

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE DU TRANSFERT DE CHALEUR DANS LES REMBLAIS EN PÂTE
CIMENTÉS CURANT SOUS LES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES DES
CHANTIERS MINIERS DANS LE PERGÉLISOL

FABRICE KAZAMBUA BEYA

DÉPARTEMENT DE GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUES ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MINÉRAL)
SEPTEMBRE 2016



BIBLIOTHÈQUE

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

Mise en garde

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

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

Warning

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

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

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE DU TRANSFERT DE CHALEUR DANS LES REMBLAIS EN PÂTE
CIMENTÉS CURANT SOUS LES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES DES
CHANTIERS MINIERS DANS LE PERGÉLISOL

présenté par : BEYA Fabrice Kazambua

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

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

M. PABST Thomas, Ph. D., président

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

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

M. BENZA AZOUA Mostafa, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. RAYMOND Jasmin, Ph. D., membre

DÉDICACE

Je dédie ce mémoire ;

*au Seigneur Dieu Tout Puissant pour m'avoir donné la capacité de l'écrire, la force d'y croire et
la patience d'aller jusqu'au bout du rêve.*

*à ma tendre épouse Isaa Kaja Tshibanda ; ce travail te doit beaucoup... Qu'il soit pour toi le
témoignage de ma reconnaissance pour toutes ces années de bienveillance, de sacrifices et
d'efforts communs.*

à ma fille Plamedie Mutoba Beya, pour avoir tout simplement été là !

à toute ma famille.

REMERCIEMENTS

Ce mémoire est l'aboutissement d'un travail de recherche de dur labeur ayant bénéficié de concours de plusieurs personnes. En préambule, je veux adresser tous mes remerciements aux personnes avec lesquelles j'ai pu échanger et qui m'ont aidé pour la réalisation de ce mémoire.

Pour commencer, je veux adresser mes remerciements à mon directeur de mémoire, Professeur Mamert Mbonimpa, pour sa grande disponibilité et ses encouragements tout au long de la rédaction de ce mémoire et avec qui j'ai établi une relation de confiance.

J'adresse également mes remerciements à mes codirecteurs, Professeurs Tikou Belem et Mostafa Benzaazoua pour leurs aides précieuses et le temps qu'ils m'ont consacré pour la réalisation de ce mémoire.

Je remercie également le Fond de Recherche du Québec, Nature et Technologiques (FRQNT), les Mines Agnico Eagle Ltd et l'Institut de Recherche en Mines et environnement (IRME UQAT-POLY) pour leur support financier.

Je témoigne toute ma reconnaissance au Professeur Kongolo Mukendi pour ses conseils judicieux et encouragements.

Je remercie également Professeur Bruno Bussière et M. Denis Bois, respectivement directeur du département de l'IRME/directeur scientifique de l'IRME-UQAT et directeur de l'URSTM/directeur administratif de l'IRME-UQAT pour une ambiance de travail très agréable qu'ils ont su créer au sein de l'Institut.

Que soient également remerciés ici, tous les professeurs de l'IRME, les professionnels de recherche et toute l'équipe technique de l'IRME/ URSTM, particulièrement à Akué-Sylvette Awoh, Patrick Bernèche, Joël Beauregard, et Alain Perreault pour leurs aides techniques dans la réalisation de ce travail.

Je remercie Ugo Marceau qui, lors de son stage, a contribué de façon considérable à la réalisation des différents travaux au laboratoire.

Mes remerciements vont également à l'endroit des professeurs Guyh Dituba Ngoma et Augustin Ependa pour leurs conseils.

J'adresse mes remerciements à Gretta Nyameogo, Patrick Kalonji Kayumba, Moubié-Richard Bassolé, Achille-François Wankeu, Dieudonné Kabombo Tshishimbi, Patrick Vualu, Louis-Philippe Gélinas, Alex Kalonji Kabambi, Abdellatif Alghali, Drissa Ouattara, Reagan Dikonda Kabanga, Mohamed Bini Coulibaly Mangane, Abdeljalil Ait Khouia, Francis Kifumbi et Ibrahima Hane, tous collègues pour leur support moral et intellectuel tout au long de cette recherche.

Enfin, j'adresse mes plus sincères remerciements à toute personne qui a contribué de près ou de loin à la réussite de ce projet et qui se sentirait omis et à ma famille qui m'a accompagné, aidé, soutenu et encouragé tout au long de la réalisation de ce mémoire.

RÉSUMÉ

Le développement de la résistance mécanique du remblai en pâte cimenté (RPC) mis en place dans les chantiers souterrains est influencé entre autres facteurs par la température de cure. Dans le cas particulier du remblayage des chantiers miniers situés dans le pergélisol, la connaissance de du champ de température dans le RPC et son évolution suite aux échanges de chaleur avec l'encaissant est importante pour l'optimisation de recettes de mélange au laboratoire. Des codes numériques validés constituent de bons outils pour prédire le comportement thermique du RPC in situ. Dans le cas du remblayage de chantiers miniers dans le pergélisol, il n'existe presque pas de données expérimentales pour valider ce type de codes et l'effet de la salinité des eaux (inévitables dans ces conditions) a été peu étudié. L'objectif de cette étude était de développer de nouveaux outils pour prédire les conditions thermiques de cure du RPC à l'échelle d'un chantier souterrain dans le pergélisol. Pour cela, il fallait: a) étudier l'influence de la température et de la salinité sur l'évolution des propriétés thermiques en fonction du temps de cure du RPC; b) réaliser des essais de transfert de chaleur 1D et 3D dans le RPC afin d'obtenir des données expérimentales requises pour le calage et la validation des modèles numériques développés avec le module « *Heat Transfer* » du code COMSOL Multiphysics® et enfin; c) utiliser le modèle numérique validé pour étudier le transfert de chaleur dans le RPC curant sous les conditions aux frontières des chantiers miniers dans le pergélisol.

L'influence de la température et de la salinité sur l'évolution des propriétés thermiques (conductivité et capacité thermiques) a d'abord été étudiée. L'analyseur de propriétés thermiques KD2 Pro a été utilisé pour cela. Ces propriétés ont été déterminées pour différents matériaux préparés à un pourcentage solide $C_w = 76,3 \%$, à savoir des résidus en pâte (RP) contenant 0 % de liant (témoin) et de RPCs avec 3 et 5 % de ciment Portland à haute résistance initiale HE (par rapport à la masse sèche des résidus). Des eaux de gâchage avec des concentrations en sels variant de 0 à 10 g/L étaient utilisées. Les variations des propriétés thermiques étaient mesurées à trois températures de cure, soit $-8 \text{ }^\circ\text{C}$, $2 \text{ }^\circ\text{C}$ et $22 \text{ }^\circ\text{C}$. Les résultats indiquent que le pourcentage de liant B_w (0, 3 et 5 %), la concentration de sels dans l'eau de gâchage (0 à 10 g/L) et les températures positives (2 et $22 \text{ }^\circ\text{C}$) ont une influence négligeable sur les propriétés thermiques au cours du temps de cure. Toutefois, le gel (température de $-8 \text{ }^\circ\text{C}$) a une grande influence sur les

propriétés thermiques du RP et des RPCs étudiés : augmentation de la conductivité thermique et diminution de la capacité thermique.

Des simulations physiques de transfert de chaleur 1D (dans du RP et des RPCs) et 3D dans du RPC ont été réalisées ensuite afin d'obtenir des données expérimentales requises pour la validation de modèles numériques. Le transfert de chaleur 1D a été simulé dans six colonnes en plexiglas de 1 m de hauteur et 14 cm de diamètre remplies de RP ou de RPC à 76,3 % solide. Trois de ces colonnes avaient des surfaces latérales isolées thermiquement (à l'aide de panneaux rigides en polystyrène extrudé) pour limiter les pertes de chaleurs au niveau de la paroi. Les bases de ces colonnes étaient faites en acier pour assurer un meilleur transfert de chaleur du congélateur au remblai et, ont été ensuite soumises à une température contrôlée variant autour de $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$. Chacune de ces trois colonnes a été instrumentée avec 4 sondes pour mesurer l'évolution de la température. Trois de ces 4 sondes étaient montées dans l'axe central de la colonne, à 1, 30 et 60 cm à partir de la base de la colonne. La dernière sonde était fixée au niveau de la paroi intérieure à 30 cm de la base de la colonne. Les trois autres colonnes n'étaient pas isolées thermiquement et étaient curées à la température ambiante du laboratoire qui oscillait autour de $23\text{ }^{\circ}\text{C}$. Ces colonnes étaient instrumentées comme dans le cas précédent, mais n'avait pas de sonde à 1 cm de la base de chaque colonne. Les trois colonnes de chaque groupe étaient respectivement remplies de RP ($B_w = 0\%$) et de RPC avec $B_w = 3$ et 5% du ciment Portland, type HE. La variation du pourcentage de liant B_w avait pour but d'étudier son influence sur la chaleur générée par l'hydratation du liant. Le transfert de chaleur 3D a été simulé à l'aide d'un baril en plastique de 54 cm de diamètre et 90 cm de hauteur rempli de RPC avec $B_w = 5\%$ du ciment Portland, type HE. Le baril a été équipé de sept sondes, trois disposées dans l'axe central du baril, à 1, 30 et 60 cm de la base du baril. Les quatre autres étaient fixées au niveau de la paroi dans deux plans verticaux perpendiculaires (deux sondes dans chaque plan à 30 et 60 cm de la base du baril). Ce baril a été ensuite refroidi dans une chambre froide à une température contrôlée qui fluctuait aux alentours de $-11\text{ }^{\circ}\text{C}$. Pour tous les matériaux utilisés dans ces modèles physiques, l'eau de mélange avait une concentration en sels de 5g/L. Lors du démantèlement de colonnes, le gel a été observé jusqu'à environ 15 cm de hauteur de la base des colonnes à 0 et 5 % de liant et à environ 20 cm à la base de la colonne à 3 % liant (colonne placée entre les deux autres et par conséquent mieux isolée que les deux autres). Dans le baril, il y a eu un gel rapide partant de la paroi vers le milieu de celui-ci.

Les modélisations numériques de ces tests avec le module « *Heat Transfer* » du code COMSOL Multiphysics® ont donné des résultats qui concordent avec les résultats obtenus des modèles physiques. Le modèle numérique calé et validé a été finalement utilisé pour étudier le transfert de chaleur 3D dans le RPC curant sous les conditions aux frontières des chantiers miniers souterrains dans le pergélisol. Un chantier typique de 25 m de haut, 18 m de long et 10 m de large a été simulé. Ce chantier était rempli instantanément d'un RPC contenant 5% de liant en laissant une couche d'air d'1 m en surface. Les résultats de simulations numériques indiquent que la température dans le RPC diminue progressivement en fonction du temps et la masse entière du RPC a gelé 5 ans après le remblayage du chantier. Les simulations numériques montrent également que la température d'équilibre du pergélisol de -6°C n'a pas été atteinte dans la masse du RPC même après une période de cure de 20 ans. Les résultats des simulations dépendent de plusieurs facteurs d'influences (distance d'application de la condition aux frontières, type de roche du pergélisol, température de déposition du RPC, température initiale du pergélisol, les dimensions du chantier, etc.). L'étude de ces facteurs d'influences a montré que la distance d'application de la condition aux frontières dans le pergélisol peut ou non avoir une influence sur la distribution de température dans le RPC. L'influence du type d'encaissant a été étudié en considérant trois types de roches, le basalte, le granite et la dolomite. Cette étude a révélé que le type de roche de pergélisol n'a pas d'influence significative sur la distribution de la température entre le RPC et le pergélisol. L'analyse de l'effet de la température de déposition du RPC a montré que l'augmentation de la température de déposition du RPC entraîne également l'augmentation de la zone de dégel du pergélisol à partir de l'interface RPC-pergélisol. L'étude de l'influence de la température du pergélisol a indiqué que pour une température de déposition du RPC fixe, la diminution de la température du pergélisol accélère la baisse de la température dans le RPC et inversement. Relativement à l'effet de la géométrie, la variation de la profondeur, de la largeur et de la hauteur de chantiers a une influence sur la distribution de la température dans le RPC. La diminution de la profondeur et/ou largeur et/ou hauteur du chantier accélère la diminution de la température dans le RPC et inversement. La variation de l'inclinaison du chantier n'affecte pas la distribution de température dans le RPC.

Mots clés : Remblai en pâte cimenté, propriétés thermiques, pergélisol, modélisations physiques et numériques, COMSOL Multiphysics.

ABSTRACT

The strength development in the cemented paste backfill (CPB) placed in underground stopes is influenced among other factors by the curing temperature. In the particular case of the backfilling of stopes located in the permafrost, the knowledge of the field range of temperature in the CPB and its evolution following the heat exchanges with the rock mass is important to optimize laboratory mixing recipes. Validated numerical codes are good tools to predict the in situ thermal behavior of CPB. In the case of the backfill in permafrost, there is almost no experimental data to validate this type of codes and the effect of water salinity (inevitable in these conditions) has been barely studied. The objective of this study was to develop new tools to predict the thermal curing conditions of the CPB at a scale of an underground stope in permafrost. For this it was necessary to: a) study the influence of temperature and salinity on the development of thermal properties over the CPB cure time; b) perform 1D and 3D heat transfer tests in the CPB in order to obtain experimental data required for calibration and validation of numerical models developed with the module "Heat Transfer" code COMSOL Multiphysics[®] and finally; c) study heat transfer in the CPB curing in the boundary conditions of the mine stopes in permafrost using the validated numerical models.

The influence of temperature and salinity on the development of the thermal properties (thermal conductivity and capacity) was first studied. The analyzer of thermal properties KD2 Pro was used for that. Those properties have been set for various materials prepared with a solid percentage $C_w = 76.3\%$, namely paste tailings (PT) containing 0% binder (Control) and CPB's with 3 and 5% of high-early strength Portland cement HE (relative to the dry mass of the tailings). Mixing water with salt concentrations varying from 0 to 10 g/L were used. Variations in thermal properties were measured at three curing temperatures, namely $-8\text{ }^\circ\text{C}$, $2\text{ }^\circ\text{C}$ and $22\text{ }^\circ\text{C}$. The results indicate that the percentage of binder B_w (0, 3 and 5%), the concentration of salts within the mix water (0 to 10 g/L) and the positive temperatures (2 to $22\text{ }^\circ\text{C}$) have very few to negligible impact on the thermal properties during the curing time. However, freezing (temperature at $-8\text{ }^\circ\text{C}$) has a great influence on the thermal properties of RP and studied CPB's: the thermal conductivity increased while the thermal capacity decreased for frozen materials.

Physical simulations of 1D heat transfer within PT and CPB and 3D heat transfer within CPB were performed to obtain experimental data required for the validation of numerical models. 1D

heat transfer was simulated in six Plexiglas columns of 1 m in height and 14 cm in diameter filled PT or CPB at 76.3% solid. Three of these columns were thermally isolated on the side surfaces (with rigid panels of extruded polystyrene) for limiting the heat loss through the wall. The bases of the columns were then subjected to a controlled temperature ranging around $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ using a freezer. The bases of the columns were made of steel for a better heat transfer from the freezer to the PT and CPB. Each of these columns has been instrumented with 4 sensors to measure changes in temperature. Three of these four probes were mounted in the center axis of the column at 1, 30 and 60 cm from the base of the column. The last probe was attached at the inner wall at 30 cm from the base of the column. The other three columns were not thermally insulated and were curing at the laboratory ambient temperature which was around $23\text{ }^{\circ}\text{C}$. These columns were instrumented as in the previous case, but without the sensor at 1 cm from the base of each column. The three columns of each group were filled with RP respectively ($B_w = 0\%$) and CPB's with $B_w = 3$ and 5% of HE Portland cement. The purpose of change in the binder content B_w was to study its influence on the heat generated by the hydration of the binder. 3D heat transfer was simulated using a plastic barrel of 54 cm diameter and 90 cm high filled with CPB at $B_w = 5\%$ of HE Portland cement. The barrel was equipped with seven sensors, three arranged in the central axis of the barrel at 1, 30 and 60 cm from the base of the barrel. The other four were attached at the wall in two perpendicular vertical planes (two sensors in each plane at 30 and 60 cm from the base of the barrel). The barrel was then cooled in a cold room at a controlled temperature which fluctuated around $-11\text{ }^{\circ}\text{C}$. For all materials used in these physical models, the mixing water had a salts concentration of 5 g/L. During the dismantling of columns cooled at their bases, the freezing front was observed to be located at about 15 cm from the base of the columns with 0 and 5% binder and about 20 cm for the column with CBP at 3% binder (column placed between the other two and therefore better insulated than the other two). In the barrel, there has been a rapid freezing starting from the wall towards the middle.

The numerical modeling of these tests with the module « *Heat Transfer* » of the COMSOL Multiphysics® code gave results consistent with the results of physical models. The calibrated and validated numerical model was ultimately used to study the 3D heat transfer in the CPB curing under the boundary conditions of underground mine stopes in permafrost. A typical stope of 25 m high, 18 m long and 10 m wide was simulated. This stope was instantaneously filled with a CPB containing 5% binder leaving an air layer of 1 m on the surface. The results of the

numerical simulations indicated that the temperature in the CPB gradually decreases over time and the entire mass of the CPB was frozen five years after backfilling of the stope. The numerical simulations also showed that the permafrost equilibrium temperature of -6°C was not reached in the CPB mass even after a 20-year curing period. The numerical results may depend on several factors of influence including the distance in the permafrost at which the boundary conditions, are applied, the rock type of permafrost, the CPB the deposition temperature, the initial temperature of the permafrost, the geometry of the stope, etc. The study of these factors has shown that the application distance of the boundary condition in permafrost can or not affect the temperature distribution in the CPB. The influence of the type of permafrost has been studied considering three types of rock: basalt, granite and dolomite. This study revealed that the permafrost rock type has a very little impact on the temperature distribution within the CPB and permafrost. The analysis of the CPB deposition temperature effect showed that the increase in CPB deposition temperature also leads to increased thawing of permafrost zone from the CPB-permafrost interface. The study of the influence of initial permafrost temperatures indicated that for a fixed CPB deposition temperature, the decrease in permafrost temperature accelerates the drop in temperature in the CPB and vice versa. On the effect of the geometry, the variation in the depth, width and height of the stope has an influence on the temperature distribution in the CPB. Decreasing the depth and/or width and/or height of the stope accelerates the decrease in temperature in the CPB and vice versa. The change in the slope of the stope does not affect the temperature distribution in the CPB.

Keywords: Cemented past backfill, thermal properties, permafrost, physical and numerical modelings, COMSOL Multiphysics.

TABLE DES MATIÈRES

| | |
|---|--------|
| DÉDICACE..... | III |
| REMERCIEMENTS | IV |
| RÉSUMÉ..... | VI |
| ABSTRACT..... | IX |
| TABLE DES MATIÈRES | XII |
| LISTE DES TABLEAUX..... | XVI |
| LISTE DES FIGURES..... | XIX |
| LISTE DES SIGLES ET ABREVIATIONS | XXVI |
| LISTE DES ANNEXES..... | XXVIII |
| CHAPITRE 1 INTRODUCTION..... | 1 |
| 1.1 Problématique..... | 1 |
| 1.2 Objectifs du projet..... | 3 |
| 1.3 Structure du document..... | 3 |
| 1.4 Originalité et retombées de la recherche | 5 |
| CHAPITRE 2 TRANSFERT DE CHALEUR DANS LES MATÉRIAUX POREUX..... | 7 |
| 2.1 Généralités sur les remblais miniers..... | 7 |
| 2.1.1 Historique | 7 |
| 2.1.2 Principaux types de remblais..... | 8 |
| 2.1.3 Composantes du remblai en pâte cimenté | 12 |
| 2.1.4 Préparation et transport du remblai en pâte cimenté | 17 |
| 2.1.5 Résistance en compression du remblai en pâte cimenté..... | 20 |
| 2.2 Transfert de chaleur dans les matériaux poreux..... | 26 |
| 2.2.1 Modes de transfert de chaleur | 26 |

| | | |
|--|--|----|
| 2.2.2 | Équation de transfert de chaleur..... | 28 |
| 2.2.3 | Mesure et estimation de la conductivité thermique..... | 29 |
| 2.2.4 | Facteurs d'influence sur la conductivité thermique..... | 34 |
| 2.2.5 | Mesure et estimation de la capacité thermique..... | 38 |
| 2.2.6 | Transfert de chaleur dans le remblai..... | 42 |
| 2.3 | Récapitulatif et besoins de recherche..... | 44 |
| CHAPITRE 3 APPROCHES MÉTHODOLOGIQUES..... | | 46 |
| 3.1 | Introduction..... | 46 |
| 3.2 | Caractérisation des résidus..... | 48 |
| 3.2.1 | Propriétés physiques des résidus..... | 48 |
| 3.2.2 | Propriétés minéralogiques..... | 52 |
| 3.3 | Préparation de batchs de RPCs..... | 53 |
| 3.4 | Étude de propriétés thermiques du RPC..... | 55 |
| 3.4.1 | Description de l'analyseur de propriétés thermiques KD2 Pro..... | 55 |
| 3.4.2 | Étude de l'évolution de propriétés thermiques durant la cure du RPC..... | 57 |
| 3.5 | Étude de transfert de chaleur 1D pendant la cure du RPC..... | 59 |
| 3.6 | Étude de transfert de chaleur 3D pendant la cure du RPC..... | 62 |
| 3.7 | Simulation numérique de transfert de chaleur..... | 64 |
| CHAPITRE 4 ARTICLE 1: PRELIMINARY STUDY OF THE INFLUENCE OF TEMPERATURE AND SALINITY ON THE THERMAL PROPERTIES OF HARDENING CEMENTED PASTE BACKFILL..... | | 66 |
| | Abstract..... | 66 |
| | Résumé..... | 67 |
| 4.1 | Introduction..... | 67 |
| 4.2 | Material charecterisation and methology..... | 69 |

| | |
|---|-----|
| 4.2.1 Tailings and mixing water characteristics | 69 |
| 4.2.2 Measurement of thermal properties..... | 71 |
| 4.2.3 Experimental program..... | 72 |
| 4.3 Experimental results | 73 |
| 4.3.1 Effect of curing time and temperature..... | 73 |
| 4.3.2 Effect of salt concentration..... | 76 |
| 4.3.3 Effect of delayed freezing | 78 |
| 4.4 Discussion..... | 79 |
| 4.5 Concluding remarks..... | 82 |
| 4.6 Acknowledgements | 83 |
| 4.7 References | 83 |
| CHAPITRE 5 ARTICLE 2: MINE BACKFILLING IN PERMAFROST: CALIBRATION OF A NUMERICAL MODEL OF HEAT TRANSFER WITH LABORATORY DATA AND PREDICTION OF THERMAL CURING CONDITIONS..... | 89 |
| 5.1 Abstract..... | 89 |
| 5.2 Introduction | 90 |
| 5.3 Governing equations of heat transfer | 94 |
| 5.4 Materials and testing methods | 96 |
| 5.4.1 Characteristics of tailings, binder and mixing water | 96 |
| 5.4.2 Paste tailings and CPB mixtures preparation | 98 |
| 5.4.3 1D heat transfer tests with columns physical models..... | 98 |
| 5.4.4 3D heat transfer tests with physical models | 100 |
| 5.4.5 Numerical models with COMSOL Multiphysics® | 101 |
| 5.5 Results of laboratory heat transfer tests..... | 102 |
| 5.5.1 1D heat transfer in columns cured at room temperature | 102 |

| | | |
|---------------|---|-----|
| 5.5.2 | 1D heat transfer in insulated columns cooled at the base..... | 105 |
| 5.5.3 | 3D heat transfer in the cooled barrel | 107 |
| 5.6 | Results of numerical modeling of heat transfer..... | 108 |
| 5.6.1 | Input parameters, initial and boundary conditions | 108 |
| 5.6.2 | Comparison between predicted and experimental data from columns I, II and III.. | 110 |
| 5.6.3 | Comparison between predicted and experimental data from columns IV, V and VI | 110 |
| 5.6.4 | Comparison between predicted and experimental data from 3D freezing CPB..... | 111 |
| 5.6.5 | Application of the calibrated and validated numerical model to backfilled stopes in permafrost..... | 114 |
| 5.7 | Discussion..... | 118 |
| 5.8 | Concluding remarks..... | 120 |
| 5.9 | Acknowledgments | 120 |
| 5.10 | References | 120 |
| CHAPITRE 6 | DISCUSSION GÉNÉRALE | 126 |
| 6.1 | Caractéristiques des géométries 3D utilisées dans les simulations numériques..... | 126 |
| 6.2 | Effet de la distance d'application de la condition aux frontières dans le pergélisol | 127 |
| 6.3 | Effet de types de roches du pergélisol..... | 130 |
| 6.4 | Effet de la température initiale du RPC..... | 132 |
| 6.5 | Effet de la température initiale du pergélisol | 135 |
| 6.6 | Effet de la géométrie du chantier..... | 135 |
| CHAPITRE 7 | CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS | 139 |
| 7.1 | Conclusion générale | 139 |
| 7.2 | Recommandations | 143 |
| BIBLIOGRAPHIE | | 144 |

LISTE DES TABLEAUX

| | |
|---|----|
| Tableau 2.1 : Composition chimique de types des ciments Portland ; adapté de (Taylor et al., 2006)..... | 16 |
| Tableau 2.2 : Conductivités thermiques de quelques minéraux/matériaux (Musy et Soutter 1991) | 28 |
| Tableau 2.3 : Valeurs typiques de capacités thermiques de quelques minéraux/matériaux (adapté de Musy & Soutter, 1991 et Hillel, 1998)..... | 39 |
| Tableau 2.4 : Propriétés thermiques de différentes roches (adapté de Ghoreishi-Madiseh et al., 2011)..... | 43 |
| Tableau 3.1: Paramètre caractéristique de la distribution granulométrique des résidus utilisés.... | 51 |
| Tableau 3.2: Proportions de la composition minéralogie des résidus utilisés..... | 53 |
| Tableau 3.3: Proportions massiques des réactifs pour préparer des solutions salines de concentrations 2,5 ; 5 ; 7,5 ; 10 g/L..... | 55 |
| Tableau 3.4 : Compatibilité des capteurs KD2-Pro avec différents types de matériaux (Decagon Devices, 2014)..... | 56 |
| Tableau 3.5 : Exemple de 4 mesures successives de propriétés thermiques du RPC ($B_w = 5\%$ et $C_w = 76,3\%$) prises après chaque 15 minutes | 57 |
| Tableau 3.6: Tableau résumé des essais de transfert de chaleur unidimensionnel. | 59 |
| Table 4.1: Grain size distribution parameters of the tailings used | 70 |
| Table 4.2: Mineralogical composition of the tailings used | 70 |
| Table 4.3: Mass proportion of salts for 1 liter of saline water | 71 |
| Table 4.4: Sample characteristics and testing conditions..... | 72 |
| Table 4.5: Estimation of the average thermal conductivity of solid grains from different minerals | 81 |
| Table 4.6: Estimated thermal conductivity for the tailings sample used at 76.3% solid content... | 81 |

| | |
|---|-----|
| Table 4.7: Specific heat capacities (taken from Waples & Waples, 2004; Eppelbaum et al., 2014) | 82 |
| Table 4.8: Heat capacity for the used tailings sample at 76.3% solid content | 82 |
| Table 5.1: Main grain size distribution parameters of the Mine A tailings | 96 |
| Table 5.2: Mineralogical composition of the tested tailings | 97 |
| Table 5.3: Salt dosages for the saline water preparation at a total salt concentration of 5 g/L | 98 |
| Table 5.4: Input parameters used for the numerical modeling | 109 |
| Tableau 6.1: Propriétés thermiques des roches | 130 |
| Tableau 6.2 : Tailles des chantiers modélisés | 137 |
| Tableau A. 1 : Paramètre caractéristique de la distribution granulométrique du résidu de Goldex | 160 |
| Tableau B. 1: Dispersion de résultats obtenus sur trois échantillons de même type de remblais | 161 |
| Tableau B. 2 : Influence du diamètre des moules sur les essais du remblai sans liant ; à 3 et 5 % de liant | 162 |
| Tableau B. 3 : Effet de mesures répétées dans les mêmes trous forés par le capteur pour un échantillon du remblai à 3% du liant | 162 |
| Tableau B. 4 : Effet de mesures répétées dans les mêmes trous forés avec une mèche pour un échantillon du remblai à 3% du liant | 163 |
| Tableau B. 5 : Effet du temps de cure sur les propriétés thermiques du remblai sans liant drainé dans la chambre humide | 163 |
| Tableau B. 6 : Effet du temps de cure sur les propriétés thermiques du remblai à 3 % de liant drainé | 165 |
| Tableau B. 7 : Effet du temps de cure sur les propriétés thermiques du remblai à 5 % de liant drainé dans la chambre humide | 166 |
| Tableau B. 8 : Propriétés thermique du remblai sans liant | 167 |

| | |
|---|-----|
| Tableau B. 9 : <i>Propriétés thermique du remblai à 3% de liant</i> | 169 |
| Tableau B. 10 : Propriétés thermique du remblai à 5 % de liant..... | 171 |
| Tableau B. 11 : Remblai sans liant non drainé dans la chambre humide..... | 174 |
| Tableau B. 12 : Remblai à 3 % de liant non drainé dans la chambre humide..... | 175 |
| Tableau B. 13 : Remblai à 5 % de liant non drainé dans la chambre humide..... | 177 |

