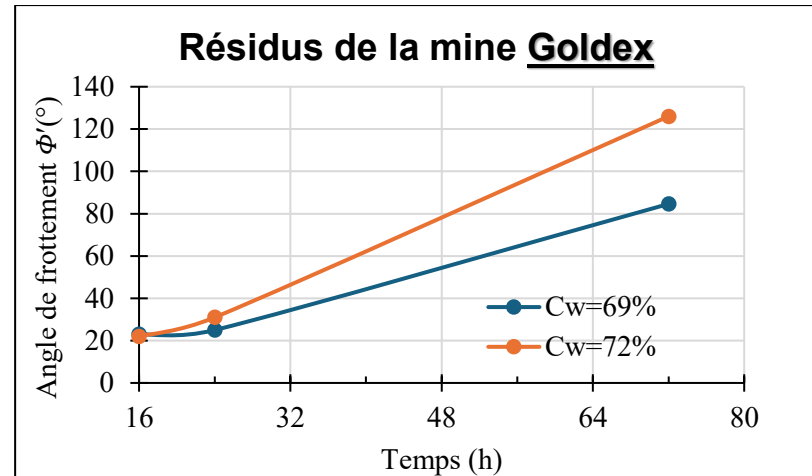
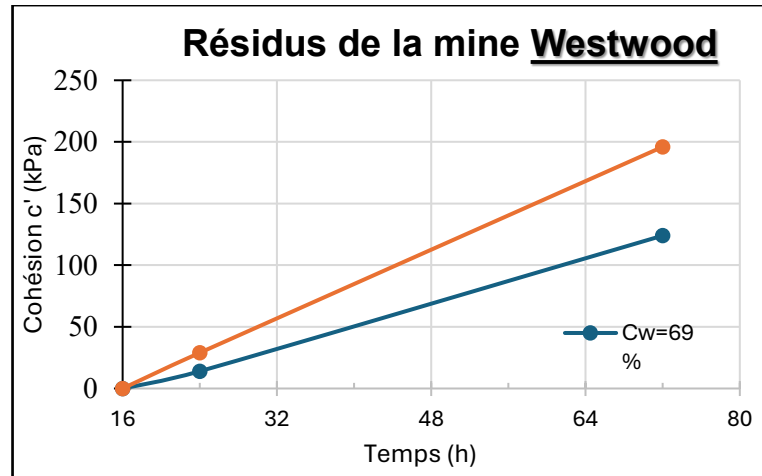


Figure D.1 Évolution de la cohésion (c') en fonction du temps

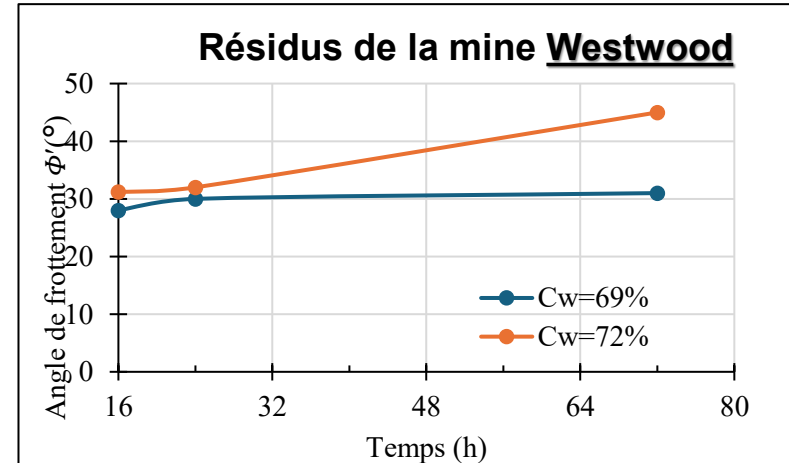
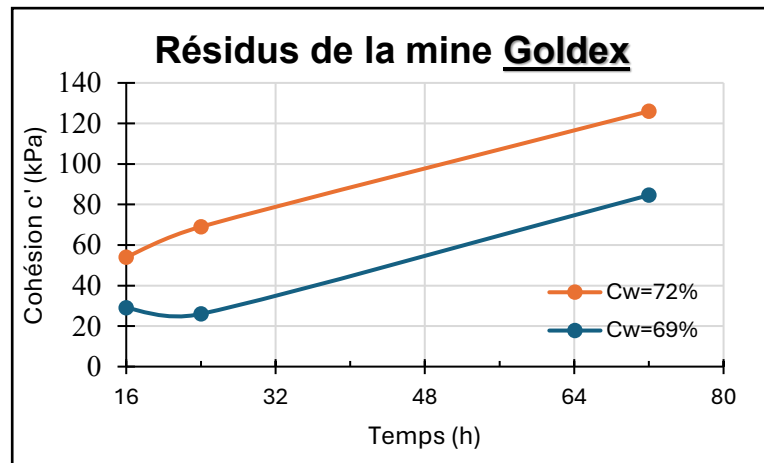


Figure D.2 Évolution de l'angle de frottement (ϕ') en fonction du temps