LISTE DES FIGURES

| | |
|--|----|
| Figure 2-1 : Schéma de préparation du remblai hydraulique (adapté de Hassani & Archibald, 1998)..... | 10 |
| Figure 2-2 : Paramètres et composition du remblai en pâte (tiré de notes de cours, Belem, 2015) | 11 |
| Figure 2-3 : Pulpes de résidus en suspension rejetée dans un parc à résidus (Bussiere, 2007) | 13 |
| Figure 2-4 : Fuseau granulométrique utilisé dans l'élaboration du remblai en pâte cimenté au Canada (Yilmaz et al., 2011)..... | 14 |
| Figure 2-5 : Schéma typique de la procédure complète de la fabrication du remblai en pâte à l'usine (Belem et al., 2003)..... | 18 |
| Figure 2-6 : Les configurations de base pour les systèmes de distribution de remblai en pâte (Thomas, 1979; Belem, T & Benzaazoua, 2004)..... | 19 |
| Figure 2-7 : Dispositif expérimental pour des essais en compression uniaxiale..... | 21 |
| Figure 2-8 : Effet de la proportion des fines dans les résidus sur le développement de la résistance du RPC (Fall et al., 2005)..... | 22 |
| Figure 2-9 : Résistance à la compression du RPC en fonction de la qualité de l'eau : a) effet des sulfates (tiré de Benzaazoua et al., 2002) et b) effet de la salinité (SB : solution de saumure saturée et USB : solution de saumure insaturé) (tiré de Masniyom, 2010)..... | 23 |
| Figure 2-10 : Effet de différents types de liants sur l'UCS) de RPCs (Benzaazoua et al., 2004).. | 24 |
| Figure 2-11 : Effet de proportions de liant et rapport eau/ciment sur l'UCS du RPC à 28 jours de cure (Fall et al., 2008) | 24 |
| Figure 2-12 : Effet de température de cure sur l'UCS : a) court terme et b) long terme (Fall et al., 2010)..... | 25 |
| Figure 2-13 : Évolution des UCS des RPCs curés à température ambiante de 20 °C et à -6 °C (Han, 2011)..... | 26 |
| Figure 2-14 : Transfert de chaleur dans un mur (Latif, 2009)..... | 27 |

| | |
|--|----|
| Figure 2-15 : Élévation de la température vs (ln t) : a) courbe théorique correspondant à l'équation (2.7), b) courbe expérimentale (Franco, 2007) | 31 |
| Figure 2-16 : Évolution de la conductivité thermique du remblai en fonction du temps de cure et de la proportion en liant (Célestin & Fall, 2009) | 34 |
| Figure 2-17 : Effet de la température et du temps de cure sur la conductivité thermique (Celestin, 2009, Célestin et Fall, 2009) | 35 |
| Figure 2-18 : Conductivité thermique de sols de différentes textures en fonction de la variation de la teneur en eau volumique (Lu et al., 2007)..... | 36 |
| Figure 2-19 : Évolution de la conductivité thermique de sols de différentes textures en fonction de la température de gel (Cox et al., 1999) | 37 |
| Figure 2-20 : Effet de la concentration de Nacl sur la conductivité thermique du sable Toyoura à différentes teneurs en eau massiques (Mochizuki & Miyazaki, 2008) | 38 |
| Figure 2-21 : Plage de variation des valeurs moyennes de capacités thermiques volumiques en fonction de la température des roches magmatiques, métamorphiques et sédimentaires (Vosteen & Schellschmidt, 2003) | 40 |
| Figure 2-22 : Capacité thermique en fonction de la teneur en humidité est présentée pour le cas du sol argileux à une masse volumique apparente de 1300 kg/m^3 (Abu-Hamdeh, 2003) | 41 |
| Figure 2-23 : Évolution de la capacité thermique d'un sol gelé en fonction de la température (Putkonen, 2003)..... | 42 |
| Figure 3-1 : Schéma synthèse de la méthodologie de recherche..... | 46 |
| Figure 3-2 : Pycnomètre à hélium (photo prise au laboratoire de l'unité de recherche et de services en technologie minérale (URSTM) de l'IRME-UQAT) | 49 |
| Figure 3-3 : Granulomètre laser Mastersizer de Malvern (photo prise au labo URSTM) | 50 |
| Figure 3-4 : Courbe de la distribution granulométrique des résidus utilisés..... | 51 |
| Figure 3-5 : X-Ray Diffractometer D8 Advance Bruker AXS (photo prise au labo URSTM) | 52 |
| Figure 3-6 : Malaxeurs Hobart : a) grand et b) petit | 54 |
| Figure 3-7 : Analyseur des propriétés thermiques KD2 Pro-accompagné de ses capteurs..... | 56 |

| | |
|---|----|
| Figure 3-8 : Mesure des propriétés thermiques des RPC et résidus en pâte non cimenté..... | 57 |
| Figure 3-9 : Essais en colonnes à température ambiante du laboratoire | 60 |
| Figure 3-10 : Plan d'instrumentation de colonnes avec les sondes RT-1 : a) colonnes isolées refroidies à la base et b) colonnes curées à l'air libre | 60 |
| Figure 3-11 : Colonnes avec bases en acier et instrumentées avec sondes de température | 61 |
| Figure 3-12 : Montage de colonnes pour essais dans le congélateur | 62 |
| Figure 3-13 : Baril instrumenté avec les sondes RT-1 et déroulement de l'essai | 63 |
| Figure 3-14 : Plan d'instrumentation du baril avec les sondes RT-1 | 63 |
| Figure 4-1 : Grain size distribution curves of the tailings..... | 70 |
| Figure 4-2 : Photo of Molded backfills showing thermal properties measurements using KD2 Pro analyser..... | 73 |
| Figure 4-3 : Variation in the thermal conductivity with respect to the curing time for CPB samples with 5% of binder and 0% of salt | 74 |
| Figure 4-4 : Variation in the volumetric heat capacity with respect to the curing time for CPB samples with 5% of binder and 0% of salt | 74 |
| Figure 4-5 : Variation in the thermal conductivity of tailings and CPB with respect to the curing temperature after a curing time of 7 days and 0% of salt..... | 75 |
| Figure 4-6 : Variation of the heat capacity of tailings and CPB as a function of curing temperature after a curing time of 7 days and 0% of salt..... | 76 |
| Figure 4-7 : Variation in the thermal conductivity of CPB with 5% binder as a function of salt concentration at a curing time of 7 days | 77 |
| Figure 4-8 : Variation in the heat capacity of CPB with 5% binder as a function of salt concentration at a curing time of 7 days | 77 |
| Figure 4-9 : Variation in the thermal conductivity of CPB with 5% of binder and 0.5% of salt as a function of curing time..... | 78 |
| Figure 4-10 : Variation of the heat capacity of CPB with 5% of binder and 0.5% of salt as a function of curing time..... | 79 |

| | |
|--|-----|
| Figure 5-1 : Average grain size distribution curves of Mine A tailings..... | 96 |
| Figure 5-2 : Columns used for testing the 1D heat transfer: a) photo of uninsulated columns (columns I, II and III) cured at laboratory ambient temperature, b) photo showing the base of the columns in steel, c) photos of insulated columns (columns IV, V and VI), and d) schematic presentation of columns IV, V and VI. | 99 |
| Figure 5-3: Columns instrumentation plan showing RT-1 sensors: a) columns (I, II and III) cured at room temperature and b) insulated columns (IV, V and VI) cooled (-10°C) at their base | 100 |
| Figure 5-4: Instrumented barrel with RT-1 sensors before (a and b) and during the test (c)..... | 101 |
| Figure 5-5: Instrumentation of the barrel with RT-1 sensor (plan view and vertical sections) ... | 101 |
| Figure 5-6: Evolution of the temperature: a) column I with PT ($B_w = 0$), b) column II with CPB ($B_w = 3\%$) and c) column III with CPB ($B_w = 5\%$)..... | 103 |
| Figure 5-7: Evolution of the temperature in columns I ($B_w = 0$), II ($B_w = 3\%$), and III ($B_w = 5\%$) for RT-1 sensors placed at 60 cm from the base | 104 |
| Figure 5-8: Evolution of temperature in the insulated columns cooled at the base: a) column IV with PT ($B_w = 0$), b) column V with CPB ($B_w = 3\%$), and c) column VI with CPB ($B_w = 5\%$) | 106 |
| Figure 5-9 : Evolution of the temperature of the backfill containing 5% of binder in the barrel cooled at -11°C as a function of elapsed time for the various sensors..... | 107 |
| Figure 5-10 : Model calibration with data from sensor B2 in the cooled barrel | 108 |
| Figure 5-11 : Comparison between measured and predicted temperatures using COMSOL Multiphysics [®] 5.2 code at 30 cm from the base of the columns I, II, and III | 110 |
| Figure 5-12 : Temperature (°C) distribution at different elapsed time for the CPB in column V cooled at the base at -10°C (263.15°K)..... | 111 |
| Figure 5-13 : Comparison between the measured and numerically predicted temperatures as a function of time in column V (cooled at the base and filled with CPB at $B_w = 5\%$): a) at 60 cm from the base of the column, b) at 30 cm from the base of the column and, c) at 1 cm from the base of the column..... | 112 |

| | |
|---|-----|
| Figure 5-14 : Distribution of temperature ($^{\circ}\text{C}$) in the barrel filled with CPB after 72 hours of curing in the cold room | 113 |
| Figure 5-15 : Comparison between simulation and laboratory results with respect to the evolution of temperature as a function of elapsed time in the barrel: a) sensor B1, b) sensor B3, c) sensors B4 and B6, and d) sensors B5 and B7 | 114 |
| Figure 5-16 : 3D view of the geometry of the mine stope and its meshing | 115 |
| Figure 5-17 : Transverse distribution of temperature along the horizontal central axis of the simulated backfilled stope (CPB and permafrost) for different curing times after CPB deposition at 14°C temperature and -6°C temperature of permafrost..... | 116 |
| Figure 5-18 : Typical temperature evolution over 28 days within the CPB at distances of 0 (interface), 0.5, 1, 2, 3, 4 and 5 m from CPB-permafrost wall interface | 117 |
| Figure 5-19 : Thickness of thawed permafrost ($T > 0$) for a CPB deposition temperature of 14°C and initial permafrost temperatures of -6°C and -10°C after curing times of : a) 7 days, b) 14 days, c) 28 days, d) 120 days, and e) 365 days (distance 0 represents the interface between the CPB and the permafrost)..... | 118 |
| Figure 5-20 : Comparison of the evolution of temperature in the middle of the CPB for one-step backfilling (instantaneous) and the two-step backfilling (instantaneous plug + instantaneous residual filling)..... | 119 |
| Figure 6-1 : Chantier RPC-pergélisol : a) géométrie et b) maillage | 126 |
| Figure 6-2 : Vue en plan (yz) de la géométrie RPC-pergélisol..... | 127 |
| Figure 6-3 : Distribution de la température à travers la moitié du RPC et le pergélisol en fonction de la distance d'application de la condition aux frontières dans le pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours..... | 129 |
| Figure 6-4 : Effet de la nature du pergélisol sur la distribution de la température à travers le RPC et pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours..... | 131 |
| Figure 6-5 : Effet de température initiale du RPC sur la distribution de la température à travers le RPC et pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours | 133 |

| | |
|--|-----|
| Figure 6-6 : Influence de la température de déposition du RPC (10, 14, 20 et 25 °C) sur l'épaisseur de dégel du pergélisol (à une température initiale de -6 °C) au tour de l'interface RPC-pergélisol : a) à 28 jours, b) à 120 jours et c) à 365 jours | 134 |
| Figure 6-7 : Effet de température initiale du pergélisol sur la distribution de la température à travers le RPC et le pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours | 136 |
| Figure 6-8 : Effet de la géométrie du chantier sur l'évolution/distributin de la température aux points A1, A2 et A3(voir Figure 6-2) si pour le chantier on varie : a) la profondeur, b) la largeur, c) la hauteur et d) l'inclinaison du chantier | 138 |
| Figure A. 1 : courbe granulométrique de distribution des grains du résidu de Goldex | 160 |
| Figure B. 1 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé sans liant..... | 164 |
| Figure B. 2 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 3 % de liant..... | 165 |
| Figure B. 3 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 5% de liant..... | 166 |
| Figure B. 4 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé sans liant à une température d'environ 5°C. | 168 |
| Figure B. 5 : Comparaison de l'évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai sans liant et drainé à 23 °C et 5 °C..... | 169 |
| Figure B. 6 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 3 % de liant..... | 170 |
| Figure B. 7 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 3 % de liant et drainé à 23 °C et 5 °C..... | 171 |
| Figure B. 8 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 5 % de liant..... | 172 |
| Figure B. 9 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 5 % de liant et drainé à 23 °C et 5 °C..... | 173 |

| | |
|--|-----|
| Figure B. 10 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai non drainé sans liant..... | 174 |
| Figure B. 11 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai sans liant drainé et non drainé..... | 175 |
| Figure B. 12 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai non drainé à 3 % de liant..... | 176 |
| Figure B. 13 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 3 % de liant drainé et non drainé..... | 177 |
| Figure B. 14 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai non drainé à 5 % de liant..... | 178 |
| Figure B. 15 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 5 % de liant drainé et non drainé..... | 179 |
| Figure C. 1 : Évolution de la température en fonction du temps dans les colonnes I, II et III à 30 cm de la base de chaque colonne | 180 |
| Figure C. 2 : Comparaison de l'évolution de la température mesurées et prédites avec le modèle COMSOL Multiphysics en fonction du temps à 60 cm de la base des colonnes I à III..... | 180 |
| Figure D. 1 : Comparaison de l'évolution des températures mesurées et prédites en fonction du temps dans la colonne IV à base refroidie remplie du remblai minier à 5 % de liant : a) Cas de la sonde à 60 cm de la base de la colonne, b) Cas de la sonde à 30 cm de la base de la colonne et, c) cas de la sonde à 1 cm de la base de la colonne | 181 |
| Figure D. 2 : Comparaison de l'évolution des températures mesurées et prédites en fonction du temps dans la colonne VI à base refroidie remplie du remblai minier à 5 % de liant : a) Cas de la sonde à 60 cm de la base de la colonne, b) Cas de la sonde à 30 cm de la base de la colonne et, c) cas de la sonde à 1 cm de la base de la colonne | 182 |

LISTE DES SIGLES ET ABREVIATIONS

| | |
|-----------------|--|
| B _w | Pourcentage du liant |
| C | Ciment |
| C _w | Pourcentage solides |
| D ₁₀ | Diamètre correspondant 10% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₂₀ | Diamètre correspondant 20% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₃₀ | Diamètre correspondant 30% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₄₀ | Diamètre correspondant 40% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₅₀ | Diamètre correspondant 50% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₆₀ | Diamètre correspondant 60% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₇₀ | Diamètre correspondant 70% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₈₀ | Diamètre correspondant 80% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| D ₉₀ | Diamètre correspondant 90% du passant cumulé sur la courbe granulométrique |
| FA | Fly ash |
| HFS | high silica fume Portland cement |
| R3D1 | Remblai à 3 % de liant drainé, échantillon 1 |
| R3D2 | Remblai à 3 % de liant drainé, échantillon 2 |
| R3ND1 | Remblai à 3 % de liant non drainé, échantillon 1 |
| R3ND2 | Remblai à 3 % de liant non drainé, échantillon 2 |
| R5D1 | Remblai à 5 % de liant drainé, échantillon 1 |
| R5D2 | Remblai à 5 % de liant drainé, échantillon 2 |
| R5ND1 | Remblai à 5 % de liant non drainé, échantillon 1 |
| R5ND2 | Remblai à 5 % de liant non drainé, échantillon 2 |

| | |
|-----------------|--|
| RPC | Remblai en pâte cimenté |
| RSLD1 | Remblai sans liant drainé, échantillon 1 |
| RSLD2 | Remblai sans liant drainé, échantillon 2 |
| RSLND1 | Remblai sans liant non drainé, échantillon 1 |
| RSLND2 | Remblai sans liant non drainé, échantillon 2 |
| T ₁₀ | Ordinary Portland cement |
| T ₅₀ | Portland cement type V |
| UCS | Unconfined compressive strength (résistance en compression simple) |
| URSTM | Unité de recherche et de service en technologie minérale |
| w | Eau |

LISTE DES ANNEXES

| | |
|---|-----|
| Annexe A – Caractérisaaiion du rsidu de goldex..... | 160 |
| Annexe B – Develpement de la méthode de mesure des propriétés thermiques des remblais à base de residu de Goldex..... | 161 |
| Annexe C – Complément resutats colonnes NON refroidies à la base et NON isolées thermiquements | 180 |
| Annexe D – Complément resutats colonnes refroidies à la base et isolées thermiquements | 181 |

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Problématique

L'industrie minière produit des revenus indispensables pour l'économie de plusieurs pays à travers le monde. L'exploitation minière génère de grandes quantités de rejets, d'une part les roches stériles et d'autre part les rejets de concentrateur ou résidus miniers. Lorsque ces rejets contiennent des sulfures métalliques, ils peuvent générer du drainage minier acide (Aubertin et al., 2002), et du drainage neutre contaminé (Plante et al., 2011; Demers et al., 2013; Plante et al., 2014).

La législation environnementale de plus en plus stricte contraint les entreprises minières à développer des techniques de gestion des rejets miniers environnementalement acceptables et économiquement viables. Parmi les techniques développées, on peut citer l'utilisation d'une part des résidus miniers dans la fabrication des remblais miniers en pâte cimenté (RPC) et hydrauliques et d'autre part l'utilisation des roches stériles pour la fabrication de remblais rocheux. L'utilisation de ces remblais permet de retourner un grand tonnage (allant jusqu'à 50 %) des rejets du concentrateur dans les excavations souterraines et par conséquent, de réduire la quantité à stocker en surface (Hassani & Archibald, 1998). Le rôle primaire de ces remblais est néanmoins de stabiliser les chantiers des mines souterraines (excavations créées pendant l'extraction du minerai). Ce rôle de support secondaire de terrains favorise la poursuite et la maximisation de la récupération du minerai.

Le RPC est de plus en plus utilisé dans les mines souterraines modernes. Le remblai étant utilisé à des fins de support secondaire de terrain, il est important de prédire le comportement mécanique de ce dernier avec le temps, la température, etc. Bien que le RPC soit d'utilisation courante dans les mines canadiennes depuis quelques décennies, il demeure un matériau très complexe et mal connu à cause de sa nature évolutive depuis sa préparation, son transport jusqu'à son durcissement après sa mise en place sous terre (Benzaazoua et al., 2002). Cela montre pourquoi les recherches se poursuivent sur l'optimisation de recettes de mélanges des RCPs, malgré certains progrès scientifiques réalisés au cours de ces dernières années. Plusieurs travaux de recherche ont été réalisés sur le comportement thermique (transfert de chaleur) du remblai minier en pâte cimenté et matériaux similaires et leur impact sur l'aspect mécanique dans les

zones tempérées (p. ex. Putkonen, 1998; Nasir & Fall, 2009; Nasir & Fall, 2010; Pinel & Beausoleil-Morrison, 2012; Wu et al., 2012; Ghirian & Fall, 2013; Wu et al., 2013).

Dans les zones froides avec pergélisol, on note également depuis quelques années l'utilisation de remblais spécifiques gelés (mélange de roches concassées, de résidus, d'eau qui va constituer un liant après gel (Cluff & Kazakidis, 2012) et du remblai cimenté à la glace (Bandopadhyay et Izaxon, 2004). Han (2011) a étudié le comportement mécanique du remblai minier en pâte gelé au laboratoire. Il a observé que le remblai minier en pâte gelé avec ou sans liant offre de bonnes propriétés mécaniques, comparativement aux mêmes types de remblais dans les zones tempérées. La question est de savoir le temps requis pour que le RPC mis en place dans un chantier minier dans le pergélisol gèle dans son ensemble. .

L'emploi du RPC dans les mines souterraines délimitées par les parois du pergélisol en milieu nordique reste peu appliqué et peu documenté, bien que la technique soit de plus en plus considérée comme viable compte tenu des avantages du RPC. Les défis dans ces conditions résident en général dans la formulation d'une recette de RPC pouvant être transporté et placé dans les chantiers souterrains sans être gelé. Il doit également atteindre la résistance mécanique visée (en général dans un délai de 28 jours) dans des conditions de cure à basse température. Plusieurs facteurs devraient influencer le temps requis pour le gel du RPC. Il s'agit de la température de déposition du remblai, de la taille du chantier, de la quantité d'eau de gâchage, de la composition minéralogique de la roche-mère du pergélisol, de la température des parois et de l'air ambiant. L'utilisation de sels de déglacage du minerai et la diminution de la température de congélation de l'eau sur le site minier ainsi que la salinité naturelle de l'eau du pergélisol (Hivon & Segó, 1993, 1995; Kokelj & Lewkowicz, 1999) représentent également un facteur d'influence inexploré jusqu'à présent.

Pour la formulation au laboratoire de recettes susceptibles de développer la résistance mécanique requise dans les délais requis, il est indispensable de connaître l'évolution de la distribution de la température à travers la masse du RPC placée dans des parois gelées du pergélisol. Si les conditions thermiques de cure du RPC peuvent être estimées d'avance, la formulation de la recette peut être réalisée de façon plus fiable et adaptée aux conditions de cure dans le pergélisol. En effet, la température à laquelle la cure des échantillons pouvant servir à l'optimisation de la

résistance mécanique au laboratoire deviendrait possible d'être fixée. La formulation de la recette sera étudiée en dehors de ce projet.

Il y a donc un intérêt évident à étudier le comportement thermique du RPC dans le pergélisol dans le but de comprendre les conditions thermiques de cure du RPC. Puisque les dimensions des chantiers miniers souterrains remblayés ne peuvent pas être reproduites physiquement au laboratoire, le recours aux outils numériques utilisant un modèle calibré et validé constitue une bonne alternative. Ce calibrage et cette validation ont été réalisés à l'aide de données obtenues au laboratoire faute de données de terrain.

1.2 Objectifs du projet

L'objectif principal de cette recherche est de développer de nouveaux outils pour prédire les conditions thermiques de cure du remblai minier en pâte cimenté à l'échelle d'un chantier souterrain dans le pergélisol. Les trois objectifs spécifiques sont les suivants :

- 1) étudier l'évolution des propriétés thermiques durant la cure du RPC à différentes températures et en fonction de la salinité à l'aide d'un analyseur des propriétés thermiques ;
- 2) calibrer et valider un modèle numérique à l'aide de données expérimentales obtenues par des modèles physiques simulant le transfert de chaleur unidimensionnel et tridimensionnel durant la cure du RPC au laboratoire sous différentes conditions thermiques.
- 3) Évaluer la distribution de température par des modélisations numériques du transfert de chaleur entre les parois du pergélisol et le remblai avec le module « *Heat Transfer* » du code COMSOL Multiphysics®.

1.3 Structure du document

Pour atteindre les objectifs spécifiés au paragraphe 1.2, le document est structuré comme suit :

- Le chapitre 1 porte sur une introduction générale qui parle de la problématique de la recherche, les objectifs poursuivis, la structure du document ainsi que l'originalité et les retombés de la recherche.
- Le chapitre 2 porte sur la revue de littérature du remblai en pâte cimenté. Des généralités sur le RPC sont d'abord présentées : l'historique de la technique de remblayage, les principaux

types de remblais, les composantes, la préparation, le transport et la cure du RPC ainsi que les propriétés hydrogéotechniques des RPCs. Les propriétés thermiques des RPCs sont ensuite présentées. Ici, on insiste sur les facteurs qui influencent la conductivité et la capacité thermiques des RPCs. Finalement, ce chapitre 2 décrit les différents modes de transfert de chaleur, établit l'équation qui gouverne le transfert de chaleur dans les matériaux poreux et passe en revue quelques études sur le transfert de chaleur dans les RPCs.

- Le chapitre 3 décrit la méthodologie de travail adoptée. Les propriétés physiques et minéralogiques des résidus miniers utilisés dans ce projet sont d'abord présentées. On présente ensuite la démarche utilisée pour étudier l'évolution des propriétés thermiques durant la cure des résidus en pâte (RP) et de RPCs à différentes températures en tenant compte de la salinité de l'eau de mélange. Enfin, on décrit les dispositifs utilisés pour étudier le transfert de chaleur en 1D et 3D durant la cure du RPC au laboratoire ainsi que la procédure de modélisation numérique avec le module « *Heat Transfer* » du code COMSOL Multiphysics®.
- Le chapitre 4 présente les résultats sur l'évolution des propriétés thermiques durant la cure de RP et de RPCs à différentes températures en tenant compte des effets du pourcentage de liant et de la salinité de l'eau de mélange. Les résultats sont présentés sous la forme d'un article de conférence intitulé : « *Preliminary study of the influence of temperature and salinity on the thermal properties of hardening cemented paste backfill* ». Cet article a été présenté à la 68^e Conférence Canadienne de Géotechnique et 7^e Conférence Canadienne sur le Pergélisol à l'automne 2015. Des résultats complémentaires sont présentés en Annexes A et B.
- Le chapitre 5 présente d'abord les résultats des simulations physiques de transfert de chaleur 1D et 3D au laboratoire. Les résultats du calage et de la validation des modèles numériques développés avec le module « *Heat Transfer* » du code COMSOL Multiphysics® à l'aide de données de simulations physiques sont ensuite présentés. Enfin, on présente un cas d'application de modèle validé à la prédiction des conditions thermiques de cure du RPC sous les conditions aux frontières des chantiers miniers dans le pergélisol. Tous ces résultats sont présentés sous la forme d'un article de revue intitulé : « *Mine backfilling in permafrost : validation of a numerical model of heat transfer with laboratory data and prediction of*

thermal curing conditions». Cet article a été soumis à la revue *International Journal of Heat and Mass Transfer*.

- Le chapitre 6 discute des résultats présentés dans ce document. Il vise principalement à compléter l'information présentée au chap. 5 en étudiant l'influence de divers paramètres (les types de roches du pergélisol, la température initiale du RPC, et du pergélisol, et la géométrie de chantiers) sur les conditions thermiques de cure des RPCs dans le pergélisol.
- Enfin le dernier chapitre 7 présente la conclusion générale, les recommandations et perspectives de recherche.

1.4 Originalité et retombées de la recherche

La température reste un facteur très important dans la préparation, le transport, la mise en place et durant la cure du remblai dans les chantiers souterrains. Le comportement thermique du RPC curant dans le pergélisol reste peu documenté jusqu'à date. La majorité des études qui abordent cet aspect sont consacrées à des remblais spécifiques gelés (mélange de roches concassées, résidus et glace, remblai cimenté à la glace ou RPC à des teneurs en liants élevées) curés dans les conditions du climat tempéré et/ou du pergélisol. La plupart des modèles qui prédisent la distribution de température dans ce type de remblais sont en 2D alors que la représentation réelle de chantiers est en 3D. D'autre part, le développement des modèles nécessite la connaissance préalable des propriétés thermiques telles que la conductivité et la capacité thermiques. Plusieurs facteurs (température, pourcentage du liant, teneur en eau, ...) pouvant influencer ces propriétés ont été étudiés. Par contre, d'autres facteurs d'influence sur ces propriétés thermiques comme la salinité de l'eau (de l'eau du pergélisol et de sels de déglacage de minerais), le gel ne sont pas considérés dans la plupart des travaux. L'originalité de ce travail est la construction de modèle numérique en 3D qui intègre les propriétés thermiques, lesquelles tiennent compte de l'effet de la salinité et du gel comme facteurs d'influence. Il s'agit d'un modèle capable de prédire la distribution de température dans le vrai RCP curé dans les conditions du pergélisol. Ce modèle a été préalablement calibré et validé à l'aide de données expérimentales obtenues au laboratoire, ce qui n'avait pas encore été réalisé.

A l'issue de cette étude, les premiers outils d'aide à la conception appropriée du RPC curant dans le pergélisol seront mis à disposition de l'industrie minière. La prédiction des conditions

thermiques de cure du RPC confinée entre les parois gelées du pergélisol permettra de bien cibler les tests à réaliser au laboratoire pour une formulation de recettes adaptées aux conditions de cure dans le pergélisol (design des propriétés mécaniques). En effet, il deviendrait possible de fixer la température à laquelle la cure des échantillons devant servir à optimiser la résistance mécanique doit être faite au laboratoire. La stabilité des chantiers miniers souterrains pourra être assurée avec plus de confiance, contribuant ainsi à la sécurité des travailleurs.

CHAPITRE 2 TRANSFERT DE CHALEUR DANS LES MATÉRIAUX POREUX

Ce chapitre aborde d'abord les notions de RPC d'une manière générale, c'est-à-dire, son historique, sa classification, sa préparation, son transport et sa mise en place. L'évaluation de la résistance en compression simple des RPCs est ensuite présentée ainsi que les différents facteurs d'influence. Enfin, ce chapitre présente les propriétés thermiques des matériaux poreux (incluant le RPC) et le phénomène de transfert de chaleur dans ces mêmes matériaux.

2.1 Généralités sur les remblais miniers

L'utilisation du remblai en pâte cimenté comme support de terrain dans les excavations souterraines favorise la stabilité des excavations créées après l'extraction du minerai et permet une optimisation de l'exploitation des gisements en ce qui concerne le contrôle de terrain lors de la récupération du minerai. Face aux défis économiques et environnementaux, le remblayage est aussi employé dans les mines souterraines aux fins de gestion environnementale des rejets d'exploitations minières. Les exploitants miniers favorisent le retour sous terre du maximum de rejets miniers pour empêcher ou réduire l'ampleur du problème des DMA et DNC.

2.1.1 Historique

Le remblayage dans les mines canadiennes est pratiqué depuis près d'une centaine d'années (Benzaazoua et al., 2005). C'est vers les années 1864, que l'application d'un remblai (remblai pulpeux cimenté) a pris naissance pour soutenir une église contre l'affaissement (Piciacchia, 1987; Crandall, 1992;). Un des premiers documents sur les remblais consolidés est apparu en 1933. Ce remblai était composé d'un résidu de pyrrhotine mélangé avec du laitier, et il était utilisé dans la mine Horne de Noranda au Canada (Landriault, 2001). Vers la fin des années 1940, on note l'apparition de remblais hydrauliques composés de matériaux fins non-consolidés. Pour améliorer leurs performances, une idée d'ajouter 3 à 7 % de ciment au remblai hydraulique fut son apparition vers les années 1950 (Landriault, 2001). En 1960, c'est l'introduction des remblais hydrauliques cimentés qui a permis le recours entre autres, à des méthodes d'exploitation minières longs trous. Ces méthodes permettent d'abattre par tranches verticales successives le bloc de minerai. En 1980, les techniques de mélanges hydraulique-rocheux cimentés et celles du

remblai rocheux cimenté furent leurs apparitions. Ce n'est que vers les années 1990 que les remblais à haute densité et les remblais miniers en pâte cimentés firent leur apparition (Udd, 1989; Crandall, 1992; Landriault, 2001; Potvin & Thomas, 2005).

Le recours au remblai minier en pâte cimenté a été avantageux pour les industriels tant du point de vue économique, environnemental, géomécanique et sécuritaire. C'est vers les années 2000 que la technique de remblayage avec les RPCs a développée des performances permettant l'application d'une véritable méthode de gestion intégrée des résidus miniers (Bois et al., 2005).

2.1.2 Principaux types de remblais

Il existe trois principaux types des remblais classiques : le remblai rocheux, le remblai hydraulique et le remblai en pâte cimenté. D'autres types de remblais spécifiques pour les chantiers dans le pergélisol ont aussi été proposés. Ces remblais sont décrits brièvement ci-dessous.

2.1.2.1 Remblais rocheux

Le remblai rocheux est constitué principalement de roches stériles mélangés parfois avec du liant qui va permettre de cimenter le remblai en vue de donner une meilleure résistance mécanique à l'ensemble du remblai. La caractéristique générale de ce type de remblai est sa granulométrie qui est très grossière et assez étalée (Hassani & Archibald, 1998). Il se caractérise par un bon drainage et un faible degré de saturation initial. Son transport et sa mise en place se fait dans un état relativement sec. Le remblayage rocheux permet d'augmenter la stabilité des chantiers souterrains tout en limitant la quantité de stériles à stocker sur les aires en surface. Ce type de remblai est reparti sous terre à l'aide d'un réseau de cheminées. Il est transporté vers les chantiers par convoyeur ou par camion, selon la géométrie du chantier. La mise en place du remblai rocheux peut entraîner des coûts élevés et conduire à une ségrégation des particules qui peuvent avoir un impact négatif sur la résistance mécanique (Farsangi, 1996).

Le remblai rocheux peut être classifié en quatre catégories (Hassani & Archibald, 1998; Belem, 2015, notes de cours) :

- a) RF (RockFill): est un remblai rocheux constitué de roches stériles, concassées ou non, sans agents liants. Il offre un support mécanique à travers le poids qu'il exerce sur les murs.

- b) CRF (Cemented RockFill) : ce type de remblai rocheux est constitué de stériles concassés où l'on ajoute un coulis de liant (proportion variant entre 5 et 6%), ce qui lui donne une bonne résistance mécanique et offre un meilleur support de terrain. Cette résistance peut cependant être affectée par la ségrégation des particules.
- c) CSRFF (Cemented Sand RockFill) : il s'agit d'un remblai rocheux similaire au CRF à l'exception du fait que l'on ajoute du sable (5 à 10 %). Le sable et le liant sont ajoutés progressivement avec la mise en place du remblai afin de remplir les vides et produire un remblai plus dense. Ce type de remblai pose moins de problèmes liés à la ségrégation par rapport au CRF et offre par conséquent de meilleures résistances mécaniques que celle obtenue avec le CRF.
- d) CSWF (Cemented Sand WasteFill) : ce type de remblai s'obtient en laissant les stériles en place dans les chantiers et en ajoutant sur le dessus un mélange contenant du sable et un liant. Le mélange percole à travers les stériles, ce qui permet d'augmenter la résistance mécanique. À la fin, la proportion de liant est d'environ 5 à 6%. La difficulté avec cette méthode est qu'il est difficile de s'assurer de la percolation du liant à travers toute la masse des stériles.

Le choix d'un type de remblai rocheux dépend principalement de la fonction qu'on souhaite lui attribuer et de son comportement anticipé pendant et après sa mise en place dans le chantier. La préparation de remblais rocheux requiert un contrôle de qualité. Ce contrôle implique la vérification de la granulométrie des stériles, de quantités de liants ajoutés, de la qualité de l'eau et de la mesure des débits de mélange avec le coulis de liant envoyés sous terre (Belem, 2015, notes de cours). En ce qui concerne son transport et sa mise en place, il faut noter qu'une fois que le remblai est préparé, on doit l'amener aux sous-niveaux d'intérêt à l'aide de cheminées de transport. Durant ce transport, la distribution granulométrique des stériles évolue suite aux contacts entre la roche et les parois de la cheminée (ségrégation). Il est important de prévoir cette évolution granulométrique puisque les fines peuvent affecter négativement la résistance. Une étude a été menée lors des opérations de remblayage à la mine Kidd Creek en Ontario. L'étude avait porté sur des chantiers dont la hauteur variait entre 60 et 105 m, la largeur entre 15 et 18 m et la longueur entre de 30 et 60 m, la hauteur de chute variait de 30 à 45 m. Cette étude a montré que la ségrégation des particules au sein des chantiers souterrains est due à la différence des

vitesses de déposition des particules (Farsangi, 1996). Les particules grossières se classent au bas du cône de déposition, tandis que les particules fines restent en haut du cône comme dans le cas des haldes à stériles (Aubertin et al., 2002).

2.1.2.2 Remblais hydraulique

Le remblai hydraulique (RH) est un produit obtenu à partir des rejets de concentrateur, d'eau et de liants (voir section 2.1.3.2). Les étapes de préparation d'un remblai hydraulique sont résumées à la Figure 2-1 :

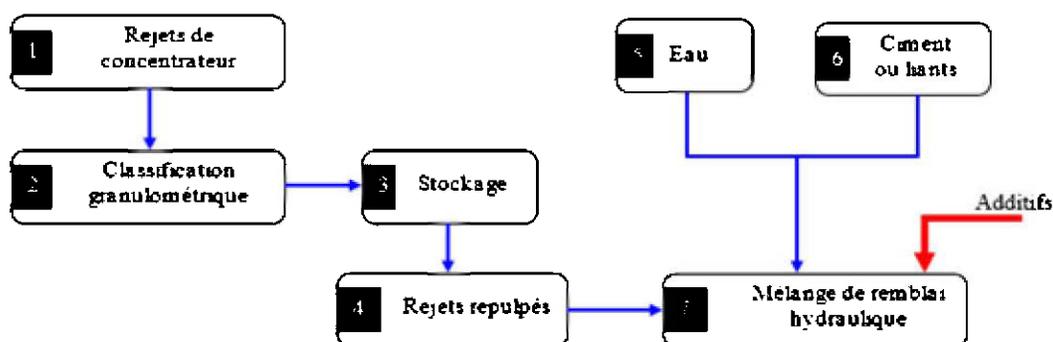


Figure 2-1 : Schéma de préparation du remblai hydraulique (adapté de Hassani & Archibald, 1998)

Le transport est assuré par gravité et/ou par pompage du RH à travers un réseau de trous et de tuyaux menant jusqu'aux chantiers. Son pourcentage solide varie entre 60 à 75 %. Le RH est caractérisé par une résistance mécanique souvent plus faible que celles de remblais rocheux et en pâte cimenté. L'ajout du liant dans ce type de remblai est bénéfique lorsqu'au moins une des faces du remblai est exposée au minage des chantiers adjacents. La pratique du remblayage hydraulique ne demande pas non plus beaucoup de moyens en ce qui concerne l'entretien du réseau de distribution et elle permet de diminuer les étendues d'entreposage des résidus en surface. Il est indispensable de recourir à la construction de barricades hydrostatiques lorsqu'on envisage cette technique de remblayage. Il est aussi recommandé de pomper et de gérer les eaux de drainage (Hassani & Archibald, 1998).

2.1.2.3 Remblais en pâte cimenté

Le remblai en pâte cimenté (RPC) est constitué principalement de trois composantes (Figure 2-2) : le solide, l'eau de mélange et le liant (voir détails à la section 2.1.3). Habituellement, le

solide est constitué de résidus miniers sont généralement filtrés (jusqu'à un pourcentage solide compris entre 75 et 85 %) (Benzaazoua et al., 2002; Yao et al., 2012). L'agent liant (proportion comprise entre 3 et 7 %) peut être du ciment Portland avec ou sans ajouts minéraux (cendres volantes, scories, fumées de silice, kaolin, chaux, boues, ...). La présence du liant dans le RPC permet d'obtenir la résistance désirée, et celle de l'eau de mélange assure la consistance désirée. Cette consistance peut être exprimée en termes d'affaissement au cône standard d'Abrams ou *slump*. Cet essai a été à l'origine conçu pour la détermination de la consistance des bétons. Pour faciliter le transport et l'acheminement du remblai dans les excavations souterraines, l'affaissement au cône idéal des RPC est compris entre 17,8 cm (7 pouces) et 25 cm (10 pouces) (Landriault et al., 1997; Belem et Benzaazoua, 2003). Le pourcentage de solides est en général compris entre 70 et 85%. Ces trois principaux ingrédients (résidus, liant, eau) sont pesés, mélangés et malaxés afin d'obtenir une pâte qui durcira (acquisition de résistance mécanique) au cours du temps à court, moyen et long termes. Des adjuvants tels que les superplastifiants peuvent être incorporés dans le RPC à des fins de contrôle de la consistance et de la rhéologie du RPC.

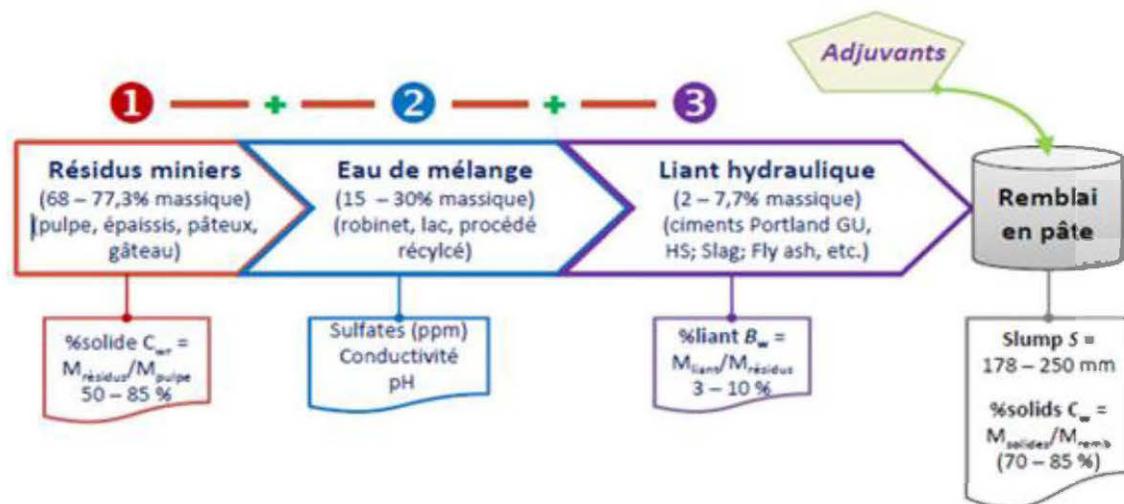


Figure 2-2 : Paramètres et composition du remblai en pâte (tiré de notes de cours, Belem, 2015)

2.1.2.4 Remblais pour les chantiers dans le pergélisol

Les remblais gelés ont été proposés pour les chantiers ouverts dans le pergélisol. Une des formes de remblai gelé a été développée par [Bandopadhyay et Izaxon \(2004\)](#) : le remblai cimenté à la glace. La préparation de remblayage est réalisée en mettant en place, sans compactage, une couche de roches broyées qui est ensuite aspergée d'eau. L'eau qui remplit les vides est ensuite gelée par refroidissement avec l'air extérieur (naturellement disponible en hiver), ce qui augmente la résistance du remblai en lui donnant un comportement mécanique semblable à celui de la glace. C'est seulement quand cette couche est gelée que la couche sus-jacente peut être mise en place. Les auteurs ont développé et testé un modèle numérique par différences finies pour analyser les effets de divers paramètres sur le gel des remblais cimentés à la glace. Ils ont constaté que la température de l'air et de l'épaisseur des couches de remblai sont les deux facteurs les plus importants qui affectent le temps requis pour le gel du remblai. La température initiale de l'encaissant (pergélisol) avait moins d'influence sur le temps de gel. Il est possible d'optimiser ce temps par un contrôle de la température de l'air et de l'épaisseur de la couche ([Bandopadhyay et Izaxon, 2004](#)).

[Cluff et al., \(2010\)](#) ont développé et breveté un remblai basé sur un mélange optimal de roches stériles, de résidus, d'eau et de glace. Cette glace permet de minimiser le temps nécessaire pour avoir un remblai gelé ayant la résistance souhaitée. Des ventilateurs de refroidissement sont nécessaires afin d'accélérer le gel de la masse de remblai ([Cluff & Kazakidis, 2012](#)).

2.1.3 Composantes du remblai en pâte cimenté

2.1.3.1 Résidus miniers

Les résidus miniers sont usuellement entreposés dans des parcs à résidus sous forme de suspension (suspended tailings) ou pulpe (voir Figure 2-3), à des pourcentages solides C_w inférieur à 45 % ([Vick, 1990](#); [Aubertin & Chapuis, 1991](#); [Aubertin et al., 2002](#)). Il existe pour ces résidus une vitesse d'écoulement critique en dessous de laquelle il y aurait ségrégation et sédimentation durant leur transport dans les pipelines. Leur stockage nécessite de digues de retenue et leur pente de déposition varie de 1 à 2 %.



Figure 2-3 : Pulpes de résidus en suspension rejetée dans un parc à résidus (Bussiere, 2007)

Lorsque le pourcentage solide des résidus augmente ou quand leur teneur en eau massique diminue, les résidus miniers peuvent se présenter sous forme épaissie, pâteuse ou filtrée (Crowder, 2004; Martin et al., 2006 et Deschamps et al., 2009). À titre indicatif, le pourcentage solide des résidus peut aider à définir ces différentes formes de résidus (mais les valeurs données ci-dessous ne sont pas absolues).

- Résidus épaissis (thickened tailings): sont caractérisés par un pourcentage solide C_w compris entre 45 et 70 %. Leur transport est assuré au moyen d'un pipeline à l'aide de pompes centrifuges. Ils présentent également une vitesse d'écoulement critique en dessous de laquelle la sédimentation se ferait sans ségrégation des particules. Les résidus épaissis ont une pente de déposition de 1 à 3 % et nécessite de digues de retenue.
- Résidus en pâte (paste tailings) : le pourcentage solide C_w pour ces résidus varie de 70 et 85 %. Ils ne présentent pas de vitesse d'écoulement critique. Aucune ségrégation ni sédimentation n'est constatée après leur décharge dans le parc à résidus. Leur pente de déposition est supérieure à celles de résidus épaissis.
- Résidus filtrés (filtered tailings) : dans ce cas, le pourcentage solide C_w est supérieure à 85 %. On parle aussi de gâteau de filtration « *filter cake* ». Leur transport nécessite un camion ou un convoyeur par ce qu'ils ne peuvent pas être pompés. Ce sont les résidus filtrés qui sont utilisés pour la fabrication de remblai en pâte cimenté.

Selon une étude portant sur 13 échantillons de résidus prélevés au bout du tuyau de déposition dans les mines du Québec (Bussiere, 2007), la distribution granulométrique montre que les diamètres D_{10} et D_{60} varie entre 0,0009 et 0,006 mm, et 0,01 et 0,08 mm, respectivement. Le

coefficient d'uniformité C_U varie entre 10 et 30. Le pourcentage de passant par la maille de tamis de 0,002 mm (2 μm) est compris entre 4 et 20 % tandis que le pourcentage des passants au tamis de 0,08 mm (80 μm) est compris entre 60 et 100 %.

La granulométrie des résidus a un rôle majeur sur les propriétés rhéologique, hydrauliques et mécaniques du remblai en pâte cimenté. Habituellement, une granulométrie étalée et bien classée donne au remblai en pâte des bonnes propriétés hydrauliques et mécaniques (Benzaazoua et al., 2002; Fall et al., 2004; El Aatar, 2011). La Figure 2-4 présente le fuseau granulométrique des résidus utilisés dans l'élaboration du remblai en pâte au Canada (Yilmaz et al. 2011). Ce fuseau a été obtenu à partir de résidus miniers de 11 mines du Québec et de l'Ontario (Yilmaz et al., 2011).

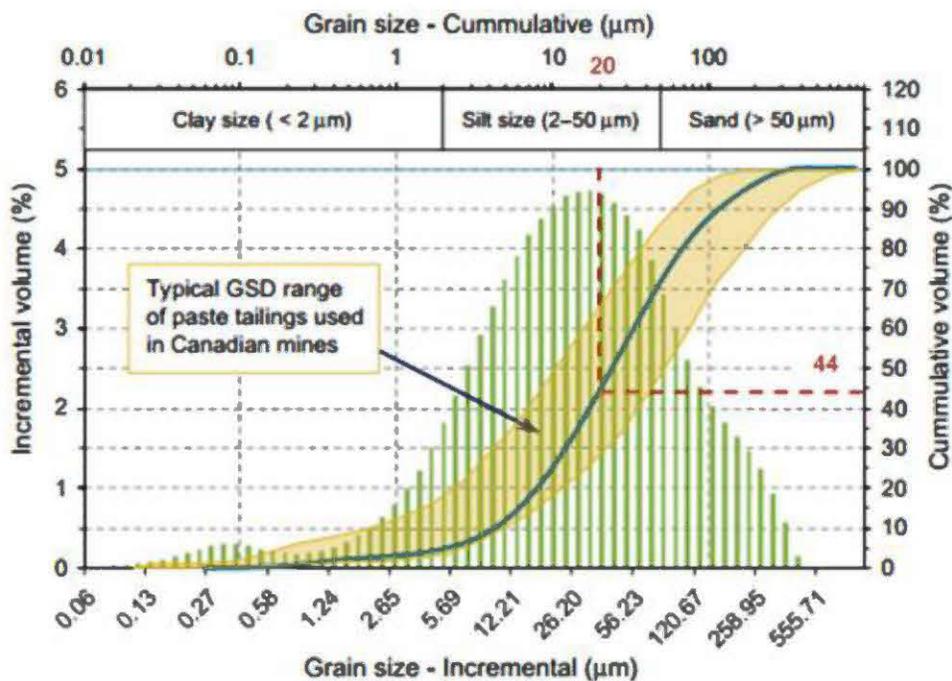


Figure 2-4 : Fuseau granulométrique utilisé dans l'élaboration du remblai en pâte cimenté au Canada (Yilmaz et al., 2011)

2.1.3.2 Liant

Le ciment est l'agent liant le plus largement utilisé en raison de sa disponibilité et de sa polyvalence (Tariq & Yanful, 2013). Dans la solidification à base de ciment, l'eau dans les rejets réagit chimiquement avec le ciment pour former des minéraux hydratés. C'est la formation d'hydrates dans un composé qui permet d'assurer une certaine cohésion (qui augmente avec le temps) et par conséquent la cimentation et la résistance mécanique du composé. Les autres matériaux fournissent la résistance en cisaillement. Il existe plusieurs types de liants utilisés dans la fabrication des RPCs, on peut citer entre autre (notes de cours Belem, 2015): le ciment portland, le laitier de haut fourneau (ou slag), les cendres volantes (ou fly ash), la fumée de silice (ou silca fume) et, l'argile (kaolinite) calcinée (ou calcined clay).

La scorie ou slag, en combinaison avec le ciment portland, offre de meilleurs résultats surtout en termes de résistance mécanique du RPC. Le recours à la scorie permet de palier aux problèmes d'attaques sulfatiques dans le cas où on a recours aux résidus sulfurés dans la fabrication du RPC. Le problème avec la scorie est qu'elle coûte de plus en plus cher (Benzaazoua et al., 2001 et Notes de cours Belem, 2015).

Concernant le ciment Portland ; il en existe plusieurs types et ASTM C 1157 les nomme selon leur performance. On peut citer le type :

- GU : General Use (ciment à usage général) ;
- MS : Moderate Sulfate Resistance (ciment à résistance aux sulfates modérée) ;
- MH : Moderate Heat of Hydration (ciment à chaleur d'hydratation modérée) ;
- HE : High Early-Strength (ciment à haute résistance initiale) ;
- LH : Low Heat of Hydration (ciment à faible chaleur d'hydratation) ;
- HS : High Sulfate Resistance (ciment à haute résistance en sulfate).

Ces ciments diffèrent par les proportions de leurs compositions chimiques et leur finesse (exprimé en termes de surface spécifique) tel que présenté dans le

Tableau 2.1. Dans ce tableau, C_3S , C_2S , C_3A et C_4AF représentent respectivement le silicate tricalcique ($3CaO.SiO_2$), le silicate dicalcique ($2CaO.SiO_2$), l'aluminate tricalcique ($3CaO.Al_2O_3$) et le Ferroaluminate tétracalcique ($4CaO.Al_2O_3.Fe_2O_3$).

Tableau 2.1 : Composition chimique de types des ciments Portland ; adapté de (Taylor et al., 2006)

| Type de ciment | Composition de la phase potentielle | | | | Surface spécifique (m ² /kg) |
|----------------|-------------------------------------|----------------------|----------------------|-----------------------|---|
| | C ₃ S (%) | C ₂ S (%) | C ₃ A (%) | C ₄ AF (%) | |
| GU | 54 | 18 | 10 | 8 | 369 |
| MS et MH | 55 | 19 | 6 | 11 | 377 |
| HE | 55 | 17 | 9 | 8 | 556 |
| LH | 42 | 32 | 4 | 15 | 340 |
| HS | 54 | 22 | 4 | 13 | 373 |

La finesse du ciment (exprimée en termes de surface spécifique) est aussi indiquée dans le Tableau 2.1. Cette finesse affecte la quantité de chaleur dégagée lors de l'hydratation. Une plus grande finesse du ciment augmente la vitesse de formation des hydrates du ciment et donc accélère le développement de la résistance. Le ciment HE ayant la plus grande surface spécifique (favorable pour une prise initiale rapide) développe donc une bonne résistance mécanique. Pour la présente étude portant sur les milieux très froids, le choix a été porté sur le ciment à prise rapide HE (qui a la plus grande surface spécifique).

2.1.3.3 Eau de mélange

Pour atteindre la consistance voulue favorisant le transport du RPC, il est important de rajouter de l'eau aux résidus filtrés qui contenaient déjà une faible quantité d'eau après filtration. Cette eau rajoutée peut être soit une eau fraîche ou l'eau de procédé de la mine. Généralement, plus il y a d'eau, moins bonne sera la résistance mécanique acquise durant les différentes étapes de cure du RPC. Il faut trouver l'optimum pour que le RPC contienne le moins d'eau possible, tout en étant transportable (slump désiré). Cet optimum peut varier pour une même opération, selon la variabilité de la densité spécifique du rejet ou d'autres facteurs reliés au réseau de distribution. Il faut noter que certains RPC ont une plus grande demande en eau que d'autres, selon le type de ciment et le type de rejet.

Pour ce projet, de l'eau saline a été utilisée. La salinité naturelle de l'eau du pergélisol (Hivon & Sego, 1993, 1995; Kokelj & Lewkowicz, 1999) ainsi que l'utilisation de sels de déglacage du minerai sur le site minier confèrent une concentration en sels résiduelle à l'eau de résidus (même après désalinisation)

2.1.4 Préparation et transport du remblai en pâte cimenté

2.1.4.1 Préparation du remblai en pâte cimenté

Dans toutes les mines faisant appel au remblayage par le RPC, l'usine du remblai est implantée à proximité de l'usine de traitement des minerais (qui est toujours en surface) afin de simplifier la récupération des résidus. La Figure 2-5 présente le schéma général typique de la procédure de fabrication du RPC dans une usine de remblai (Belem et al., 2003). Ce schéma comprend les étapes suivantes (Belem et al., 2003) :

- Épaississage de résidus humides (ou pulpe) à l'aide d'épaississeurs en vue de rendre leur pourcentage solide massique C_w à environ 55 %;
- Filtration des résidus à l'aide de filtres à disques ou de filtres presse pour remonter le pourcentage solide C_w entre 70 et 82 %;
- Ajout du liant hydraulique dans une proportion située entre 3 et 7 % de la masse totale de résidus filtrés secs ;
- Ajout de l'eau de mélange pour atteindre un affaissement (ou slump) optimal compris entre 6 et 10 pouces ;
- Malaxage du mélange ainsi formé généralement dans un malaxeur à vis de grande puissance (en continue ou discontinu) pendant 45 secondes à une minute ;
- Distribution du RPC sous-terre (voir détails à la section 2.1.4.2).

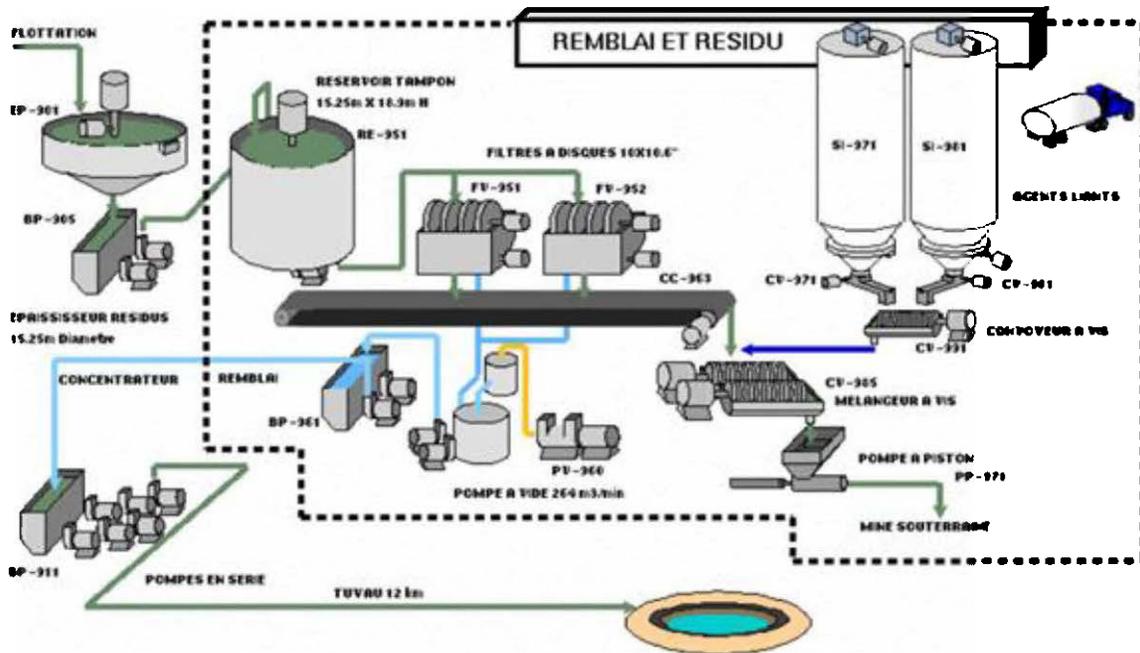


Figure 2-5 : Schéma typique de la procédure complète de la fabrication du remblai en pâte à l'usine (Belem et al., 2003)

2.1.4.2 Transport du remblai en pâte cimenté

Comme présenté à la Figure 2-6, il existe trois configurations possibles pour le transport du RPC de la surface vers les excavations souterraines, soit le système par gravité, le système par pompage et gravité, et le système par gravité et pompage (Thomas, 1979).

Le système par gravité convertit la charge verticale générée par le remblai en une pression horizontale. Il génère des pressions aux points de départ raisonnables qui limitent les ruptures de conduites et les interruptions de production. Le circuit de ce système est développé progressivement en fonction de l'évolution de la mine. Les coûts de maintenance peuvent être élevés. Dans le système par gravité suivi du pompage, le pompage n'est pas toujours nécessaire si le rapport des distances verticale/horizontale est favorable. Par contre si le rapport des distances verticale/horizontale est petit, une énergie externe (pompage) est nécessaire pour le transport dans la section horizontale. Quand le rapport distances verticale/horizontale est grand, les pressions aux points de départ sont importantes et il y a risque de rupture des pipelines. Pour le système par pompage suivi de gravité, on note la facilité à installer et à inspecter le système. Les installations de la pompe étant en surface, sa maintenance est facile. Le problème avec ce système est que le transport nécessite un long trou de forage pour acheminer le remblai sous terre, ce qui exige une

forte pression de pompage au point de départ. La partie de la canalisation de ce système exposée en surface peut poser problème en cas de gel en climat froid (Belem & Benzaazoua, 2004; notes de cours Belem, 2015). Kalonji (2016) a étudié le transport du remblai cimenté en pâte en conditions nordiques à l'aide de modèles numériques incluant les échanges de chaleur entre le RPC et l'extérieur.

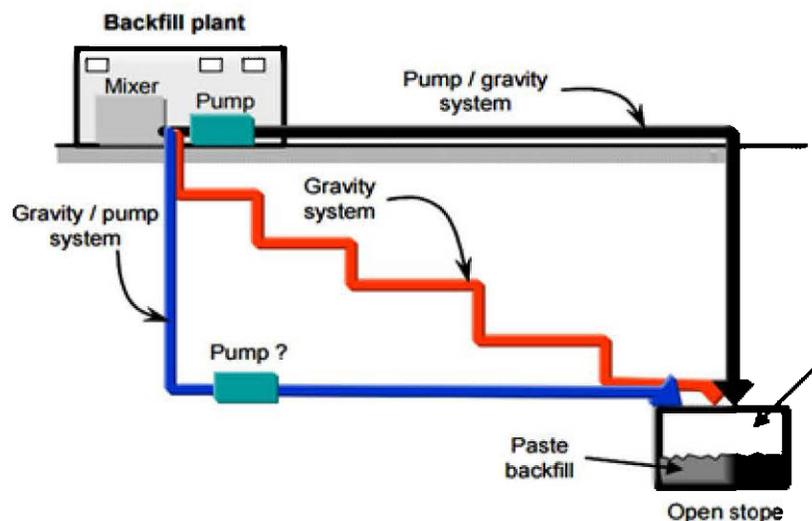


Figure 2-6 : Les configurations de base pour les systèmes de distribution de remblai en pâte (Thomas, 1979; Belem, T & Benzaazoua, 2004)

La détermination du comportement de l'écoulement du remblai en pâte est une exigence majeure lors de la conception du système de transport hydraulique du RPC. Cela revient à déterminer les caractéristiques hydrodynamiques du fluide (vitesse d'écoulement, régime d'écoulement, pertes de charge et pressions, énergie consommée, variation de la température du fluide, influence du diamètre de la tuyauterie, etc.) lors de son transport en pipeline (Kalonji, 2016). Ces propriétés de transport dépendent de la recette du RPC. En conséquence, il est nécessaire d'optimiser les conditions d'écoulement.

Le design du système de distribution du remblai peut être basé sur l'essai d'écoulement en boucle ou Flow Loop Test (Clark et al., 1995, Kaplan, 2001; Hallbom, 2008; Farias et al., 2009; Kalonji 2016), malgré la non représentativité des matériaux durant la phase d'étude de faisabilité des projets. Cet essai de pompage en boucle consiste à pomper les résidus en pâte ou le RPC en circuit fermé dans un système de tuyau instrumenté, et de suivre la variation de la pression tout le long de la tuyauterie (gradient de pression) et/ou de la température (gradient de température) en

fonction soit du pourcentage solide des matériaux testés, soit du débit de pompage, soit du diamètre de la tuyauterie. La conception rationnelle d'un système de distribution du RPC peut aussi être basée sur ses propriétés rhéologiques du RPC (Clark et al., 1995; Hallbom, 2008; Ouattara, 2011; Kalonji, 2016).

Durant le transport du RPC dans les pipelines et trou de forages dans le cadre du remblayage de chantiers miniers d'une manière générale, il y a échange de chaleur avec l'extérieur. De la chaleur peut aussi être générée à cause du frottement sur la paroi des conduites et du cisaillement interne dans le remblai. Ces phénomènes sont contrôlés par plusieurs paramètres dont les propriétés thermiques et rhéologiques du RPC ainsi que leur thermo-dépendance, la vitesse et la distance d'écoulement, les conditions thermiques aux frontières des conduites, etc. Ces échanges de chaleur influencent la température de déposition du RPC qui va définir les conditions thermiques de cure du RPC selon la température de l'encaissant. En retour, les conditions thermiques de cure du RPC peuvent avoir une influence sur le développement de sa résistance mécanique. Dans le cas particulier du remblayage de chantiers ouverts dans le pergélisol en climats très froid, Kalonji (2016) a développé un modèle d'analyse du transfert de chaleur (avec le module numérique *Non Isothermal Pipe Flow* (en mode stationnaire 3D) de COMSOL Multiphysics® 5.2) lors de l'écoulement du RPC dans le pipeline. Ce modèle permet de prédire cette température de déposition du RPC ainsi que les pressions de pompage (et les pertes de charge). Ce modèle tient compte des facteurs d'influence cités ci-haut et a été préalablement validé avec des données obtenus d'essais sur un mini-circuit d'écoulement en boucle. Quelques détails sur ce modèle sont donnés au chapitre 5.

2.1.5 Résistance en compression du remblai en pâte cimenté

À court, moyen ou long terme, la performance des RPCs est estimée en termes de résistance en compression uniaxiale (ou Unconfined Compressive Strength, UCS) (Belem & Benzaazoua, 2004; Fourie et al., 2007). Les essais de compression uniaxiale (voir dispositif expérimental typique à la Figure 2-7) servent à déterminer la résistance en compression simple ou uniaxiale d'un remblai en pâte cimenté en lui appliquant une charge axiale jusqu'à sa rupture. La contrainte axiale qui correspond à cette charge de rupture maximale est appelée résistance en compression uniaxiale du RPC. La courbe qui correspond à la contrainte/déformation permet de calculer leur module de déformation élastique (E) (Benzaazoua et al., 2005).



Figure 2-7 : Dispositif expérimental pour des essais en compression uniaxiale

Plusieurs facteurs peuvent avoir un impact sur la résistance mécanique ; on peut citer entre autres, l'effet de la granulométrie des résidus, du type d'eau de mélange, du type et du pourcentage de liant, de la température de cure. L'influence de chacun de ces facteurs sur l'UCS est brièvement décrite dans ce qui suit.

2.1.5.1 Effet de la granulométrie

Le développement de l'UCS du remblai en pâte cimenté est lié à la finesse des résidus tels qu'illustré à la Figure 2-8. Sur cette figure, PC I et PC V représentent respectivement le ciment Portland de type I (GU) et de type V (HS). Ces ciments et la Slag ont été utilisés comme liants. Les liants PCI et PC V ont été mélangés dans le rapport 50/50, alors que PC I et Slag ont été mélangés dans le rapport 20/80. L'eau du robinet a été utilisée pour préparer les mélanges de remblai en pâte. Les remblais préparés contenaient 4,5 % de liant et l'affaissement au cône d'Abrams visé était de 18 cm. On observe sur cette figure que la proportion de particules fines ($< 20 \mu\text{m}$) dans les résidus a une forte influence sur la résistance du RPC. En d'autres mots, les résidus grossiers (moins de 35 % de particules fines $< 20 \mu\text{m}$) et moyen (35 à 60 % de particules fines) sont plus favorables à la bonne résistance de RPC. Un RPC fait des résidus fins entraîne une moindre résistance (Kesimal et al., 2003; Fall et al., 2005).

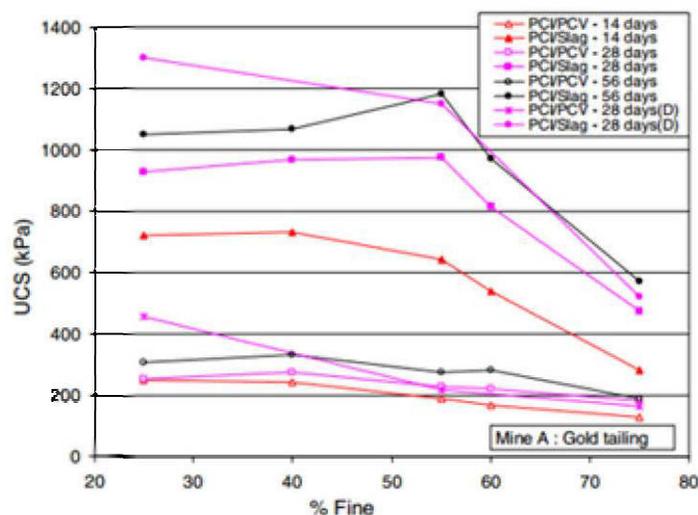


Figure 2-8 : Effet de la proportion des fines dans les résidus sur le développement de la résistance du RPC (Fall et al., 2005)

2.1.5.2 Effet du type d'eau de mélange

La qualité de l'eau utilisée pour préparer le RPC a une influence sur l'UCS. La Figure 2-9a indique par exemple que l'eau du robinet et d'un lac offraient de meilleures valeurs de l'UCS que l'eau de procédé recyclée de la mine car cette dernière contient beaucoup plus de sulfates que l'eau de robinet et du lac (Benzaazoua et al., 2002; Belem & Benzaazoua, 2008).

Masniyom (2010) a réalisé une étude sur l'influence de la salinité de l'eau de mélange sur les propriétés mécaniques du RPC en utilisant deux solutions salines. La première est une solution de saumure saturée (SB) avec une concentration en sel de 320 g/L et l'autre solution de saumure insaturée (USB) avec une concentration en sel de 250 g/L. Les résultats indiquent une diminution de l'UCS avec l'augmentation de la salinité (Figure 2-9b). Des résultats similaires ont été observés par Wang & Villaescusa (2000) pour des remblais de rapports résidus/liants de 92/8 et 94/6 préparés avec l'eau saline de la mine. Pour des concentrations de cette eau saline allant de 5 à 20,8 %, on note à 28 jours de cure une diminution de l'UCS allant de 10 à 20 %.

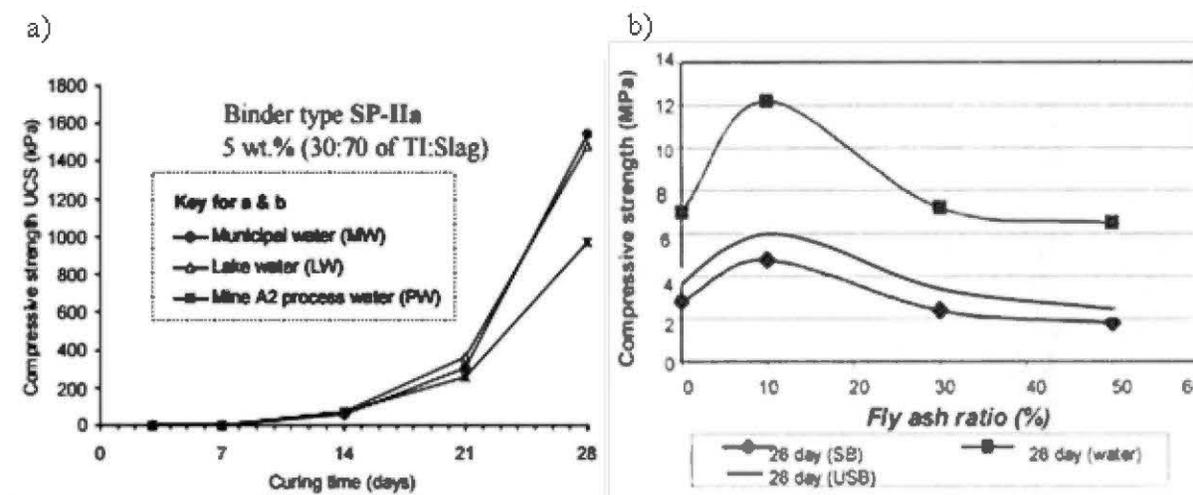


Figure 2-9 : Résistance à la compression du RPC en fonction de la qualité de l'eau : a) effet des sulfates (tiré de [Benzaazoua et al., 2002](#)) et b) effet de la salinité (SB : solution de saumure saturée et USB : solution de saumure insaturée) (tiré de [Masniyom, 2010](#))

2.1.5.3 Effet du type et de la proportion de liant

Le type de liant a un effet significatif sur le comportement mécanique des RPC. La Figure 2-10 illustre l'effet de différents types de liants (tous les mélanges ont été préparés avec un pourcentage en liant de 5 %) sur la résistance mécanique en fonction du temps de cure. Les principales observations de cette étude sont que les liants contenant des fly ash (FA) ne confèrent pas de bonnes performances mécaniques, les liants à base de ciment Portland (T10, T50 et HSF qui représentent respectivement GU, HS et high silica fume Portland cement) donnent des bonnes valeurs de l'UCS. La meilleure résistance est atteinte avec le mélange de ciment et de la slag (T10-Slag). On peut aussi observer une petite diminution en termes de l'UCS pour tous ces liants à partir du 28^e jour de temps de cure. D'autres études (p. ex. [Benzaazoua et al., 1999](#); [Bernier et al., 1999](#)) ont clairement démontré qu'il n'y a pas de recette universelle et idéale pour toutes les mines pour obtenir de bonnes performances en terme de UCS pour tous les RPCs. Un liant peut être efficace dans un cas et inefficace dans d'autres cas ([Benzaazoua et al., 2004](#)).

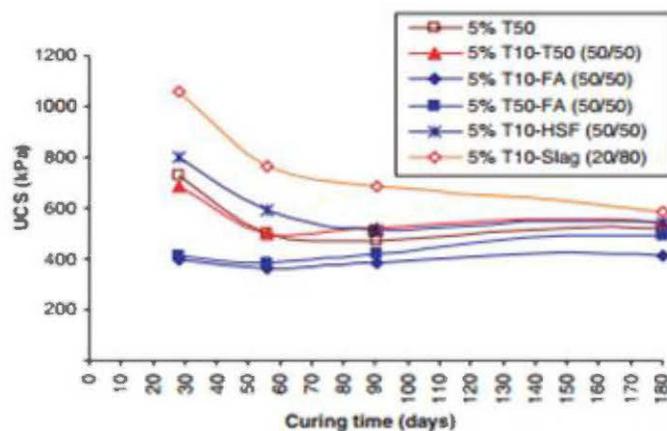


Figure 2-10 : Effet de différents types de liants sur l'UCS de RPCs (Benzaazoua et al., 2004)

L'augmentation de la quantité de ciment (ou du rapport eau/ciment W/C) entraîne l'augmentation de la résistance en compression du RPC tel qu'illustré à la Figure 2-11. La raison de cette augmentation est que la teneur en ciment plus élevée conduit à la formation de plus de produits d'hydratation du ciment, qui à leur tour conduisent à une résistance en compression plus élevée de la matrice de ciment. Cela a été confirmé par plusieurs chercheurs (Mehta, 1986; Benzaazoua et al., 2002; Belem & Benzaazoua, 2004; Fall et al., 2008; Nasir & Fall, 2010).

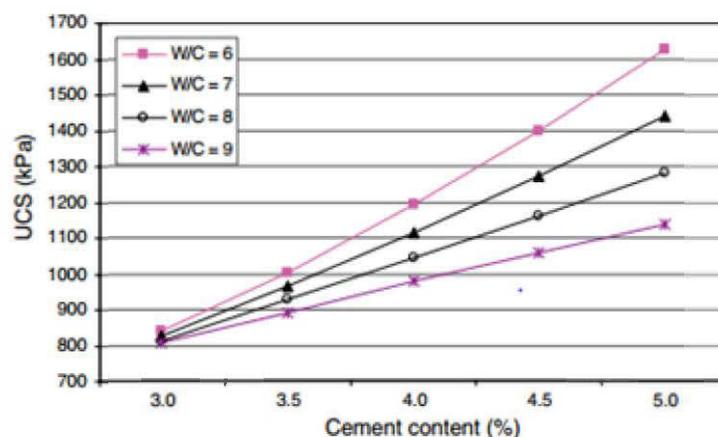


Figure 2-11 : Effet de proportions de liant et rapport eau/ciment sur l'UCS du RPC à 28 jours de cure (Fall et al., 2008)

2.1.5.4 Effet des températures de cure positives

L'influence typique de la température de cure positives sur le développement de la résistance du RPC à court terme (entre 7 et 28 jours) et à long terme (temps de cure > 28 jours) est respectivement illustrée sur la Figure 2-12a et sur la Figure 2-12b. Les résultats montrent que l'augmentation de températures entraîne une augmentation de l'UCS du RPC à court et à long termes. La raison de ceci est qu'une température plus élevée accélère l'hydratation du liant (Fall et al., 2010). Des résultats similaires ont été obtenus par d'autres auteurs (p. ex. Pokharel, 2008; Celestin, 2009; Fall & Samb, 2009;)

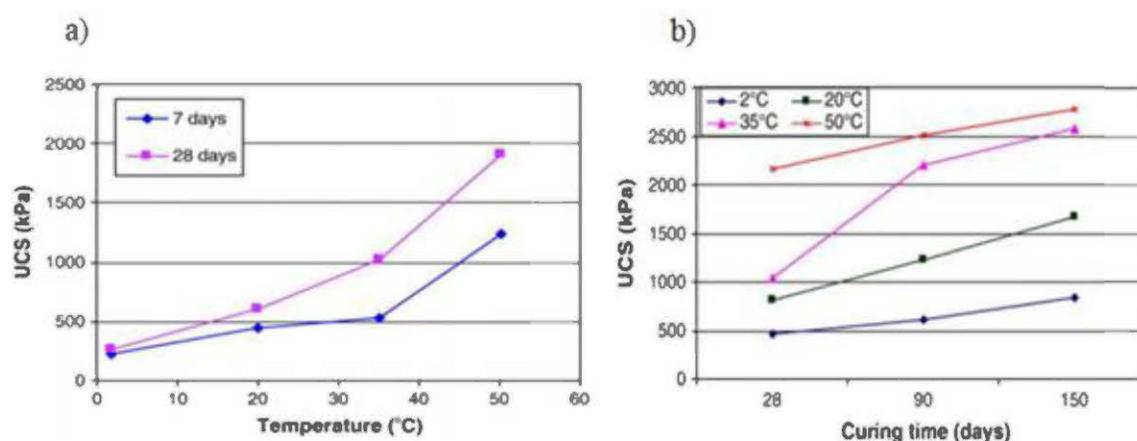


Figure 2-12 : Effet de température de cure sur l'UCS : a) court terme et b) long terme (Fall et al., 2010)

2.1.5.5 Effet des températures de cure négatives

L'effet de température négative sur l'UCS des RPCs a été étudié par Han (2011). Des résultats typiques sont présentés dans la Figure 2-13 où PCI, CPB, FCPB signifient respectivement Portland cement type I (Ciment Portland, type I), Cement past backfill (remblai en pâte cimenté) et frozen cement past backfill (remblai en pâte cimentée gelée). Les RPCs étudiés contenaient du liant PCI à 4,5 % et un rapport eau/ciment de 7,6. Un échantillon de RPC a été curé à 20 °C et un autre gelé à -6 °C. Les résultats de cette étude, présentés à la Figure 2-13, montre que la résistance du RPC curé à une température de -6 °C est nettement supérieure à celle du RPC curé à la température ambiante de 20 °C. Ceci est observé quel que soit le temps de cure (7, 28, 90 jours). L'UCS du RPC gelé est 10,3; 9,9 et 6,9 fois celui du RPC curé à 20 °C après 7, 28 et 90 jours).

jours respectivement. Cette grande différence des UCS entre les échantillons des RPCs gelé et non gelé peut être expliquée par l'effet de renforcement de la glace formée dans le RPC gelé.

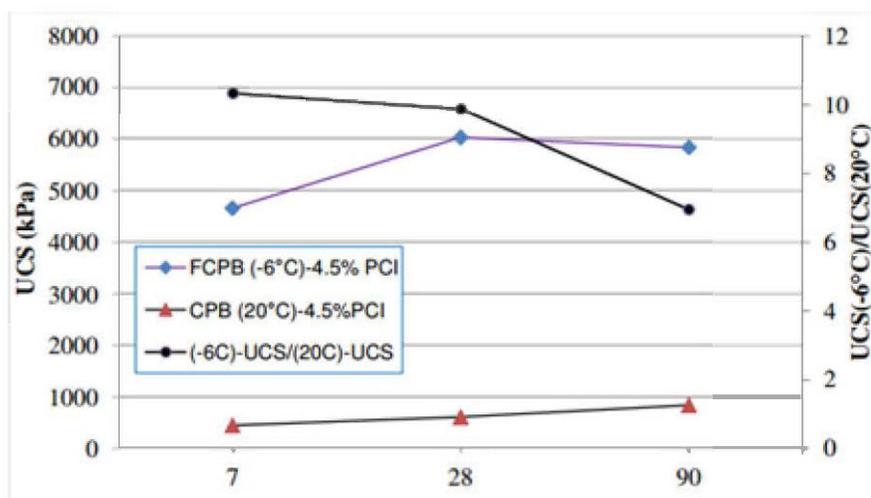


Figure 2-13 : Évolution des UCS des RPCs curés à température ambiante de 20 °C et à -6 °C
(Han, 2011)

2.2 Transfert de chaleur dans les matériaux poreux

Cette section vise à décrire les modes de transfert de chaleur et à présenter l'équation générale de transfert de chaleur dans les milieux poreux, incluant le RPC. La résolution cette équation nécessite de connaître les propriétés thermiques, à savoir la conductivité et capacité thermiques. Les méthodes de mesure et d'estimation de ces propriétés thermiques dans le cas des matériaux poreux, incluant le RPC, ainsi que les différents facteurs qui les influencent sont également décrites. Le transfert de chaleur dans le RPC curant sous différentes conditions aux frontières des chantiers miniers est aussi abordé à partir des données de la littérature.

2.2.1 Modes de transfert de chaleur

On distingue trois modes d'échange de chaleur ; le transfert par convection, conduction et rayonnement. On va s'intéresser ici aux deux premiers modes de transfert de chaleur.

Transfert de chaleur par convection

C'est un phénomène que l'on observe entre un fluide en mouvement et une paroi et qui est principalement rencontré dans la plupart des échangeurs de chaleur. Le transfert de chaleur par convection comprend l'échange d'énergie entre une surface et un fluide adjacent. On distingue la

convection forcée, dans laquelle un fluide est amené à s'écouler sur une surface solide par un agent extérieur tel qu'un ventilateur, une pompe ou le vent, et la convection libre ou naturelle dans laquelle ce mouvement résulte seulement de la différence de densité entre les parties chaudes et froides du fluide (Holman, 1986).

Transfert de chaleur par conduction

La conduction thermique ou diffusion thermique est un mode de transfert de chaleur qui se crée lorsqu'il y a une différence de température entre deux parties du même matériau ou de deux matériaux en contact. La base du transfert de chaleur par conduction est la 1^{ère} loi de Fourier. Cette loi peut être dérivée en se basant par exemple sur le mur montré à la Figure 2-14. La température d'une surface ($x = 0$) est T_{si} et de l'autre surface ($x = L$) est T_{so} ; l'épaisseur de paroi est L et sa surface est A . Les quatre surfaces restantes sont bien isolées et donc la chaleur est transférée dans la direction x uniquement. Supposons l'état d'équilibre et soit q_x le flux de transfert de chaleur dans la direction x . Des expériences ont montré que le flux de chaleur q_x est directement proportionnelle à A et $(T_{si} - T_{so})$ et inversement proportionnelle à L (Latif, 2009). Cela s'exprime par :

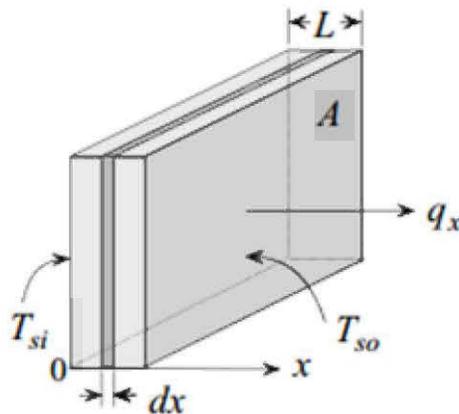


Figure 2-14 : Transfert de chaleur dans un mur (Latif, 2009).

$$q_x \approx \lambda \frac{A(T_{si} - T_{so})}{L} \quad (2.1)$$

où λ est une propriété thermique du matériau appelé conductivité thermique. Elle traduit la capacité du matériau à transmettre la chaleur lorsqu'il est soumis à une différence de

températures donnée (Cerezo, 2005 ; Taillet et al., 2009; Lee & Shang, 2013). Dans le système international, la conductivité thermique s'exprime en W/m K L'équation (2.1) est valable pour les conditions suivantes : (i) état d'équilibre, (ii) λ constante et (iii) conduction unidimensionnelle. En appliquant l'équation (2.1) à l'élément dx représenté à la Figure 2-14, et en sachant que T_{s1} devient $T(x)$, T_{s0} devient $T(x - dx)$, et L est remplacé par dx , on obtient (Latif, 2009) :

$$q_x = \lambda \times A \times \frac{T(x) - T(x + dx)}{dx} = -\lambda \times A \times \frac{T(x + dx) - T(x)}{dx} \quad (2.2)$$

Comme $T(x + dx) - T(x) = dT$, on obtient :

$$q_x = -\lambda \times A \times \frac{dT}{dx} \quad \text{ou} \quad \frac{q_x}{A} = Q_x = -\lambda \frac{dT}{dx} \quad (2.3)$$

Cette équation traduit le flux de chaleur proportionnel au gradient de température. Le signe négatif dans l'équation (2.3) indique que le flux de chaleur est dans la direction d'un gradient de température négatif. Cette équation (2.3) est la forme vectorielle de la 1^{ère} loi de Fourier en 1D (Latif, 2009).

Le tableau présente quelques valeurs typiques de la conductivité thermique de matériaux usuels.

Tableau 2.2 : Conductivités thermiques de quelques minéraux/matériaux (Musy et Soutter 1991)

| Minéral/Matériau | λ (W/mK) |
|---------------------------|------------------|
| Air | 0,023 |
| Glace | 2,20 |
| Eau | 0,585 |
| Matière organique | 0,25 |
| Quartz | 8,80 |
| Minéraux (valeur moyenne) | 2,90 |

2.2.2 Équation de transfert de chaleur

Pour résoudre l'équation de transfert de chaleur, il faut connaître la fonction $T(x)$ en 1D ou $T(x, y, z)$ lorsqu'on passe en 3D. Pour le transfert de chaleur dans les milieux poreux, $T(x, y, z)$ peut être obtenu en résolvant l'équation mathématique (2.4) suivante (COMSOL, 2015) :

$$(\rho C_p) \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \mathbf{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + Q \quad (2.4)$$

Dans cette équation, ρ est la masse volumique du fluide (kg/m^3), C_p la capacité thermique massique à pression constante du fluide (J/kg K), (ρC_p) la capacité thermique volumique à pression constante ($\text{J/m}^3\text{K}$), λ la conductivité thermique équivalente du milieu (W/mK), \mathbf{u} le champ de vitesse de fluide (m/s), soit une expression analytique d'un champ ou d'une interface de vitesse d'écoulement de fluide. \mathbf{u} peut être interprété comme l'équivalent de la vitesse de Darcy, à savoir le débit volumique par unité de surface en coupe transversale. Q est une source de chaleur éventuelle (W/m^3).

En considérant la vitesse du fluide $u = 0 \text{ m/s}$, l'équation (2.4) devient :

$$(\rho C_p) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + Q \quad (2.5)$$

2.2.3 Mesure et estimation de la conductivité thermique

2.2.3.1 Méthodes de mesure

Les méthodes de mesures peuvent être divisées en 2 catégories : les méthodes en régime permanent (plaque chaude gardée, barre divisée, méthode des boites, méthode du flux radial) et les méthodes en régime transitoire (flash, hot disk, fil chaud, plan chaud, ruban chaud). Les méthodes en régime permanent sont plus adéquates aux échantillons hétérogènes mais la préparation des échantillons est difficile. La préparation des échantillons est plus facile avec les méthodes transitoires mais l'évaluation de la conductivité thermique est uniquement représentative des matériaux à l'interface de l'élément chauffant. Lorsque les matériaux sont relativement homogènes, les méthodes transitoires sont adéquates. Dans ce document, on se contentera de décrire la méthode du fil chaud (méthode en régime transitoire) sur laquelle repose le principe de fonctionnement de l'analyseur de propriétés thermiques KD2 Pro utilisé dans cette étude.

La méthode de fil chaud est une technique dynamique transitoire basée sur la mesure de l'élévation de la température d'une source de chaleur (fil chaud) habituellement placé dans un matériau (Franco, 2007; Gallier et al., 2010; Lachance, 2014). De manière simple, la méthode consiste à appliquer un flux de chaleur constant à l'aide du fil chauffant (l'aiguille insérée dans l'échantillon contient un fil chauffant, source de chaleur et un capteur de température,

généralement un thermocouple) et à mesurer la réponse thermique de l'échantillon. Le modèle mathématique idéal de flux de chaleur radial unidimensionnel est basé sur l'hypothèse que le fil chaud soit une source de chaleur infiniment mince et de longueur infinie. Elle produit une impulsion thermique pour un temps fini avec une puissance de chauffage constante et génère des isothermes coaxiales cylindriques dans un milieu homogène infini et initialement à l'équilibre. La température transitoire $T(r, t)$ peut être approximée sous la forme suivante (Tye, 1969 et Franco, 2007) :

$$T(r, t) = \frac{Q}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha \cdot t}{r^2}\right) + \frac{r^2}{4\alpha t} - \frac{1}{4}\left(\frac{r^2}{4\alpha \cdot t}\right) - \dots - \gamma \right] \quad (2.6)$$

où λ est la conductivité thermique de l'échantillon (W/m K) ; Q la source de chaleur par unité de longueur (W/m), α la diffusivité thermique de l'échantillon (m^2/s), r la position radiale où la température est mesurée et $\gamma = 0.5772156$ est la constante d'Euler. La diffusivité thermique est définie par $\alpha = \lambda/\rho C_p$.

Le terme $\frac{r^2}{4\alpha \cdot t}$ est négligeable pour des valeurs élevées de temps t , ce qui implique que l'équation (2.6) devient :

$$T(r, t) = \frac{Q}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha \cdot t}{r^2}\right) - \gamma \right] = \frac{Q}{4\pi\lambda} \left[\ln t + \ln\left(\frac{4\alpha}{r^2}\right) - \gamma \right] \quad (2.7)$$

Si les températures $T(t_1)$ et $T(t_2)$ sont mesurées respectivement à des temps t_1 et t_2 à l'intérieur de la plage de validité de l'équation (2.6), la variation de la température $\Delta T = T_2 - T_1$ dans cet intervalle de temps est donnée par :

$$\Delta T = T(t_2) - T(t_1) = \frac{Q}{4\pi\lambda} \ln\left(\frac{t_2}{t_1}\right) \quad (2.8)$$

La Figure 2-15 compare la courbe théorique ΔT vs $\ln t$ avec la courbe expérimentale. La conductivité thermique λ peut être obtenue à partir de la différence de température $T_2 - T_1$ en fonction du temps de calcul considéré sur la partie linéaire de la courbe.

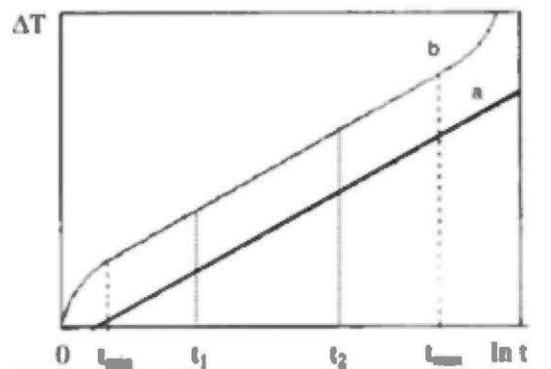


Figure 2-15 : Élévation de la température vs ($\ln t$) : a) courbe théorique correspondant à l'équation (2.7), b) courbe expérimentale (Franco, 2007)

À partir de l'équation (2.8), on peut déduire la conductivité thermique

$$\lambda = \frac{Q}{4\pi [T(t_2) - T(t_1)]} \ln \left(\frac{t_2}{t_1} \right) \quad (2.9)$$

2.2.3.2 Méthodes d'estimation

Il existe plusieurs méthodes d'estimation de la conductivité thermique de géomatériaux (Wang et al., 2007; Chhabra & Richardson, 2008). Dans le présent document, on présente uniquement le modèle d'estimation de la conductivité thermique de géomatériaux développée par Côté & Konrad (2005, 2009) et Côté et al. (2013) pour des combinaisons solides-fluides. Ce modèle est choisi car c'est un modèle récent amélioré sur la base des différents modèles existants. Ce modèle a été développé à partir de l'analyse de près de 200 données de la littérature sur la conductivité thermique des géomatériaux poreux bi-phasiques (solides-fluides), faite de particules de sol naturel, de particules de pierre concassée et de roches sédimentaires (Côté & Konrad, 2009). Si le RPC est considéré comme un matériau presque saturé en eau, ce modèle peut aussi s'appliquer. Côté & Konrad (2005) ont développé une relation généralisée entre la conductivité thermique relative λ_r et le degré de saturation S_r donnée par l'équation (2.10).

$$\lambda_r = \frac{\kappa \times S_r}{1 + (\kappa - 1) \times S_r} \quad (2.10)$$

La conductivité thermique relative λ_r est obtenue par géomatériau donné à un taux d'humidité donné, λ_{dry} et λ_{sat} sont respectivement les conductivités thermiques du sol à la même porosité quand saturé en air (valeur minimale) et en eau (valeur maximale : (Côté & Konrad, 2009):

$$\lambda_r = \frac{\lambda - \lambda_{dry}}{\lambda_{sat} - \lambda_{dry}} \quad (2.11)$$

Dans l'équation (2.10), le paramètre sans dimension κ est associé à la structure triphasique (en 3 phases) des géomatériaux poreux (distribution de la taille des grains, la taille des pores et de l'eau interstitielle). Le paramètre κ est respectivement égal à 4,6 ; 3,55 ; 1,9 et 0,6 pour le gravier, sable, le limon et l'argile et la tourbe à l'état non gelé, et respectivement, égal à 1,7 ; 0,95 ; 0,85 et 0,25 pour ces géomatériaux à l'état gelé (Côté & Konrad, 2005) :

En combinant les équations (2.11) et (2.10), on peut déduire :

$$\lambda = \frac{(\kappa \times \lambda_{sat} - \lambda_{dry}) \times S_r + \lambda_{dry}}{1 + (\kappa - 1) \times \lambda_r} \quad (2.12)$$

Ce concept peut aussi être appliqué aux géomatériaux poreux à deux phases, étant donné que la conductivité thermique maximale est égale à celle de la phase solide (λ_s) et la conductivité thermique minimale est égale à celle de la phase fluide (λ_f). Par conséquent, l'équation (2.11) peut être réécrite comme suit :

$$\lambda_r = \frac{\lambda - \lambda_f}{\lambda_s - \lambda_f} \quad (2.13)$$

Dans ce cas, λ_r varie en fonction de la porosité (n) et les conditions suivantes s'appliquent :

- $0 \leq \lambda_r \leq 1$,
- pour $n = 0$: $\lambda = \lambda_s$ et $\lambda_r = 1$
- pour $n = 1$: $\lambda = \lambda_f$ et $\lambda_r = 0$.

Considérant un paramètre κ_{2P} empirique pour tenir compte des effets de structure dans deux phases géomatériaux poreux, l'équation (2.13) peut être réécrite comme suit (Côté & Konrad, 2009) :

$$\lambda_r = \frac{\kappa_{2P} \times (1 - n)}{1 + (\kappa_{2P} - 1) \times (1 - n)} \quad (2.14)$$

En substituant l'équation (2.14) dans l'équation (2.13), on a :

$$\lambda = \frac{(\kappa_{2P} \times \lambda_s - \lambda_f) \times (1 - n) + \lambda_f}{1 + (\kappa_{2P} - 1) \times (1 - n)} \quad (2.15)$$

Le paramètre empirique κ_{2P} ne dépend que du rapport λ_f/λ_s et une relation empirique permet d'estimer κ_{2P} (Côté et al., 2013).

$$\kappa_{2P} = 0,29 \times \left(15 \times \frac{\lambda_f}{\lambda_s}\right)^\beta \quad (2.16)$$

où β est une constante empirique. Pour des rapports de conductivité $\left(\frac{\lambda_f}{\lambda_s}\right)$ en-dessous de 1/15, β est égal à 0,81 pour les sols naturels ; 0,54 pour la roche concassée et 0,34 pour les matériaux cimentés. Pour des rapports de conductivité supérieurs à 1/15, la structure n'a pas d'effets significatifs et β est égal à 0,46 pour tous types de matériaux (Côté et al., 2013).

Il existe plusieurs méthodes pour estimer la conductivité thermique de la phase solide λ_s . On peut citer, entre autres, la méthode basée sur la conductivité thermique des sols saturés, la méthode basée sur les données de la relation conductivité thermique et degré de saturation ($\lambda - S_r$); la méthode basée sur la minéralogie constitutive du matériau, etc (e.g., Sass et al, 1971; Johansen, 1975; Côté et Konrad, 2006, 2007).

Seule la méthode basée sur la minéralogie constitutive du matériau est présentée ici. Côté et Konrad (2007) indiquent que la conductivité thermique des particules solides du sol λ_s est régie principalement par la conductivité thermique des minéraux formant le matériau étudié. Un modèle de moyenne géométrique généralisée peut être utilisé pour estimer la λ_s de constituants solides (Tarnawski et al., 2005; Côté & Konrad, 2007).

$$\lambda_s = \prod_{j=1}^n \lambda_{m_j}^{x_j} \quad (2.17)$$

Dans cette équation, $\prod_{j=1}^n$ est le produit de conductivités thermiques de n minéraux (λ_{m_j}) élevé à la puissance de leur fraction volumique respective (x_j). Les fractions massiques de ces minéraux

sont obtenues par diffraction aux rayons X (DRX). Connaissant les masses volumiques de ces derniers, leurs fractions volumiques peuvent être déduites.

2.2.4 Facteurs d'influence sur la conductivité thermique

2.2.4.1 Effet du temps de cure sur la conductivité thermique du RPC

L'effet du temps de cure sur la conductivité thermique a fait l'objet d'expériences réalisées sur des échantillons de RPC à un slump de 18 cm et 4,5% de liant. Ces échantillons ont été curés à une température de 20°C (Célestin & Fall, 2009; Celestin, 2009). Dans la Figure 2-16, PCI signifie ciment Portland type I ou GU. Les résultats présentés à la Figure 2-16 montre pour une période de 90 jours la variation de la conductivité thermique du remblai à 2, 4,5 et 6% de GU en fonction du temps de cure. Cette expérience a montré que la conductivité thermique est indépendante du temps de cure. Cela suppose que la composition du fluide, des solides et la porosité change durant la cure. Des résultats similaires ont été également obtenus par Abbasy (2009) pour un RPC à 75% solides et 5% de liant.

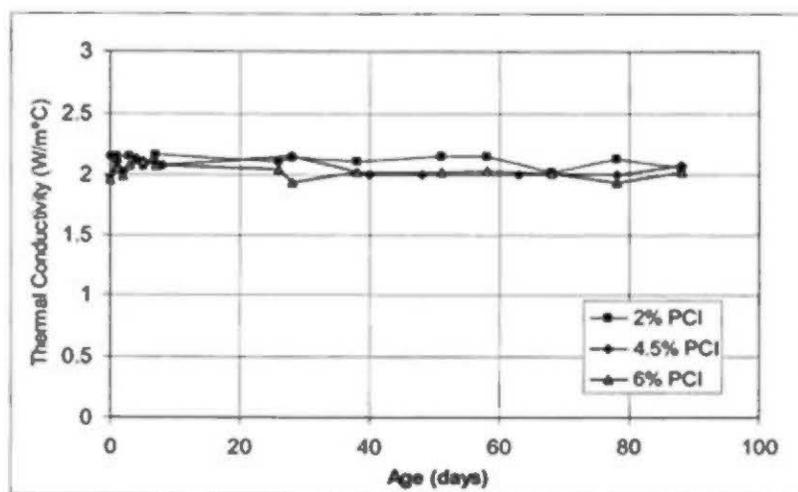


Figure 2-16 : Évolution de la conductivité thermique du remblai en fonction du temps de cure et de la proportion en liant (Célestin & Fall, 2009)

2.2.4.2 Effet de proportion de liant sur la conductivité thermique du RPC

Dans le RPC, l'influence produite par la masse de ciment sur la conductivité thermique est moins importante comparée à celle induite par le volume de résidus et le degré de saturation de l'eau. (Abbasy, 2009; Celestin, 2009; Célestin & Fall, 2009). La Figure 2-16 montre une faible

diminution de conductivités thermiques mesurées avec l'augmentation de proportions en liant (Ciment Portland type I : PCI), soit une gamme allant de 2,0 à 2,15W/m°C. Cela peut s'expliquer par les fractions importantes de résidus qui sont demeurées inchangés pour tous les échantillons du RPC durant la période de cure comparées à celle du liant qui se transforme en hydrates caractérisés par de faibles conductivités thermiques (Abbasy, 2009; Celestin, 2009; Célestin & Fall, 2009).

2.2.4.3 Effet de la température de cure positive sur la conductivité thermique du RPC

La conductivité thermique de RPC décroît avec l'augmentation de la température de cure (Celestin, 2009; Célestin & Fall, 2009;). Cela peut être principalement attribué au processus d'hydratation de ciment qui donne naissance aux hydrates qui ont des faibles conductivités, si on suppose bien sûr que les minéraux solides ne changent pas avec l'augmentation de la température (Célestin & Fall, 2009). Des résultats similaires sont constatés également dans le cas de travaux qui portent sur le béton (p. ex. Morabito, 1989 ; Kim et al, 2003 ; Lui et al.; 2015). Le cas présenté à la Figure 2-17 porte sur le RPC. Cette figure montre des légères variations vers la baisse de la conductivité thermique du RPC avec l'augmentation de la température pour une plage de températures allant de 0 à 20 °C durant 28 jours de cure. Pour des températures plus élevées (entre 20 et 50 °C à la Figure 2-17), la conductivité thermique diminue significativement à partir du 7^e jour.

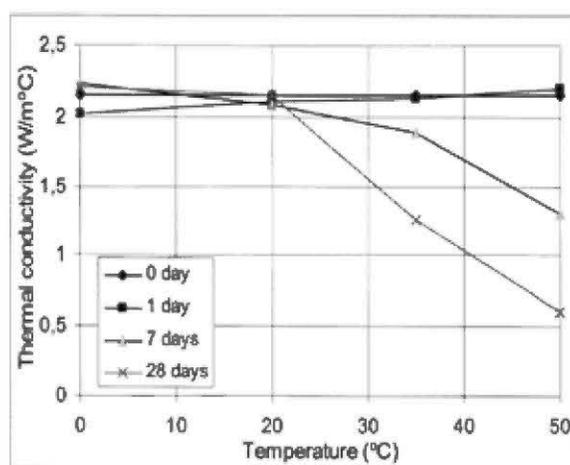


Figure 2-17 : Effet de la température et du temps de cure sur la conductivité thermique (Celestin, 2009, Célestin et Fall, 2009)

2.2.4.4 Effet de la teneur en eau volumique sur la conductivité thermique des sols

L'influence de la teneur volumique sur la conductivité thermique de matériaux poreux est présentée pour le cas de sols avec différentes textures. Dans la Figure 2-18, les sols sont constitués de sable, de limon et d'argile respectivement dans les proportions massiques de 94 %, 1 % et 5 % pour le sol 1; 93%, 1% et 6% pour le sol 2; 27 %, 51 % et 22 % pour le sol 5 et 8 %, 60 % et 32 % pour le sol 8. Cette étude a montré que la conductivité thermique augmente avec l'augmentation de la teneur en eau, car La conductivité thermique de l'eau est plus élevée que celle de l'air. Les sols ayant de fractions élevées en sables (sols 1 et 2) présentent de valeur plus élevées de conductivité thermiques que celles à faibles fractions de sables (sols 5 et 8) (Lu et al, 2007). Des résultats similaires ont été également obtenus par Ren et al. (1999) pour une étude réalisés sur les sols argilo-limoneux.

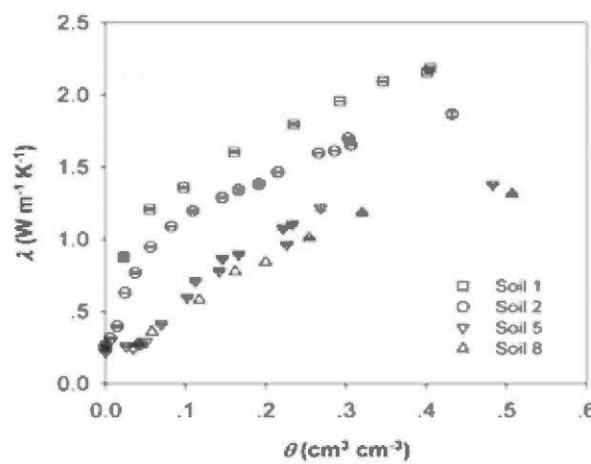


Figure 2-18 : Conductivité thermique de sols de différentes textures en fonction de la variation de la teneur en eau volumique (Lu et al., 2007)

2.2.4.5 Effet du gel sur la conductivité thermique du sable

Aucune donnée n'a été trouvée dans la littérature sur l'étude de l'effet du gel sur la conductivité thermique du RPC. Néanmoins, plusieurs études ont été réalisées sur la conductivité thermique de l'eau et des minéraux sous le point de congélation. Connaissant, la teneur en eau et les minéraux qui composent les solides et en négligeant l'effet de liant, la conductivité thermique des RPC sous le point de congélation pourrait être estimée adéquatement. On va présentera d'une manière générale le cas des matériaux poreux et en particulier les sols étudiés par Cox et al.

(1999). Cette étude a été menée sur des sols avec différentes fractions massiques de sable, limon et argiles respectivement 0,21, 0,27 et 0,52 pour la texture fine ; 0,27, 0,50 et 0,37 pour la texture moyenne et 0,58, 0,32 et 0,10 pour la texture grossière. Les résultats présentés à la Figure 2-19 ont révélés que la conductivité thermique de ces trois types de sols gelés augmente avec la diminution de la température. Des résultats similaires ont été trouvés par d'autres auteurs (Hinzman et al., 1991; Hansson et al., 2004; Liu & Si, 2011)

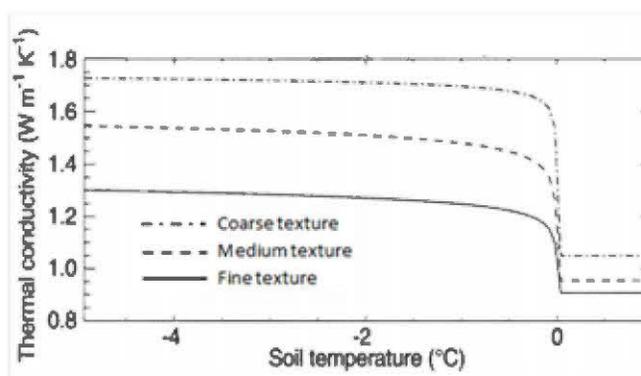


Figure 2-19 : Évolution de la conductivité thermique de sols de différentes textures en fonction de la température de gel (Cox et al., 1999)

2.2.4.6 Effet de la concentration en sels sur la conductivité thermique du sable et de sols argileux

Aucune donnée n'a été trouvée dans la littérature sur l'effet de la concentration en sel sur la conductivité thermique du RPC. Cependant, il deviendrait facile de prédire le comportement de la conductivité thermique des RCP en fonction de la concentration en sels si on a l'information sur la conductivité de l'eau en fonction de la concentration en sel. Il a été observé que les conductivités thermiques des sols diminuent avec l'augmentation de la concentration de sel (Mochizuki & Miyazaki, 2008). Les variations de la conductivité thermique du sable Toyoura en fonction de l'augmentation de concentrations en sel de chlorures de sodium NaCl sont présentées à la Figure 2-20. On observe sur cette figure que lorsque la teneur en eau gravimétrique $w = 0,04$ ou $0,07$ kg/kg, la tendance de conductivité thermique n'a pas changé avec l'augmentation de la concentration en NaCl. Bien qu'elle ne puisse pas être décrite comme statistiquement significative, la tendance de la conductivité thermique semble diminuer avec l'augmentation de la concentration de NaCl lorsque $w = 0,12$ kg/kg. La variabilité observée résulte probablement des différences incontrôlables de teneur en eau des échantillons, de température et de densité

apparente sèche (Mochizuki & Miyazaki, 2008). Cette tendance de conductivité thermique qui ne change pas avec l'augmentation de la concentration en sels a été également observée par Abu-Hamdeh et Reeder (2000) pour la conductivité thermique des sols argileux contenant jusqu'à 100 g/L de sel.

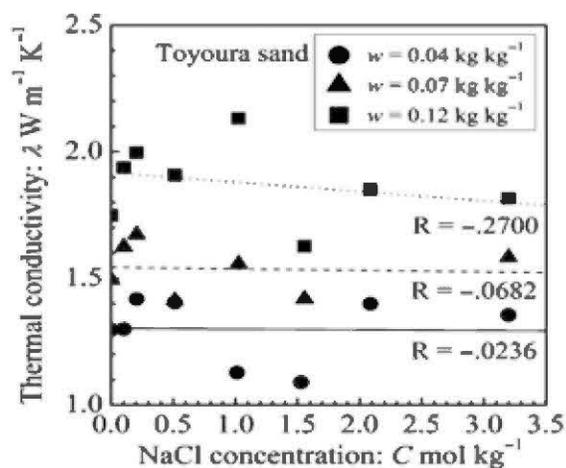


Figure 2-20 : Effet de la concentration de NaCl sur la conductivité thermique du sable Toyoura à différentes teneurs en eau massiques (Mochizuki & Miyazaki, 2008)

2.2.5 Mesure et estimation de la capacité thermique

2.2.5.1 Définition

La capacité thermique est une grandeur qui se définit comme l'énergie nécessaire à apporter à 1 kg ou 1 m³ d'une substance pour augmenter sa température d'un degré Celsius ou d'un degré Kelvin. Sa valeur n'est définie que si l'on précise les conditions dans lesquelles se fait l'élévation de température (soit à volume constant ou à pression constante). Elle s'exprime en J/Kg K (capacité massique) ou J/m³K (capacité volumique). La capacité thermique massique est donnée par l'équation (2.18) (Mathieu & Fleury, 1991; Eppelbaum, 2014) :

$$c_p = \frac{dQ}{dT} \quad (2.18)$$

où dQ représente la variation de la quantité de chaleur et dT la variation de la température.

Le tableau 2.3 donne quelques valeurs typiques de la capacité thermique massique de certains matériaux.

Tableau 2.3 : Valeurs typiques de capacités thermiques de quelques minéraux/matériaux (adapté de Musy & Soutter, 1991 et Hillel, 1998)

| Minéral/Matériau | C _p (J/kg K) |
|----------------------------|-------------------------|
| Air | 1000 |
| Glace | 2100 |
| Eau | 4200 |
| Matière organique | 1900 |
| Quartz | 752 |
| Minéraux (valeur moyenne.) | 800 |

La capacité thermique volumique (ρC_p) (en J/m³K) est obtenu en multipliant la capacité thermique massique (en J/kg K) par la masse volumique (en kg/m³) (voir définition à la section 3.2.1).

2.2.5.2 Méthode de mesure

Comme la conductivité thermique, l'une des méthodes de mesure de la capacité thermique est celle de fil chauffant déjà décrit à la section 2.2.3.1. Dans cette méthode lorsque la conductivité thermique λ , la diffusivité thermique α et la masse volumique ρ sont connues (voir équations (2.7) et (2.9)), on peut déduire la capacité thermique à l'aide l'équation (2.19) suivante (Vosteen & Schellschmidt, 2003; Shokouhi et al., 2013) :

$$C_p = \frac{\lambda}{\alpha\rho} \quad (2.19)$$

2.2.5.3 Méthode d'estimation

Pour les matériaux poreux, la capacité thermique massique résultante est une moyenne pondérée des capacités thermiques massiques des constituants telle que présenté à l'équation (2.20) (Musy & Soutter, 1991; Waples & Waples, 2004b).

$$C_p = [1 - (\theta_w + \theta_a)]C_{p,so} + \theta_w C_{p,w} + \theta_a C_{p,a} \quad (2.20)$$

où so est la fraction solide (-), w : fraction de liquide (-), a : fraction gazeuse (-), θ_w : teneur en eau volumique (%), θ_a : teneur en air volumique (%), $C_{p,so}$: capacité thermique massique de

solide (J/kg K), $C_{p,w}$: capacité thermique massique de l'eau (J/kg K) et $C_{p,a}$: capacité thermique massique de l'air (J/Kg K).

La capacité thermique moyenne de l'ensemble des constituants solides $C_{p,so}$ peut être estimée à l'aide de l'équation (2.21) (Goto & Matsubayashi, 2009).

$$C_{p,so} = \sum_{j=1}^N x_j C_j \quad (2.21)$$

avec C_j : Capacité thermique du $j^{\text{ème}}$ minéral, N : nombre total de minéraux constituant le squelette solide et x : fraction volumique du $j^{\text{ième}}$ minéral.

2.2.5.4 Effet de températures positives sur la capacité thermique

L'influence de la température (et de la proportion en liant) sur la capacité thermique de RPCs reste peu étudiée. Mais, si l'influence de la température sur la capacité thermique de l'eau et des minéraux est connue, alors il devrait être possible d'anticiper le comportement de la capacité thermique du RCP. Des essais réalisés sur des roches magmatiques, métamorphiques et sédimentaires sur une plage de températures allant de 1 à 300 °C montrent (Figure 2-21) une augmentation de la capacité thermique volumique avec l'augmentation de la température (Vosteen & Schellschmidt, 2003; Waples & Waples, 2004a). Des observations similaires ont été également trouvées pour une étude fait sur le sable de Tottori (Mori, 2003).

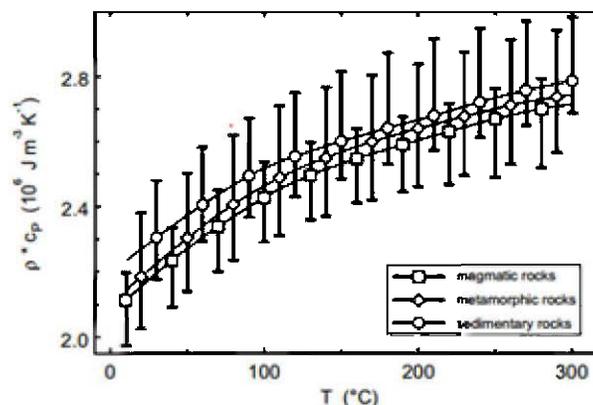


Figure 2-21 : Plage de variation des valeurs moyennes de capacités thermiques volumiques en fonction de la température des roches magmatiques, métamorphiques et sédimentaires (Vosteen & Schellschmidt, 2003)

2.2.5.5 Effet de la teneur en eau sur la capacité thermique de sols

Abu-Hamdeh (2003) a mené une étude sur l'effet de la teneur en eau sur la capacité thermique des sols argileux pour une masse volumique apparente donnée. La prédiction a été faite à l'aide de relations de calcul de capacité thermique développé par De Vries (1963) et Bristow (1998). Les résultats de cette étude présentés à la Figure 2-22 indiquent que la capacité thermique de ces matériaux augmente avec la teneur en eau dans les sols. Les différences sont faibles entre les valeurs observées et prédites. Des résultats similaires ont été également observés par Bachmann et al. (2001) pour le cas de sols mouillables (hydrophiles) et hydrophobes.

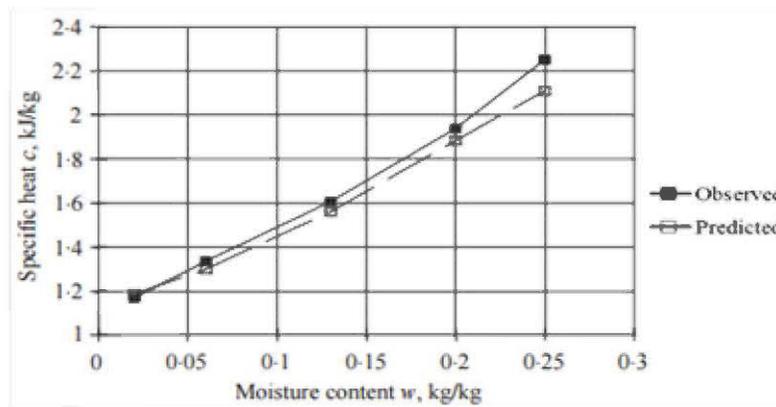


Figure 2-22 : Capacité thermique en fonction de la teneur en humidité est présentée pour le cas du sol argileux à une masse volumique apparente de 1300 kg/m^3 (Abu-Hamdeh, 2003)

2.2.5.6 Effet du gel sur la capacité thermique de matériaux poreux

L'effet du gel sur la capacité thermique de matériaux poreux est illustré par le cas d'un sol gelé. Les résultats présentés à la Figure 2-23 compare les valeurs mesurées de la capacité thermique d'un sol gelé avec celles du modèle de différence finie pour l'équation générale de diffusion bidimensionnelle (Putkonen, 1998). On observe pour les deux cas, une diminution de la capacité thermique du sol gelé lorsque la température diminue (Putkonen, 2003). Des résultats similaires ont également été obtenus pour le cas d'une bentonite de Wyoming et un sol de Ny-Ålesund (Farouki, 1981).

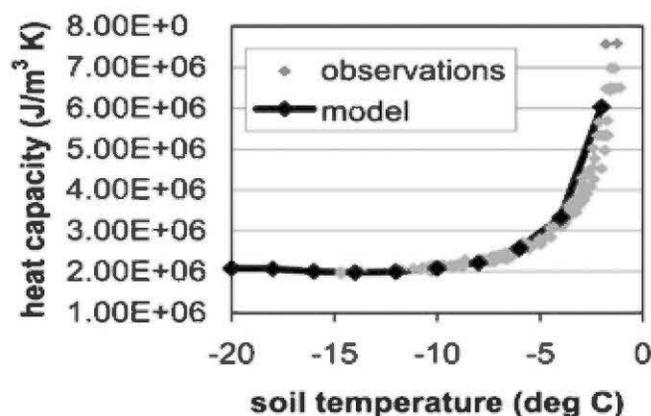


Figure 2-23 : Évolution de la capacité thermique d'un sol gelé en fonction de la température (Putkonen, 2003)

2.2.6 Transfert de chaleur dans le remblai

Cette section vise à présenter une brève revue de littérature en rapport avec le transfert de chaleur dans les remblais spécifiques (ici caractérisés par des pourcentages en liants élevés, parfois $B_w = 20\%$) curé sous différentes conditions de température. Cette revue sur le transfert de chaleur dans les remblais spécifiques se limite au cas de cure dans le pergélisol développé par Ghoreishi-Madiseh et al. (2011) complété par celui de cure dans les conditions à climat tempéré étudié par Nasir & Fall, (2009) et Wu et al. (2012). Pour cela, quelques paramètres d'influence sur le transfert dans ces remblais sont présentés. L'influence de la température initiale du remblai et de parois du chantier et des propriétés thermiques de la roche est illustrée pour le cas de cure dans le pergélisol présenté par Ghoreishi-Modiseh et al. (2011). L'influence de la géométrie du chantier est présentée pour le cas de cure dans les conditions à climat tempéré développé par Nasir & Fall, (2009) et Wu et al. (2012).

Influence de la température initiale du remblai et de la roche

Cette étude a été faite pour des chantiers typiques de $10\text{ m} \times 10\text{ m}$ et des conditions initiales considérées qui ressemblent aux conditions réelles des mines dans le pergélisol ($T_{\text{pergélisol}} = -15\text{ }^\circ\text{C}$ et T_{remblai} allant de 5 à $25\text{ }^\circ\text{C}$). Lors du remblayage dans ces conditions, le modèle développé en 2D a montré que lorsque la température initiale du remblai augmente, le rayon de dégel (R_{thaw}) du pergélisol devient plus grand et qu'il faudra plus de temps pour le refroidissement. Le dégel du pergélisol peut poser des problèmes d'instabilités (Ghoreishi-Madiseh et al., 2011).

D'autre part, pour une température de déposition du remblai fixe lorsque la température initiale de la masse rocheuse diminue, le rayon de dégel est négatif et aucun dégel ne se produit dans la masse rocheuse. Cependant, lorsque la température initiale de la masse rocheuse augmente, le dégel de la roche se produit (Ghoreishi-Madiseh et al., 2011).

Influence de propriétés thermiques de la roche

Ghoreishi-Madiseh et al. (2011) a aussi étudié l'impact de roches ayant de propriétés thermiques différentes (voir Tableau 2.4).

Tableau 2.4 : Propriétés thermiques de différentes roches (adapté de Ghoreishi-Madiseh et al., 2011)

| Type de roche | Non gelée | | | gelée | | |
|---------------|-------------------|-----------------------------|----------------|-------------------|-----------------------------|----------------|
| | λ (W/m K) | ρ (kg/m ³) | C_p (J/kg K) | λ (W/m K) | ρ (kg/m ³) | C_p (J/kg K) |
| Schiste | 1,48 | 2600 | 801 | 1,50 | 2600 | 721 |
| Kimberlite | 2,27 | 2300 | 1000 | 2,30 | 2300 | 900 |
| Granite | 2,86 | 2650 | 1105 | 2,90 | 2650 | 995 |
| Dolomite | 4,93 | 2850 | 975 | 5,00 | 2850 | 877 |

Pour cette étude, la température de déposition du remblai était de 10 °C et celle de la roche de -15 °C. Dans ces conditions de cure, la modélisation numérique en 2D a révélé qu'aucun dégel ne se produit pour les cas de la dolomite et du granite, par opposition à des roches de schiste et de kimberlite. L'interprétation physique de cette observation est que, dans un matériau à faible conductivité thermique, il y a moins de diffusion de chaleur. En d'autres termes, on peut retenir que dans ces conditions de cure si la conductivité thermique de la roche est supérieure à 3 W/mK, l'effet de dégel du remblai sera négligeable (Ghoreishi-Madiseh et al., 2011).

Influence de la taille du chantier

Dans leur étude numérique en 2D, Wu et al. (2012) montrent que la taille du chantier a un effet significatif sur le développement de la température, sa distribution au sein du remblai ainsi que la vitesse de refroidissement du remblai. L'augmentation de la taille du chantier augmentera le taux d'élévation de la température. Quatre tailles de chantiers (hauteur × largeur : H × W), soit 5 × 2,5 m ; 10 m × 5 m ; 20 m × 10 m et 60 m × 30 m, ont été sélectionnées pour ces simulation. À l'issue de cette étude, il a été constaté qu'une plus grande taille de chantier entraîne un grand échange de chaleur entre le remblai et la roche encaissante (Wu et al., 2012).

D'autre part, l'inclinaison de chantier à remblayer peut être différente d'un site à un autre selon les conditions de la géométrie du minerai sur le terrain. L'étude de l'effet de l'inclinaison du chantier sur la chaleur dégagée par l'hydratation et le transfert de la chaleur induite par le remblai a été réalisée sur différents chantiers de $H \times W$: $0,5 \text{ m} \times 1 \text{ m}$; $1 \text{ m} \times 2 \text{ m}$; $2,5 \text{ m} \times 5 \text{ m}$; $5 \text{ m} \times 10 \text{ m}$; $10 \text{ m} \times 20 \text{ m}$; $20 \text{ m} \times 40 \text{ m}$ et $30 \text{ m} \times 60 \text{ m}$. Divers angles des chantiers ont été considérés, 0, 10, 20 et 30 ° par rapport à la verticale. Ces études faites en 2D ont montré que l'angle d'une structure de remblai a un effet négligeable sur l'évolution de la température au sein des structures de remblais ainsi que sur le transfert de chaleur entre le remblai et le mur du chantier (Nasir & Fall, 2009).

2.3 Récapitulatif et besoins de recherche

La revue de littérature présentée a montré l'influence de plusieurs facteurs sur les propriétés thermiques de remblais et/ou de matériaux poreux. Le pourcentage de liants dans les remblais a une faible influence sur leur conductivité thermique vu les faibles quantités de ces derniers (Abbasy, 2009; Célestin & Fall, 2009). Le temps de cure a quant à lui peu d'influence sur la conductivité thermique. L'augmentation des températures positives a tendance à diminuer la conductivité thermique de remblais (Célestin et Fall, 2009), tandis que le gel d'un matériau poreux peut augmenter sa conductivité thermique (Hinzman et al., 1991; Cox et al., 1999; Hansson et al., 2004; Liu & Si, 2011). Les sels ont une influence négligeable sur la conductivité thermique de matériaux poreux (Abu-Hamdeh et Reeder, 2000; Mochizuki et al., 2008). La capacité thermique des matériaux poreux est peu étudiée, mais on peut noter qu'elle diminue avec les températures de gel (Putkonen, 2003). D'autre part, il existe plusieurs modèles pour estimer les propriétés thermiques de matériaux (conductivité et capacité thermiques). Le modèle de Côté & Konrad (2009) présenté à l'équation (2.15) a été utilisé pour estimer la conductivité thermique du RCP. Celui de Musy & Soutter (1991) et Waples & Waples (2004a) présenté à l'équation (2.20) pour l'estimation de la capacité thermique.

La littérature présente également quelques paramètres d'influence dans le mécanisme de transfert de chaleur dans les remblais spécifiques. En effet, Ghoreishi-Madiseh et al. (2011) renseignent à l'aide de modèle en 2D que lorsque la température initiale de ces remblais curé dans le pergélisol augmente, le rayon de dégel du pergélisol augmente également, ce qui peut poser un problème d'instabilité du pergélisol. Ils ont aussi montré que les propriétés thermiques du pergélisol ont

une influence négligeable sur la distribution des températures dans le remblai. Wu et al. (2012) ont montré grâce à un modèle en 2D que l'augmentation de la taille du chantier a une influence sur la distribution des températures dans le remblai curé dans les conditions à climat tempéré. Pour ces mêmes conditions de cure, Nasir & Fall (2009) ont montré au moyen de modèle développé en 2D que l'inclinaison du chantier a un effet négligeable sur la distribution des températures entre le remblai et le mur du chantier.

Les besoins de recherche se résument d'une part à intégrer d'autres facteurs d'influence sur les mesures de propriétés thermiques des remblais comme la salinité de l'eau (de l'eau du pergélisol, et de sels de déglacage du minéral) et le gel qui ne sont pas considérés dans la plupart de travaux portant sur les propriétés thermiques de remblais. D'autre part, il a été démontré que les dimensions d'un chantier ont une influence sur la distribution de température dans le remblai (Nasir & Fall, 2009 ; Wu et al., 2012). La plupart de modèles utilisés qui sont en 2D négligent donc l'effet de la troisième dimension du chantier sur la distribution de température dans le remblai. Arriver à construire un modèle numérique en 3D intégrant les propriétés thermiques qui tiennent compte de l'effet de la salinité et du gel comme facteurs d'influence constituerait un apport important dans la recherche. Il s'agira d'un modèle capable de prédire la distribution de température dans un RPC curant dans les conditions du pergélisol.

CHAPITRE 3 APPROCHES MÉTHODOLOGIQUES

Ce chapitre présente d'abord un schéma synthèse de la méthodologie et du programme de recherche. Par la suite, les méthodes employées afin de caractériser les propriétés physiques, minéralogiques et thermiques des matériaux utilisés ainsi que les dispositifs utilisés pour étudier le transfert de chaleur 1D et 3D au laboratoire sont décrits. Finalement, la procédure de modélisation numérique du transfert de chaleur avec COMSOL Multiphysics® est être présentée.

3.1 Introduction

Le schéma ci-après donne un bref aperçu de l'approche méthodologique retenue pour étudier les conditions thermiques de cure du RPC curé un chantier délimité par les parois du pergélisol.

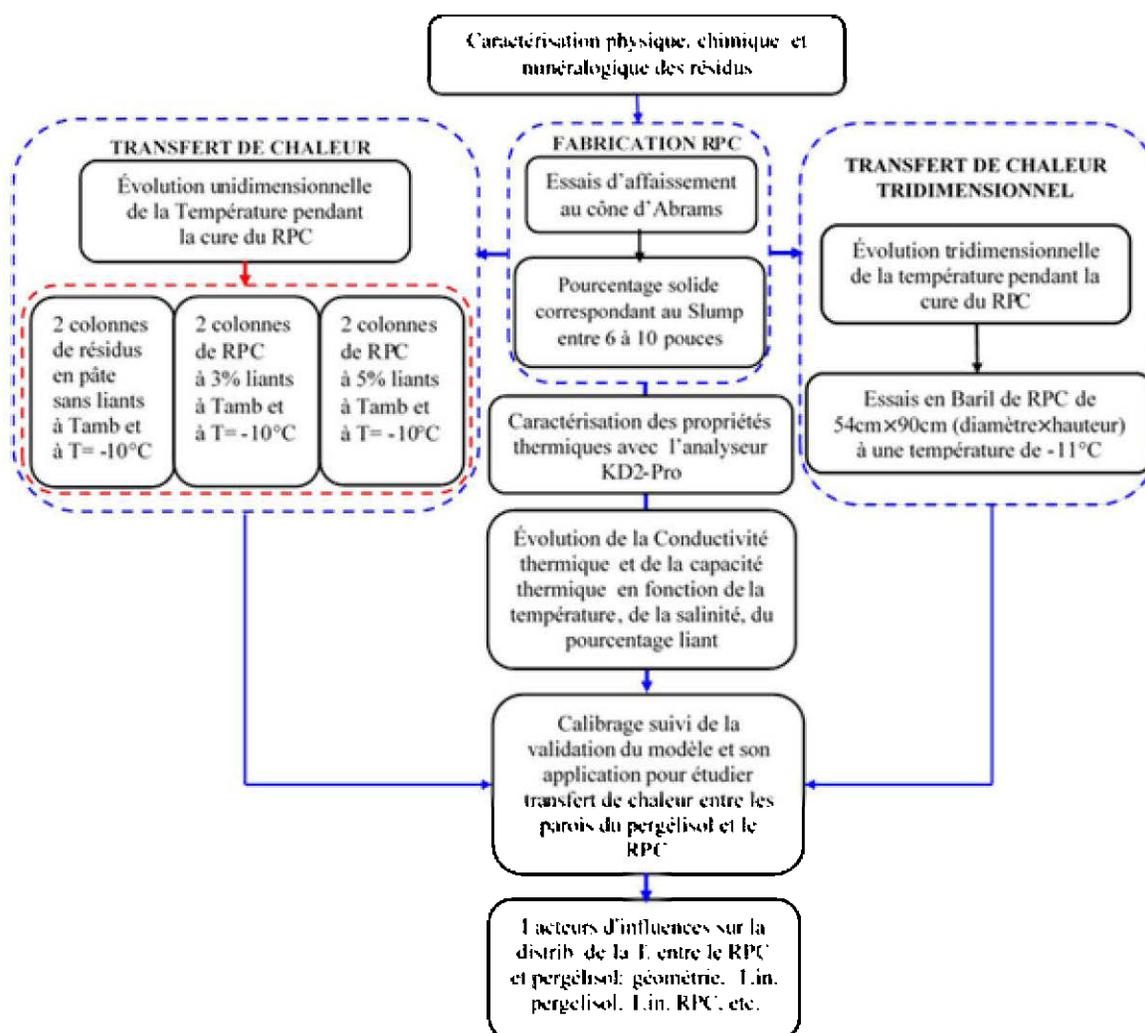


Figure 3-1 : Schéma synthèse de la méthodologie de recherche

Brièvement, ce schéma méthodologique peut être compris comme suit. Premièrement, il est question de procéder à une caractérisation physique (distribution granulométrique, densité relative de grains solide G_S) et minéralogique des résidus, c'est-à-dire déterminer la composition minéralogique de résidus utilisés (voir détails à la section 3.2). Une fois le résidu caractérisé, le remblai a été préparé à un pourcentage solide correspondant au slump de 7 pouces. Pour une quantité de RPC donnée, la quantité de résidus, de liant et d'eau a été déterminée (concentration de sels dans l'eau 5g/L). Trois types de matériaux différents ont été préparés : des résidus en pâte non cimentés et des RPCs à 3 % et 5% de liant. Les détails sont donnés à la section 3.3. Plusieurs batchs de RPC ont été préparés et placés dans des moules qui ont été curés à différentes températures pour mesurer les propriétés thermiques en fonction de différents paramètres, notamment le temps de cure, la température de cure et la variation de la concentration de sels dans l'eau de mélange. D'autres batchs à 0, 3 et 5 % de liant ont été mis en place dans des colonnes soumis à différentes conditions thermiques aux frontières en vue d'étudier le transfert de chaleur unidimensionnel (1D) dans le RPC (voir section 3.5). La variation du pourcentage de liant avait pour but d'investiguer son impact sur la chaleur d'hydratation. Pour étudier le transfert de chaleur tridimensionnel (3D), un batch de RPC à 5% de liant a été mis en place dans un baril et curé dans une chambre froide à une température oscillant autour de $-11\text{ }^{\circ}\text{C}$ (détails à la section 3.6). Toutes les données recueillies par ces dispositifs expérimentaux et de la caractérisation thermique ont été utilisées pour le calibrage et la validation des modèles de transfert de chaleur dans le remblai développé avec le module « Heat Transfer » du COMSOL Multiphysics®. Enfin, le modèle développé a été appliqué aux cas de chantiers minier afin d'étudier le transfert de chaleur dans le RPC curant sous les conditions aux frontières du pergélisol. Les détails méthodologiques de ces simulations numériques sont donnés à la section 3.7. Plusieurs facteurs comme l'effet de la distance d'application de la condition aux frontières dans le pergélisol, l'effet de types de roche du pergélisol, l'effet de la température initiale du RPC, l'effet de la température initiale du pergélisol, et l'effet de la géométrie du chantier ont été étudiés.

3.2 Caractérisation des résidus

Les résidus utilisés dans ce projet proviennent du broyage à sec de carottes obtenues lors de forages réalisés dans le cadre du projet Méliadine (propriété de Agnico Eagle Ltd) situé au Nunavut. Ces matériaux secs ont été livrés déjà broyés.

3.2.1 Propriétés physiques des résidus

La caractérisation physique de résidus a porté sur les paramètres suivants : la masse volumique, la teneur en eau massique, le pourcentage solide, la porosité, l'indice de vide, le degré de saturation, la densité relative des grains solides et la distribution granulométrique.

La masse volumique des résidus humides ρ_h (kg/m^3) donnée est le rapport entre sa masse M (kg) et son volume V (m^3) comme indiqué à l'équation (3.1).

$$\rho_h = \frac{M}{V} \quad (3.1)$$

La teneur en eau massique w est définie à l'équation (3.2) comme étant le rapport entre la masse de l'eau M_w et la masse de grains solides M_s .

$$w = \frac{M_w}{M_s} \times 100\% \quad (3.2)$$

L'équation (3.3) définit le pourcentage solide C_w comme le rapport entre la masse des grains solides M_s et la masse totale de l'échantillon M ($M = M_s + M_w$).

$$C_w = \frac{M_s}{M} = \frac{M_s}{M_s + M_w} = \frac{1}{1 + w} \quad (3.3)$$

Le degré de saturation S_r défini à l'équation (3.4) est le rapport entre le volume de l'eau V_w et le volume des vides V_v :

$$S_r = \frac{V_w}{V_v} = \frac{w}{e} \times G_s \quad (3.4)$$

L'indice des vides e est défini à l'équation (3.5) comme étant le rapport entre le volume des vides V_V et le volume des grains solides V_S .

$$e = \frac{V_V}{V_S} \quad (3.5)$$

La porosité n , par définition, est le rapport du volume des vides V_V et du volume total de l'échantillon V ($V = V_V + V_S$). Elle est reliée de l'indice des vides par la relation (3.6).

$$n = \frac{V_V}{V} = \frac{V_V}{V_S + V_V} = \frac{1}{1 + e} \quad (3.6)$$

La densité relative présentée à l'équation (3.7) est le rapport entre la masse volumique de grains solides et la masse volumique de l'eau.

$$G_S = \frac{\rho_S}{\rho_W} \quad (3.7)$$

La densité relative de grains solides G_S (ou D_R) se détermine au laboratoire à l'aide d'un pycnomètre à l'hélium (Figure 3-2).



Figure 3-2 : Pycnomètre à hélium ([photo prise au laboratoire de l'unité de recherche et de services en technologie minérale \(URSTM\) de l'IRME-UQAT](#))

La densité relative (G_S) du résidu retenu pour ce projet a été déterminée au laboratoire URSTM et elle est de 2,9.

La distribution de la taille de grains a été obtenue grâce au granulomètre laser Mastersizer de Malvern (Figure 3-3). Le fonctionnement de cet appareil est basé sur le principe de diffraction laser. En effet, lorsqu'une particule est éclairée par un faisceau laser, des franges de diffraction sont observées. L'angle de diffraction et l'intensité du rayonnement diffracté dépendent de la taille des particules : les grosses particules diffractent aux petits angles tandis que les petites particules diffractent aux grands angles. Le principe de diffraction laser s'appuie sur la théorie de Fraunhofer qui suppose de particules sphériques. Quelques minutes et quelques mL de suspensions suffisent pour effectuer l'analyse granulométrique (Lee Black et al., 1996). L'analyse granulométrique par diffraction laser est régie par la norme ISO 13320 (Jones, 2003). Il existe des modèles qui permettent de corriger les formes réelles des grains qui ne sont pas forcément sphériques, mais ceci n'est pas l'objet de cette étude (Benzaazoua et al., 2000).



Figure 3-3 : Granulomètre laser Mastersizer de Malvern ([photo prise au labo URSTM](#))

La Figure 3-4 présente la courbe de la distribution granulométrique de résidus utilisés.

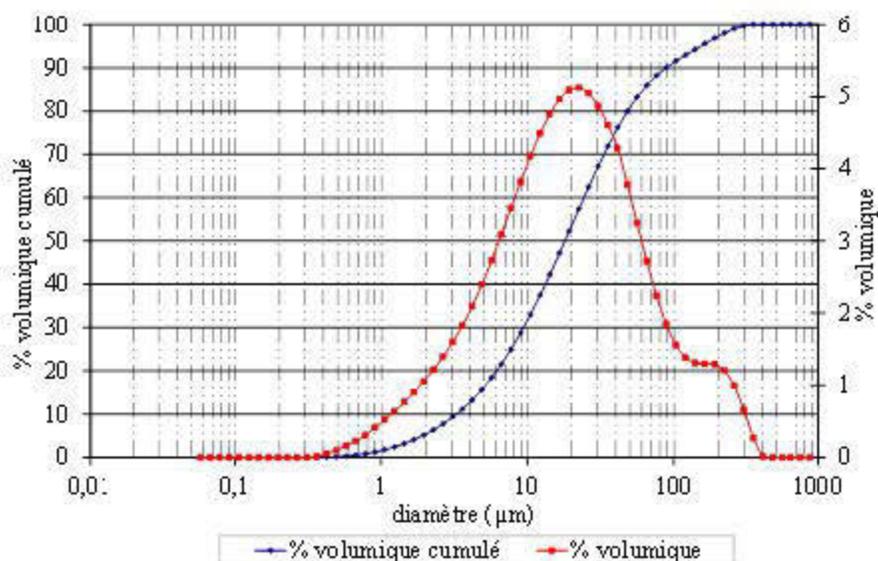


Figure 3-4 : Courbe de la distribution granulométrique des résidus utilisés

Le Tableau 3.1 présente les caractéristiques granulométriques des résidus utilisés en termes de diamètre D_x correspondant à $x\%$ de passant sur la courbe de distribution granulométrique cumulée, de pourcentages de passants à travers les mailles de $2\ \mu\text{m}$ (P_2), $20\ \mu\text{m}$ (P_{20}) et de $80\ \mu\text{m}$ (P_{80}), de coefficients d'uniformité C_U et de courbure C_C . La fraction de fines (particules de diamètre inférieur à $20\ \mu\text{m}$) dans les résidus est de 53% (P_{20}).

Tableau 3.1: Paramètre caractéristique de la distribution granulométrique des résidus utilisés

| Paramètre | Unité | Valeur |
|---|-------------------|--------|
| D_{10} | (μm) | 3,5 |
| D_{20} | (μm) | 6,5 |
| D_{30} | (μm) | 10 |
| D_{40} | (μm) | 15 |
| D_{50} | (μm) | 20 |
| D_{60} | (μm) | 26,5 |
| D_{70} | (μm) | 38 |
| D_{80} | (μm) | 58,5 |
| D_{90} | (μm) | 105 |
| $C_U = D_{80}/D_{10}$ | (-) | 7,57 |
| $C_C = D_{30}^2/(D_{60} \times D_{10})$ | (-) | 1,08 |
| P_2 | (%) | 5,5 |
| P_{20} | (%) | 53 |
| P_{80} | (%) | 85 |

Les valeurs de D_{10} (0,0035 mm), D_{60} (0,0265 mm), C_U (7,57), P2 (5,5%) et P80 (85%) sont comparables avec celles des autres résidus et se trouvent dans les intervalles rapportés par [Bussière \(2007\)](#) (voir section 2.1.3.1), à l'exception de coefficient d'uniformité qui est inférieure à 10.

3.2.2 Propriétés minéralogiques

La composition minéralogique des résidus a été déterminée par diffraction des rayons X (DRX) au laboratoire de l'URSTM. Il permet d'identifier les principales phases minérales à l'aide du logiciel Bruker A.X.S. Eva et d'une base de données cristallographique suite à l'obtention des diffractogrammes sur un appareil Bruker A.X.S. D8 Advance (Figure 3-5). La quantification des phases minérales identifiées est rendue possible par le logiciel Bruker A.X.S. TOPAS, qui est fondée sur la méthode Rietveld ([Young, 1993](#)). Cette méthode donne accès à l'abondance relative des principales phases minérales composant l'échantillon ([Villeneuve & Bussière, 2008](#)).



Figure 3-5 : X-Ray Diffractometer D8 Advance Bruker AXS ([photo prise au labo URSTM](#))

La composition minéralogique du résidu utilisé est présentée dans le 3.2.

Tableau 3.2: Proportions de la composition minéralogie des résidus utilisés

| Minéral | Proportion massique (%) |
|----------------|--------------------------------|
| Quartz | 40,32 |
| Albite | 19,50 |
| Muscovite | 14,65 |
| Ankérite | 8,77 |
| Chlorite | 8,07 |
| Magnétite | 4,58 |
| Calcite | 2,43 |
| Microcline | 1,33 |
| Pyrite | 0,35 |

L'identification des phases minérales des résidus est importante dans la prédiction ou estimation de propriétés thermiques du résidu ou/et du remblai. Lorsque les propriétés thermiques de minéraux composant le résidu sont identifiées, celles du résidu peut être estimée à partir des modèles qui existent (équations (2.15) et (2.20)).

3.3 Préparation de batchs de RPCs

Pour qu'un RPC réponde aux objectifs d'un chantier à remblayer donné, il est judicieux d'optimiser sa recette. En d'autres termes, il faut arriver à faire un choix rationnel du type de liant et de sa proportion pour fabriquer un RPC à même de répondre aux caractéristiques mécanique requises (Benzaazoua et al., 2000; Belem et al., 2003). Le ciment portland HE a été proposé comme liant par le partenaire industriel. Il faut aussi que le RPC ait une consistance et une fluidité (ou des caractéristiques rhéologiques) pour être distribué sans beaucoup de difficulté. Cette consistance est généralement exprimée en termes d'affaissement au cône standard d'Abrams ou *slump*. Cet essai a été conçu pour la détermination de la consistance des bétons. Pour faciliter le transport et l'acheminement du remblai dans les excavations souterraines, l'affaissement au cône idéal des RPC est compris entre 15 cm (6 pouces) et 25 cm (10 pouces) (Landriault et al., 1997). Dans le cadre de ce projet, un slump de 7 pouces était visé.

Pour préparer un RPC ayant un affaissement au cône donné, il est plus facile de déterminer le pourcentage solide C_w correspondant. Les travaux préliminaires de ce projet réalisés à l'URSTM avaient permis de déterminer $C_w = 76,25\%$ correspondant au slump visé de 7 pouces. Connaissant C_w , il devient alors facile de calculer à l'aide des expressions définies à la section

3.2.1 les quantités de résidus, de liant(s) et d'eau de gâchage nécessaires pour préparer un RPC ayant un affaissement visé.

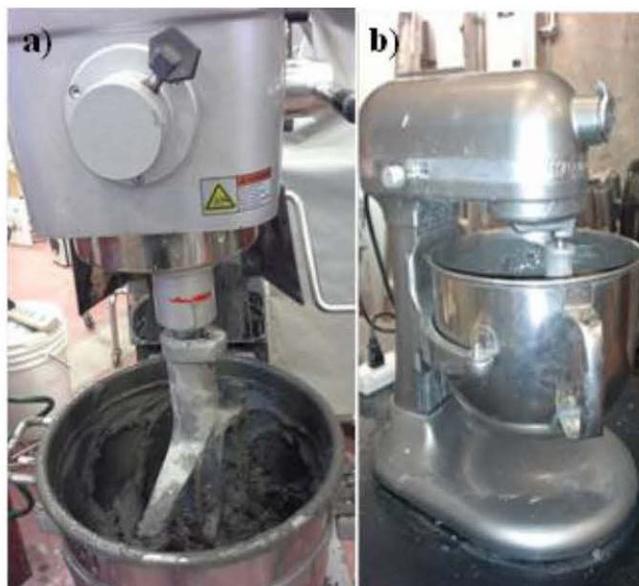


Figure 3-6 : Malaxeurs Hobart : a) grand et b) petit

Dans le cadre de ce projet, les recettes étudiées étaient préparées à partir des résidus secs et les mélanges ont été préparés dans un petit malaxeur Hobart (Figure 3-6a) pour les mesures de propriétés thermiques et dans deux grands malaxeurs Hobart (Figure 3-6b) pour les essais de transfert de chaleurs 1D et 3D au laboratoire respectivement en colonnes et baril. Chaque recette préparée à $C_w = 76,25\%$, était soit sans liant, soit à 3 ou 5 % de liant (le liant est un ciment Portland type HE). Le temps de mélange était fixé à 7 minutes selon les pratiques du laboratoire de l'URSTM. Plusieurs recettes de moins de 5 kg ont été préparées pour la mesure de propriétés thermiques. Pour les essais en laboratoires d'étude de transfert de chaleur en 1D et 3D, 6×23 kg et environ 410 kg ont été préparés respectivement pour les 6 colonnes et pour le baril.

Pour les essais de mesure de propriétés thermiques, l'eau fraîche du robinet (0 % de sel assumé) et des eaux salines différentes par leurs concentrations en sels (soit 2,5 g/L ; 5 g/L ; 7,5 g/L et 10 g/L) ont été utilisées. Ces solutions d'eaux salines ont été préparées à base de l'eau fraîche du robinet et de sels ayant de proportions massiques telles que fournis au Tableau 3.3. On observe que NaCl est prépondérant par rapport aux autres sels. Pour les essais sur le transfert de chaleur 1D et 3D, seule l'eau saline à 5g/L de sel a été utilisé.

Tableau 3.3: Proportions massiques des réactifs pour préparer des solutions salines de concentrations 2,5 ; 5 ; 7,5 ; 10 g/L

| Réactifs (Sels) | | Concentration massique | | | |
|---|-------|------------------------|-------|--------|-------|
| | | 2,5g/L | 5/g/L | 7,5g/L | 10g/L |
| CaCl ₂ | (g/L) | 0,16 | 0,33 | 0,49 | 0,65 |
| Na Cl | (g/L) | 1,58 | 3,16 | 4,73 | 6,30 |
| K Cl | (g/L) | 0,03 | 0,05 | 0,08 | 0,10 |
| MgSO ₄ | (g/L) | 0,18 | 0,36 | 0,54 | 0,72 |
| MgCl ₂ | (g/L) | 0,16 | 0,32 | 0,48 | 0,65 |
| Na ₂ S ₂ O ₅ | (g/L) | 0,34 | 0,69 | 1,04 | 1,39 |
| CuSO ₄ | (g/L) | 0,05 | 0,09 | 0,14 | 0,19 |

3.4 Étude de propriétés thermiques du RPC

Dans ce qui suit, on décrit l'appareil KD2 Pro utilisé pour déterminer les propriétés thermiques. On présente aussi la procédure suivie pour étudier l'effet de divers paramètres (température, pourcentage de liant, salinité) sur l'évolution des propriétés thermiques en fonction du temps de cure.

3.4.1 Description de l'analyseur de propriétés thermiques KD2 Pro

L'analyseur de propriétés thermiques KD2 Pro est un appareil portatif développé par DECAGON Inc. (voir Figure 3-7). Cet appareil est conforme aux normes IEEE 442-1981 et ASTM D5334-08 et peut être utilisé au laboratoire ou sur terrain. Son principe est basé sur la méthode du fil chaud décrit précédemment à la section 2.2.3.1. Des recherches sur les propriétés thermiques du sol et autres matériaux poreux pendant 30 ans ont permis la mise sur pieds d'un analyseur aussi sophistiqué pour la mesure des propriétés thermiques. L'analyseur est très sensible car le mouvement d'une personne au laboratoire ou la chaleur du soleil sur terrain affecte l'exactitude de mesures de propriétés thermiques (Decagon Devices, 2014).

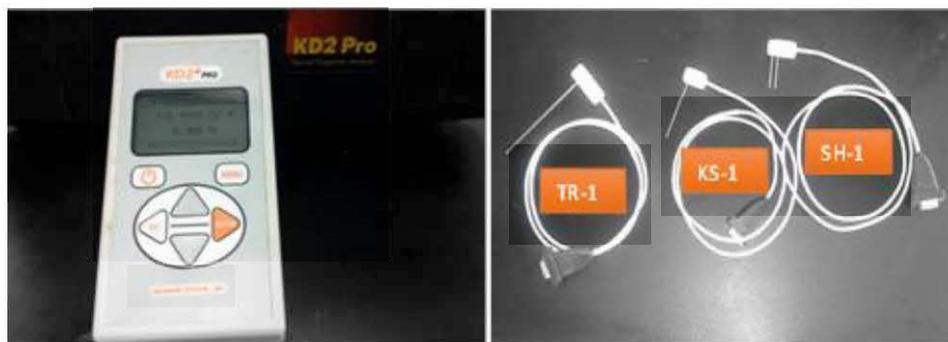


Figure 3-7 : Analyseur des propriétés thermiques KD2 Pro-accompagné de ses capteurs

L'appareil peut être utilisé en mode manuel ou en mode automatique (enregistrement automatique). L'utilisation en mode automatique sous-entend une collecte des données sans surveillance d'utilisateur à des intervalles de temps définis. Le mémoire flash de l'analyseur KD2 Pro peut stocker au maximum 4095 lectures.

L'analyseur KD2 est livré avec trois capteurs « SH-1 », « TR-1 » et « KS-1 ». Les conditions d'utilisation appropriée de chacun des capteurs, leur temps de lecture, leur précision, la gamme de valeurs mesurées ainsi que les températures minimale set maximales d'utilisation sont données dans le manuel d'utilisateur. Le Tableau 3.4 indique dans quels types de matériaux les trois capteurs sont appropriés. Il faut aussi mentionner que le capteur SH-1 est le seul capable de mesurer la conductivité thermique et la capacité thermique volumique.

Tableau 3.4 : Compatibilité des capteurs KD2-Pro avec différents types de matériaux (Decagon Devices, 2014)

| Matériau échantillon | KS-1 | TR-1 | SH-1 |
|---|-------------|-------------|-------------|
| Liquides à faible viscosité (ex. eau) | Meilleur | Non | Non |
| Liquides à viscosité élevée (ex. glycérol, pétrole) | Meilleur | Ok | Non |
| Matériaux isolants | Meilleur | Ok | Ok |
| Sols humides | Non | Meilleur | Ok |
| Sols, poudres, matériaux granulaires secs | Non | Meilleur | Ok |
| Béton | Non | Meilleur | Ok |
| Roche | Non | Meilleur | Ok |
| Autres solides | Non | Meilleur | Ok |

3.4.2 Étude de l'évolution de propriétés thermiques durant la cure du RPC

Pour étudier l'évolution des propriétés thermiques des remblais, plusieurs batches de RPC différents par leur pourcentage en liant (B_w), pourcentages solides (C_w) et par le type de l'eau utilisée (eau saline et eau de robinet) ont été préparés et placés dans des moules de 3 pouces de diamètre et 6 pouces de hauteur et curés à différentes températures. La Figure 3-8 illustre l'utilisation de la sonde SH-1. Les échantillons testés ont été curés à des températures de -8, 2, 22 °C. Les mesures ont été réalisées en mode automatique à des temps de cure de 0, 1, 7, 14, 21 et 28 jours. Chaque prise de mesure dure au minimum 2 minutes et l'intervalle de temps entre deux mesures est de 15 minutes. Les travaux préliminaires réalisés dans le cadre de ce projet ont montré que ce temps de 15 minutes est suffisant et n'affecte pas les valeurs mesurées (voir un exemple de mesure dans le Tableau 3.5). Quatre mesures étaient réalisées pour chaque temps de cure et cela pendant 53 minutes. La valeur mesurée pour un temps de cure donné est la moyenne de ces quatre mesures.



Figure 3-8 : Mesure des propriétés thermiques des RPC et résidus en pâte non cimenté

Tableau 3.5 : Exemple de 4 mesures successives de propriétés thermiques du RPC ($B_w = 5\%$ et $C_w = 76,3\%$) prises après chaque 15 minutes

| Measurement Time | Sensor | λ W/(m·K) | C MJ/(m ³ ·K) | Err | Temp(0) °C |
|------------------|--------|----------------------|-----------------------------|--------|---------------|
| 2015-03-02 10:06 | SH-1 | 1,925 | 2,871 | 0,0151 | 22,27 |
| 2015-03-02 10:21 | SH-1 | 1,979 | 3,178 | 0,0111 | 22,28 |
| 2015-03-02 10:36 | SH-1 | 1,960 | 3,215 | 0,0116 | 22,29 |
| 2015-03-02 10:51 | SH-1 | 1,923 | 3,201 | 0,0106 | 22,32 |

Avant de procéder aux mesures des propriétés thermiques de RPCs, quelques travaux préliminaires ont été réalisés afin de développer la procédure de mesure (Beya, 2014). Ces travaux ont été réalisés avec les résidus de Goldex et du ciment GU, vu que les résidus de Méliadine utilisés pour ce sujet n'étaient pas encore disponibles. Ces travaux ont permis d'utiliser de manière rationnelle les résidus de Méliadine, étant donné qu'ils étaient en faibles quantités (résidus des usines pilotes). Les travaux préliminaires ont consisté à étudier la reproductibilité des mesures, l'effet de la taille de l'échantillon sur les valeurs mesurées et l'étude de la répétabilité de mesures sur le même échantillon. L'étude de la reproductibilité a été réalisée sur un triplicata d'échantillon de résidus en pâte, du remblai à 3 et 5 % de liant. Ces matériaux ont été préparés à $C_w = 75\%$ avec l'eau fraîche du robinet. Les résultats obtenus ont montré que la reproductibilité de mesure sur les échantillons de même type était assurée en tenant compte de la précision du capteur SH-1 (voir détails à l'Annexe B). L'influence de la taille de l'échantillon sur les mesures de propriétés thermiques a été réalisée sur un triplicata de trois types de matériau comme présenté dans le cas précédent. De moules de dimensions 2/4 et 3/6 (qui est rapport diamètre/hauteur exprimé en pouces/pouces) ont été retenus pour cette étude. Les mesures effectuées sur ces moules de (3/6 et 2/4) ont montré que la taille de l'échantillon n'a pas d'influence significative sur les mesures de propriétés thermiques de ces matériaux (voir détails à l'Annexe B). Enfin, la répétabilité de mesures sur les mêmes trous forés avec la sonde et/ou une mèche a été étudiée. Il s'agissait d'une même recette (remblai à $C_w = 75\%$, 5 % de liant préparé avec l'eau du robinet) répartie sur deux échantillons l'autre gèle à $-5\text{ }^\circ\text{C}$ et l'autre curé à $5\text{ }^\circ\text{C}$. La sonde seule pouvait forer le remblai curé à $5\text{ }^\circ\text{C}$ sans effort et les mesures répétées sur ces mêmes trous forés avec la sonde étaient proches. Le remblai gelé par contre nécessitait une mèche pour forer les trous de mesure et l'utilisation d'une graisse d'étanchéité. Les mesures répétées sur les mêmes trous étaient dispersées. À l'issue de cette étude, il a été conclu que les mesures de propriétés thermiques faits dans les mêmes trous forés à l'aide de la sonde elle-même (cas de matériaux tendres) peuvent être répétées car les valeurs mesurées restent proches et les mêmes. Par contre, il est déconseillé de réutiliser les mêmes trous forés avec une mèche dans le RPC gelé à cause de la dispersion des résultats observée (voir Annexe B).

3.5 Étude de transfert de chaleur 1D pendant la cure du RPC

Pour simuler le transfert de chaleur unidimensionnel dans le RPC curé dans les conditions du pergélisol, six essais ont été réalisés en colonnes de 14 cm de diamètre et 100 cm de hauteur. Trois de ces six colonnes étaient curées à la température ambiante et trois autres isolées thermiquement et refroidies à la base (Tableau 3.6).

Tableau 3.6: Tableau résumé des essais de transfert de chaleur unidimensionnel.

| Colonne | Proportion liant (%) | Condition de cure |
|---------|----------------------|--|
| I | 0 | Colonnes non isolées et curées à température ambiante du laboratoire à 23 °C |
| II | 3 | |
| III | 5 | |
| IV | 0 | Colonnes isolées thermiquement et refroidies à la base à -10 °C |
| V | 3 | |
| VI | 5 | |

Les colonnes I et IV sont remplies à l'aide d'un entonnoir avec des résidus miniers en pâte non cimentés (0% liant) ; les colonnes II et V avec du RPC à 3% du liant ; les colonnes III et VI avec du RPC à 5% du liant. Tous ces matériaux ont été préparés avec de l'eau saline à une concentration en sel de 5g/L de manière à avoir un affaissement au cône de 7 pouces ($C_w = 76,3\%$). L'utilisation des matériaux avec des pourcentages de liant $B_w = 0, 3$ et 5% avait pour objectif de voir dans quelle mesure une certaine chaleur est dégagée à la suite de l'hydratation du liant pour les deux groupes de colonnes ((colonnes I, II et III curant à la température ambiante) et colonnes IV, V, et VI curant avec une base gelée et une isolation latérale).

Les colonnes I, II et III constituent le premier groupe de 3 colonnes (colonnes I, II et III) curées à la température ambiante du laboratoire et laissées ouvertes à l'air libre (Figure 2-10).



Figure 3-9 : Essais en colonnes à température ambiante du laboratoire

Ces colonnes sont instrumentées chacune avec deux sondes RT-1 alignées dans l'axe central de chacune de ces 3 colonnes. Les deux sondes sont situées à 30 cm et à 60 cm de la base de la colonne. Une troisième sonde (sonde 2) a été placée à la paroi intérieure de la colonne à 30 cm de la base. Cette dernière avait pour rôle la vérification de valeurs de températures prises au même endroit par la sonde 1 (Figure 3-10a).

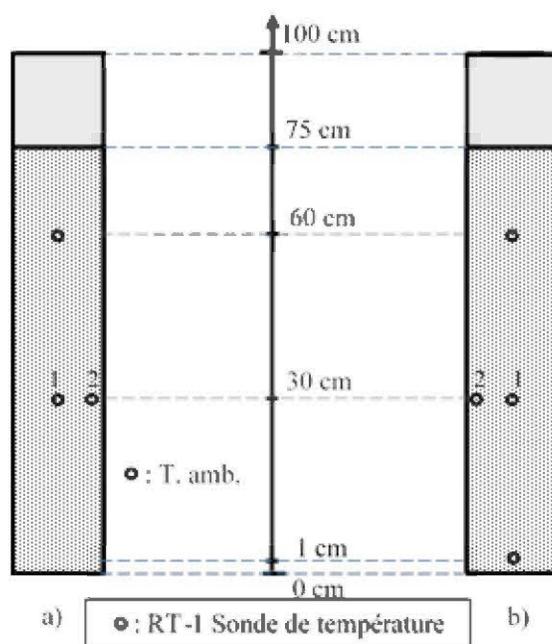


Figure 3-10 : Plan d'instrumentation de colonnes avec les sondes RT-1 : a) colonnes isolées refroidies à la base et b) colonnes curées à l'air libre

Le deuxième groupe est constitué également de trois colonnes (colonnes IV, V et VI). Les bases de colonnes de ce groupe ont été remplacées par des bases en acier pour faciliter le transfert de chaleur dans ces colonnes (voir Figure 3-11).



Figure 3-11 : Colonnes avec bases en acier et instrumentées avec sondes de température

Les bases de ces colonnes sont soumises à une température d'environ $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ à l'aide d'un congélateur à température contrôlée (Figure 3-12b). Les surfaces latérales de ces colonnes étaient isolées thermiquement avec de panneaux rigides en polystyrène extrudé pour limiter les pertes de chaleurs au niveau de parois de ces colonnes (Figure 3-12f). Les panneaux d'isolation ont été fixés à l'aide d'adhésifs (Figure 3-12d) et les joints entre les colonnes et les panneaux d'isolation ont été fermés avec de la mousse d'étanchéité extensible (Figure 3-12c et g). Les 3 colonnes sont alignées avec la colonne V placée entre les colonnes IV et VI. Ces 3 colonnes ont été remplies de matériau jusqu'à une hauteur de 75 cm et laissées ouvertes à l'air libre (Figure 3-12a). L'instrumentation de ce groupe de colonnes a été faite comme dans le cas du groupe 1, mais chaque colonne de ce groupe 2 avait en plus une sonde dans l'axe central située à 1 cm de la base de chaque colonne.



Figure 3-12 : Montage de colonnes pour essais dans le congélateur

Les sondes utilisées dans ce document sont de type RT-1 avec une précision de $\pm 1,0$ °C pour des températures situées entre -40 et -20 °C ; $\pm 0,5$ °C pour des températures variant de 5 à 40 °C et supérieure à $\pm 1,0$ °C.

A l'aide d'un datalogger, les données étaient enregistrées à la fréquence de de 2 heures pendant 34 jours.

3.6 Étude de transfert de chaleur 3D pendant la cure du RPC

L'étude de transfert de chaleur 3D pendant la cure du RPC a nécessité un baril en PVC de 54 cm de diamètre et 90 cm de hauteur. Concernant l'instrumentation du baril, sept sondes RT-1 ont été montées dans le baril dans 2 plans verticaux perpendiculaires comme présenté à la Figure 3-13a et Figure 3-14.

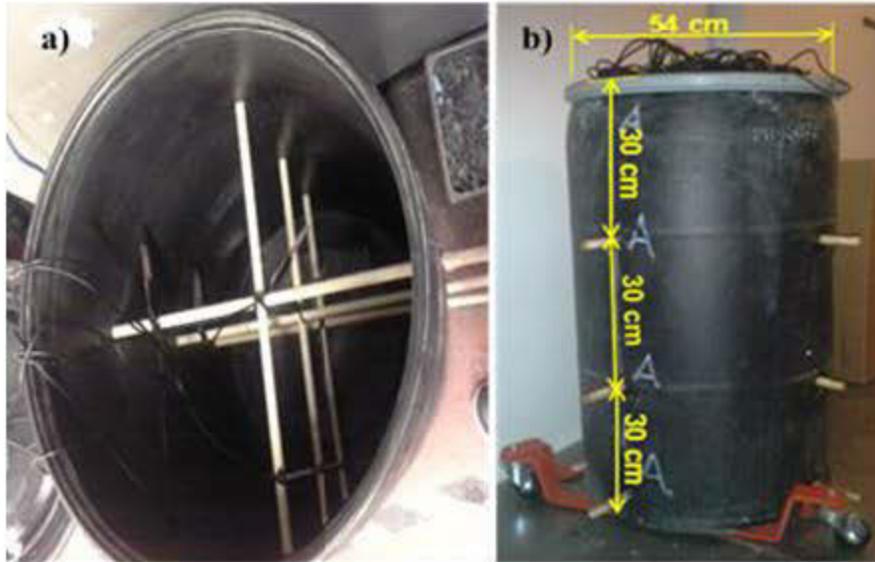


Figure 3-13 : Baril instrumenté avec les sondes RT-1 et déroulement de l'essai

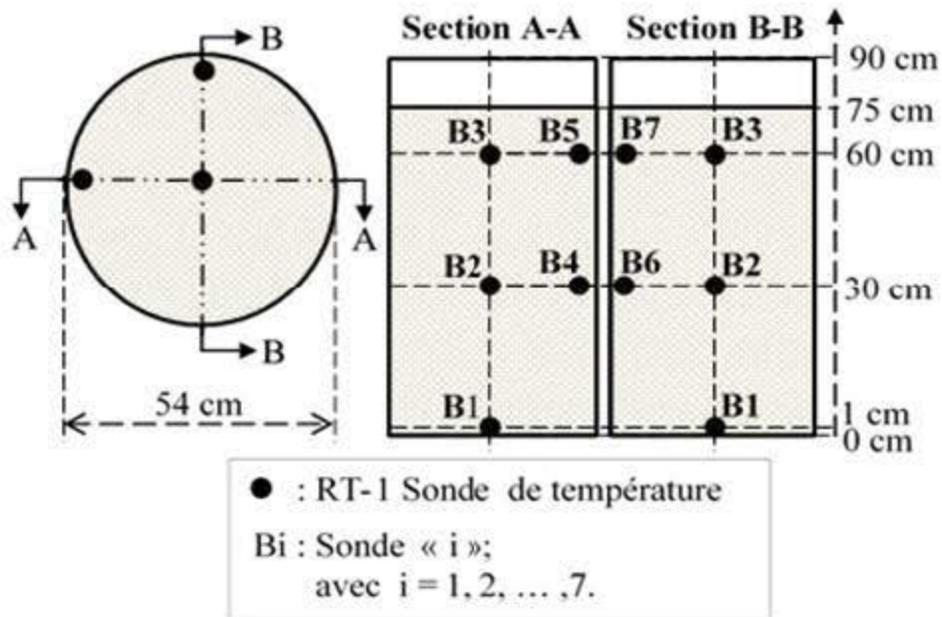


Figure 3-14 : Plan d'instrumentation du baril avec les sondes RT-1

Les tiges en bois montées dans le baril (Figure 3-13a) avaient comme tâche de supporter les sondes. Les sondes B1, B2 et B3 étaient situées dans l'axe central du baril à des hauteurs de 1, 30 et 60 cm de la base. Les sondes B4 et B5 et B6 et B7 étaient situées au niveau de la paroi dans deux plans orthogonaux comme présenté à la Figure 3-14. Après instrumentation, le baril a été rempli d'environ 410 kg de RPC à 76,3 % solides préparé avec l'eau saline de concentration 5g/L

et 5% en liant (ciment HE) et puis fermé avec un couvercle (voir Figure 3-13b). Le baril a été placé dans la chambre froide où le RPC a curé à une température contrôlée fluctuant autour de -11 °C (voir Figure 3-13b). La fréquence de mesure était d'une heure pendant environ 18 jours pour chacune de sept sondes. La température ambiante dans la chambre froide était également mesurée durant tout le temps du déroulement de l'essai.

3.7 Simulation numérique de transfert de chaleur

COMSOL Multiphysics® est un logiciel de calcul numérique par éléments finis qui permet de modéliser une grande variété de phénomènes physiques. La modélisation est disponible en 1D, 2D, 2D axisymétrique ou en 3D (Mhaguen, 2011). Dans le cadre du présent travail, le module « *Heat Transfer* » de COMSOL Multiphysics® version 5.2 a été retenu pour la modélisation numérique de transfert de chaleur entre les parois du pergélisol et le RPC.

Pour la réalisation de la modélisation numérique du transfert de chaleur entre les parois du pergélisol et le RPC, les données obtenues lors de mesures des propriétés thermiques du RPC avec l'analyseur KD2 Pro, de l'étude de transfert de chaleur unidimensionnel dans les colonnes et de l'étude de transfert de chaleur tridimensionnel dans le baril ont été utilisées pour le calage/validation du modèle numérique. Une fois le modèle calibré/validé, il a alors été utilisé pour prédire les conditions thermiques de cure du remblai à l'échelle d'un chantier souterrain dans le pergélisol.

Concernant l'algorithme de modélisation, il faut noter que le module « *Heat Transfer* » de COMSOL Multiphysics® dispose d'outils nécessaires pour simuler les différents modes de transfert de chaleur (conduction, convection et rayonnement), en couplage ou non. Dans le cadre de cette étude, ce module a été utilisé pour résoudre l'équation de transfert de chaleur présentée plus haut (équation (2.4)). En effet, différentes géométries des colonnes en 2D asymétrique, et du baril en 3D ont été créées. Pour chaque géométrie créée, les propriétés thermiques de différents matériaux ont été attribuées. Différents modes de transfert de chaleurs ont été ensuite couplés : le transfert de chaleur en milieu poreux avec changement de phases utilisé dans le RPC, dans un solide appliqué pour le pergélisol et les parois des colonnes et du baril, et enfin dans l'air au-dessus du RPC dans le baril fermé et dans un chantier. La chaleur pouvant provenir de l'hydratation du liant dans le RPC n'a pas été observée lors des travaux expérimentaux dans toutes les colonnes. Par conséquent, aucune source de chaleur interne n'a été intégrée dans les

modélisations numériques ($Q = 0$ dans l'équation (2.4)). Le comportement hydromécanique (drainage, consolidation, etc.) n'a pas été intégré dans les modélisations, ce qui fait que $u = 0$ a été considérée dans l'équation (2.4). C'est donc l'équation (2.5) qui a été résolue. Les conditions aux limites décrivant chaque modèle simulé (température pour le baril et les colonnes non isolées thermiquement ; flux de chaleur en échange avec l'extérieur et température pour les colonnes isolées thermiquement) ont été fixées. Les conditions initiales sont les températures respectives de dépôt du RPC dans les colonnes, baril et chantier. Un maillage extrêmement fin a été appliqué dans le but d'améliorer la qualité de la solution en rapprochant adéquatement la géométrie du corps modélisé. L'exécution de la résolution a été effectuée en fonction du temps à un pas constant que fixe l'utilisateur (Time Dependent).

CHAPITRE 4 ARTICLE 1: PRELIMINARY STUDY OF THE INFLUENCE OF TEMPERATURE AND SALINITY ON THE THERMAL PROPERTIES OF HARDENING CEMENTED PASTE BACKFILL

Ce chapitre présente une version à jour d'un article présenté par Fabrice Kazambua Beya, Mamert Mbonimpa, Tikou Belem, Mostafa Benzaazoua, Kayumba Kalonji et Serge Ouellet, à la 68^e Conférence Canadienne de Géotechnique et 7^e Conférence Canadienne sur le Pergélisol tenue à Québec du 20 au 23 septembre 2015. Il vise à répondre au premier objectif spécifique du mémoire : « étude de l'évolution des propriétés thermiques durant la cure du RPC à différentes températures et en fonction de la concentration de sels dans l'eau de mélange à l'aide d'un analyseur des propriétés thermiques KD2 Pro ». En complément des résultats contenus dans cet article, on présente également la caractérisation du résidu de Goldex à l'Annexe A et le développement des méthodes de détermination des propriétés thermiques du RPC à base de résidus de la mine de Goldex présenté à l'Annexe B.

Abstract

Thermal curing conditions of cemented paste backfill (CPB) in mine stopes with frozen walls in the permafrost can be assessed using numerical modeling. For this purpose, thermal conductivity and capacity functions of CPB with respect to curing time and temperature are required. In permafrost regions, CPB mixing water is expected to contain brine. The goal of this study was to investigate the influence of temperature and salinity on CPB's thermal properties. KD2 Pro apparatus was used to determine these properties for different CPB mixtures prepared at a solid mass concentration of 76.3%, with 0% (control) and 5% contents of type HE Portland cement. Mixing water with salt concentrations from 0 to 1% was also studied. Changes in thermal properties of CPB were measured at temperatures of -8°C, 2°C and 22°C. Results indicated that binder content (0, 3, and 5%), salt concentration in the mixing water (0 - 1%) and positive temperatures (2 and 22°C) have a negligible influence on thermal properties with curing time (0 - 28 d). However, freezing conditions (-8°C) has significant effect on these thermal properties.

Résumé

Les conditions thermiques de cure du remblai en pâte cimenté (RPC) dans les chantiers miniers avec des parois gelées dans le pergélisol peuvent être évaluées par la modélisation numérique. Pour cela, les fonctions de conductivité et de capacité thermiques du RPC par rapport au temps et à la température de cure sont requises. De plus, l'eau de gâchage du RPC dans les régions de pergélisol peut contenir de la saumure. L'objectif de cette étude était d'étudier l'influence de la température et de la salinité sur l'évolution des propriétés thermiques en fonction du temps de cure. L'appareil KD2 Pro a été utilisé pour déterminer ces propriétés pour différents mélanges de RPC préparés à un pourcentage solide de 76,3 % avec 0 % (témoin) et 5 % du ciment Portland type HE. Des eaux de gâchage avec des concentrations en sel variant de 0 à 1 % ont été utilisées. Les variations des propriétés thermiques ont été mesurées à des températures de -8 °C, de 2 °C et 22 °C. Les résultats indiquent que la teneur en liant (0 et 5 %), la concentration de sel dans l'eau de gâchage (0 - 1 %) et des températures positives (2 et 22 °C) ont une influence négligeable sur les propriétés thermiques au cours du temps de cure. Cependant, l'existence du gel a une grande influence sur ces propriétés thermiques.

4.1 Introduction

Mining industry generates important incomes for the economy of many countries around the world, but also generates nevertheless large quantities of liquid and solid wastes. When the solid wastes, mainly waste rocks and tailings, contain sulfide minerals they can lead to environmental impacts in terms of acid mine drainage. Nowadays, environmentally friendly and economically viable waste management techniques are implemented to address these concerns. The existing techniques include the reuse of tailings for underground cemented paste backfill (CPB) preparation. Indeed, the use of CPB allows sending back large amount (up to 50%) of tailings to underground excavations, therefore reducing the quantity to be stored on the surface. At the same time CPB plays the role of secondary ground support. (e.g., [Hassani & Archibald, 1998](#)). CPB is made of filtered mill tailings, water and a binding agent such as Portland cement or blends of cement and mineral additives such as pulverized fly ash and ground granulated blast furnace slag. The role of the binding agent is to provide cohesive strength to the CPB mixtures.

Most research projects worldwide focused on CPB characterization in temperate and semiarid climates. These studies mainly addressed the optimization of mix recipes to satisfy the strength requirement in order to ensure the stability of backfilled stopes with one exposed face (e.g., Landriault, 1995; Hassani & Archibald, 1998; Benzaazoua et al., 2004; Belem & Benzaazoua, 2008) and rheological requirements to ensure CPB transportation in pipeline from the plant to underground stopes (e.g., Bogeret et al., 2006; Cooke, 2007; Abbasy, 2009; Ouattara et al., 2010; Ouattara, 2011; Ouattara et al., 2013). Other researchers also addressed the geo-mechanical behavior (Belem & Benzaazoua, 2008; Belem, et al., 2013a; Belem et al., 2013b), the chemical and geochemical behavior (Benzaazoua et al., 2004; Ouellet, et al., 2006) of CPB after deposition.

The practice of CPB technique in underground mines stopes within permafrost in the Northern regions is poorly documented (Bandopadhyay and Izaxon, 2004), although CPB is increasingly tipped as viable given its numerous advantages. But in northern climates one of the main challenges is the formulation of CPB mix recipes that can be prepared in the backfill plant at surface, transported through pipelines and placed in underground stopes without being frozen. Another challenge is that these mix recipes should produce a CPB able to achieve the required strength (generally within 28 days) for stability and ground control reasons.

Since the hydration of hydraulic binders used in the CPB will be affected by curing temperature, knowing the temperature distribution within the CPB confined in walls of permafrost is crucial for the adequate formulation in the laboratory of the mix recipes developing the required mechanical strength. If the thermal curing conditions of CPB can be known primarily, the formulation of the mix recipe for northern cold climates can be performed safely. As a matter of fact, it would then be possible to set laboratory CPB specimens curing temperature for the purpose of optimizing the mix recipes for the required strength.

The temperature distribution across the confined CPB body in frozen walls of permafrost should depend on the amount of mixing water, the mineralogical composition of tailings, the backfill deposition temperature, the stope size as well as the wall and the ambient air temperatures. The natural salinity (brine) of frozen water in the permafrost (Hivon and Segoy, 1993) and the salinity added by ore deicing salts represent another factor of influence so far not being much considered in the CPB.

As the temperature distribution within a backfilled stope in permafrost is very difficult to reproduce in lab-scale, the use of numerical modeling with a calibrated model of heat transfer represents a good alternative (Bandopadhyay & Izaxon, 2004; Ghoreishi-Madiseh et al., 2011). Indeed, the knowledge of the evolution of thermal properties of CPB curing under decreasing temperature becomes important for such numerical modeling. Some research has been conducted on the thermal behavior (heat transfer properties) of CPB (Abssay et al, 2014) and its impact on strength development (e.g., Putkonen, 1998; Nasir & Fall, 2009; Nasir & Fall, 2010; Wu et al., 2012; Ghirian & Fall, 2013; Wu et al., 2013). In the past few years, frozen backfill without binders was also investigated (Cluff & Kazakidis, 2012).

The objective of this paper is to study the influence of varying temperature (positive and negative) and mixing water salinity on the thermal conductivity (λ) and volumetric heat capacity (C_v) of paste tailings (uncemented) and curing CPB (0 and 5% binder)

4.2 Material charecterisation and methology

4.2.1 Tailings and mixing water characteristics

The tailings sample used was subjected to a complete characterization including physical (grain size distribution, specific gravity) chemical and mineralogical characterization. The grain size distribution was obtained using a Malvern Mastersizer laser particle sizer. Several analyses were performed and the cumulative grain size distribution curve mean is shown in Figure 4-1.

Table 4.1 shows the main characteristics of the tailings (diameter corresponding to x% passing on the cumulative grain size distribution curve D_x , coefficients of uniformity C_U and of curvature C_c , percent P_2 and P_{80} passing through the 2 μm and 80 μm meshes, respectively). The percentage of the fine fraction (particle diameter less than 20 μm) was 53%.

The relative density of tailings grains (D_r) or specific gravity G_s was determined using a Micromeretics helium pycnometer. The measured D_r value is 2.9.

The mineralogical composition of the tailings sample was determined using Bruker D8 Advance AXS X-ray diffraction (XRD). The results are presented in Table 4.2. Pyrite occurrence is weak. The identification of the mineral phases is important for the prediction of thermal properties of porous materials.

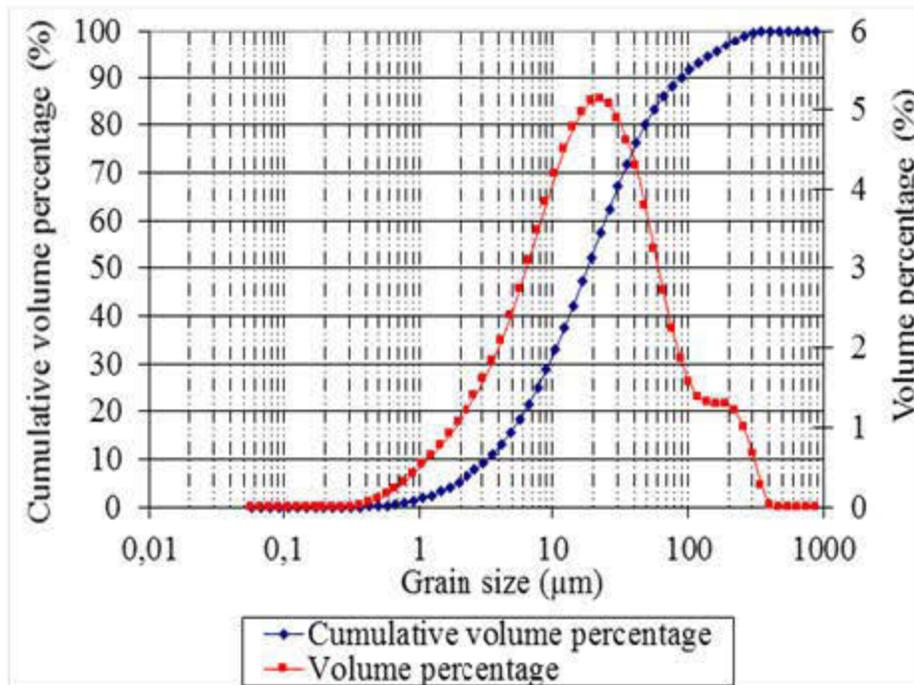


Figure 4-1 : Grain size distribution curves of the tailings

Table 4.1: Grain size distribution parameters of the tailings used

| Parameter | D ₁₀ | D ₃₀ | D ₆₀ | P ₂ | P ₈₀ | C _U | C _C |
|-----------|-----------------|-----------------|-----------------|----------------|-----------------|----------------|----------------|
| Unit | (µm) | (µm) | (µm) | (%) | (%) | (-) | (-) |
| Value | 3.5 | 10 | 27.5 | 5.5 | 85 | 7.86 | 1.04 |

Table 4.2: Mineralogical composition of the tailings used

| Mineral | Mass proportion (%) |
|------------|---------------------|
| Quartz | 40.32 |
| Albite | 19.49 |
| Muscovite | 14.65 |
| Ankerite | 8.77 |
| Chlorite | 8.07 |
| Magnetite | 4.58 |
| Calcite | 2.43 |
| Microcline | 1.33 |
| Pyrite | 0.35 |

In order to study the influence of the salinity of mixing water on the mechanical and thermal properties of CPB, a mix of fresh tap water with salt concentrations of 0, 0.25%, 0.5%, 0.75% and 1.0% (i.e. 0, 2.5, 5, 7.5 and 10 g/L) are used for the backfill preparation. These saline

solutions are prepared based on the following salts (Ouellet, 2015 pers. communication): calcium chloride (CaCl_2), potassium chloride (KCl), sodium chloride (NaCl), magnesium sulfate heptahydrate ($\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$), magnesium chloride hexahydrate ($\text{MgCl}_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$), sodium metabisulphite ($\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_5$), and copper sulfate pentahydrate ($\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$).

To prepare 1 liter (L) of mixing water for each saline solution, the different salts were used in the proportions shown in Table 4.3.

Table 4.3: Mass proportion of salts for 1 liter of saline water

| Salts | Concentration | | | |
|---|---------------|------|-------|------|
| | 0.25% | 0.5% | 0.75% | 1.0% |
| CaCl_2 (g/L) | 0.23 | 0.47 | 0.70 | 0.93 |
| Na Cl (g/L) | 1.53 | 3.06 | 4.59 | 6.13 |
| K Cl (g/L) | 0.03 | 0.05 | 0.08 | 0.10 |
| $\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ (g/L) | 0.36 | 0.72 | 1.08 | 1.44 |
| $\text{MgCl}_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$ (g/L) | 0.33 | 0.67 | 1.00 | 1.34 |
| $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_5$ (g/L) | 0.34 | 0.67 | 1.01 | 1.35 |
| $\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$ (g/L) | 0.07 | 0.14 | 0.21 | 0.28 |

For the chosen mix recipes, the CPB were prepared using dry tailings and type HE Portland cement. Mixtures of less than 5 kg were prepared using a Hobart mixer at a solid concentration C_w of 76.3%, i.e. a water content of 31.1% (paste tailings with a slump height of 7 inches), with binder contents B_w of 0, 3 and 5%. The mixing time was set to 7 minutes.

4.2.2 Measurement of thermal properties

The portable KD2 Pro thermal properties analyser from DECAGON Inc. was used. This analyser complies with the IEEE 442-1981 and ASTM D5334-08 standards and can be used in the laboratory or in the field. Its principle is based on the hot wire method (Gobbé et al., 2004) for measuring the thermal conductivity/resistivity (accuracy of ± 5 to $\pm 10\%$), the specific heat (accuracy of $\pm 10\%$), as well as the diffusivity (accuracy of $\pm 10\%$). For simultaneous measurement of the thermal conductivity and volumetric heat capacity for most granular materials, the double needle « SH-1 » sensor is used (needles with 1.3 mm in diameter and 30 mm in length and a spacing of 6 mm). The KD2 Pro thermal properties analyser has been used successfully by various researchers (e.g., Célestin & Fall, 2009; Meibodi et al., 2010; Pawan & Sreedeeep, 2011; Abbasy et al., 2014; Lee & Jeong, 2014; Lee & Shang, 2014; Sah & Sreedeeep, 2014).

4.2.3 Experimental program

For this preliminary study, the CPB was prepared at the prescribed solid mass concentration C_w of 76.3% (corresponding to a targeted slump of 7 inches). The CPB mixture is then poured in 29 plastic molds (6" height and 3" diameter) as shown in Figure 2. A previous study (Beya, 2014) had shown that this mold size did not affect the thermal properties measurement as no difference was noticed when compared to data obtained from larger size molds (6" height and 3" diameter). The repeatability was also previously studied using triplicates samples. Negligible errors (standard deviation less than 0.01) were observed for paste tailings and CPB with 3% and 5% binder contents. Table 4.4 shows the characteristics of the mix recipes, namely the mixing water salt content, the % of binder B_w (0, 3 and 5%) and the curing conditions in a temperature controlled room at 22, 2 and -8°C. For most samples, the fresh backfill is left to cure directly at the targeted temperature. Some samples were cured for 3 and 7 days at 22°C before being subjected to -8°C. This scenario aims in studying the effect of freezing on the thermal properties of already placed backfill and undergoing curing. The testing program in Table 4.4 will allow evaluating the effects of curing time and temperature, binder content and temperature, salt content and curing time, and binder hydration on the thermal conductivity and volumetric heat capacity of the backfill.

Table 4.4: Sample characteristics and testing conditions

| Salt Content (%) | T= 22°C | | | T= 2°C | | | T= -8°C | | |
|------------------|----------------|---|--------------------------------|--------|---|---|---------|---|-----|
| | 0 | 3 | 5 | 0 | 3 | 5 | 0 | 3 | 5 |
| 0.00 | X ¹ | X | XY ² Z ³ | X | X | X | X | X | XYZ |
| 0.25 | | | X | | | X | | | X |
| 0.50 | | | XYZ | | | X | | | XYZ |
| 0.75 | | | X | | | X | | | X |
| 1.00 | | | X | | | X | | | X |

¹X: sample cured directly at 22°C; 2°C and -8°C (curing times of 0, 3, 7, 14 and 28 days)

²Y: sample cured for 3 days at 22°C and then at -8°C.

³Z: sample cured for 7 days at 22°C and then at -8°C

In Figure 4-2 it can be seen one backfill sample during thermal properties measurement with the SH-1 sensor and the KD2 Pro analyser. The measurements were performed by running the auto

mode which takes at least 4 measures (per hour) and the average value is taken as the final value measured. Measurements were performed at curing times of 0, 3, 7, 14 and 28 days.



Figure 4-2 : Photo of Molded backfills showing thermal properties measurements using KD2 Pro analyser

4.3 Experimental results

4.3.1 Effect of curing time and temperature

It should be recalled that three CPB mixtures were prepared with fresh tap water and HE cement at contents of 0%, 3% and 5% to investigate the effect of curing time. For each mixture, a sample was placed at temperatures of -8°C , 2°C and 22°C . Figure 4-3 and Figure 4-4 show typical variations in the thermal conductivity λ and volumetric heat capacity C of the backfill with 5% binder and 0% salt. The results for uncemented paste tailings and for CPB with 3% binder were relatively similar to those shown in Figure 4-3 and Figure 4-4.

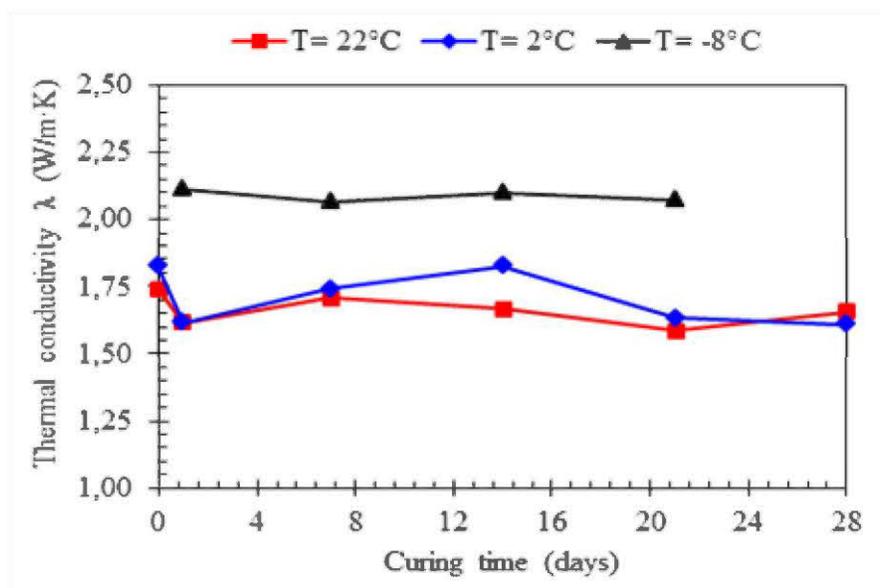


Figure 4-3 : Variation in the thermal conductivity with respect to the curing time for CPB samples with 5% of binder and 0% of salt

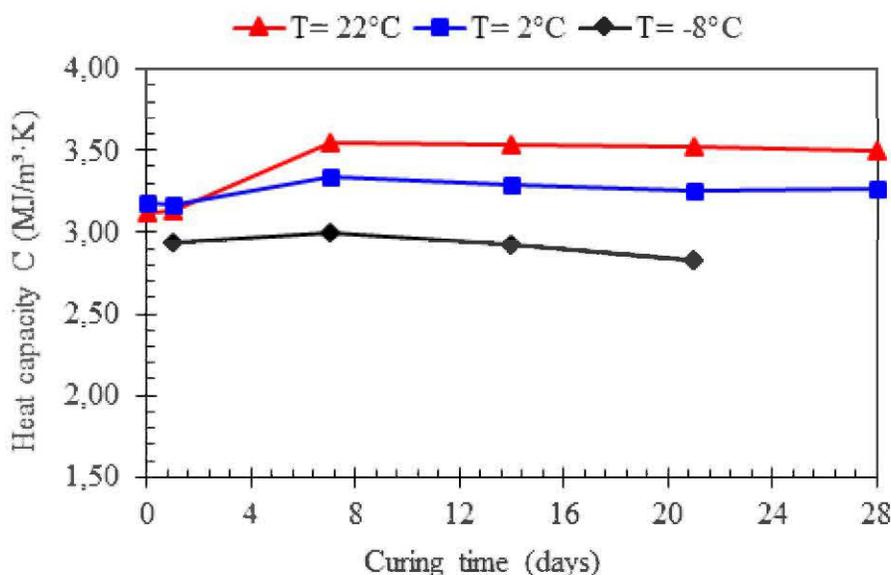


Figure 4-4 : Variation in the volumetric heat capacity with respect to the curing time for CPB samples with 5% of binder and 0% of salt

The small reduction in thermal conductivity may be due to the binder hydration and hardening processes (e.g., Bentz, 2007; Lee & Shang, 2014). Indeed, Kyu and Shang (2014) studied the thermal properties of tailing mixtures with substantial proportions (20 to 60%) of fly ashes and their results showed that the hydration of the fly ashes played a significant role on the thermal

conductivity decrease and the heat capacity increase over the curing times. This could be explained by the low thermal conductivity and high heat conductivity of hydrates and precipitates formed from the fly ashes reactions.

Figure 4-5 shows the variation in thermal conductivity of tested materials as a function of curing temperature after a curing time of 7 days. For the CPB with 5% binder content as example, these results show a decrease in thermal conductivity of 22% (from 2.09 W/mK to 1.71 W/mK) as the temperature increases from -8°C to 2°C and 3% decrease when the temperature rise from 2°C to 22°C. The heat capacity increased with temperature (2.92 MJ/m³K at T= -8°C; 3.17 MJ/m³K at T= 2°C and 3.32 MJ/m³K at T= 22°C) (see Figure 4-6); from -8 to 22°C, the increase is about 13.7%.

Overall, the thermal conductivity λ decreased from 1.84 to 1.63 W/mK and the volumetric heat capacity C_v increased from 3.15 to 3.32 MJ/m³K when the binder content varied from 0% to 5%. These variations are negligible compared to the accuracy of the SH-1 sensor given in the section 4.2.2. Similar behavior was observed with other types of mine backfills (e.g., Abbasy, 2009; Celestin, 2009).

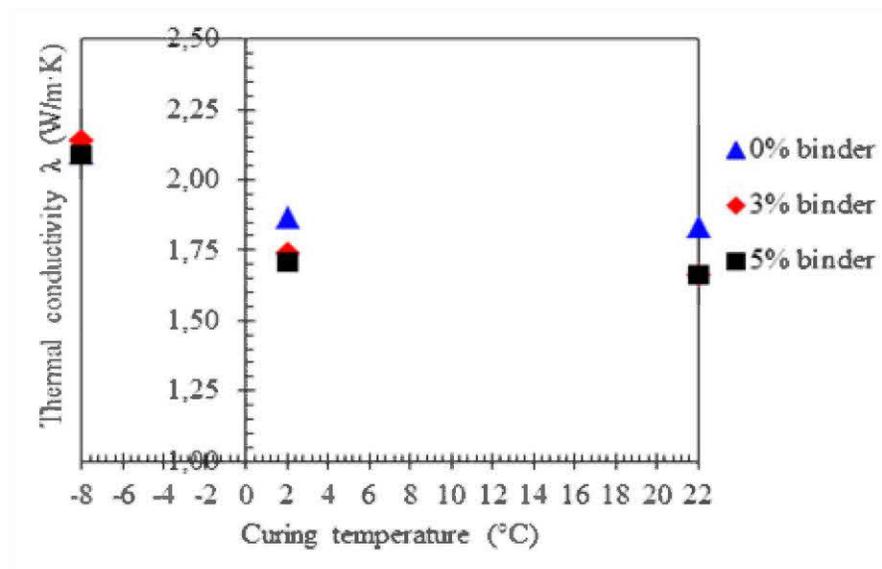


Figure 4-5 : Variation in the thermal conductivity of tailings and CPB with respect to the curing temperature after a curing time of 7 days and 0% of salt

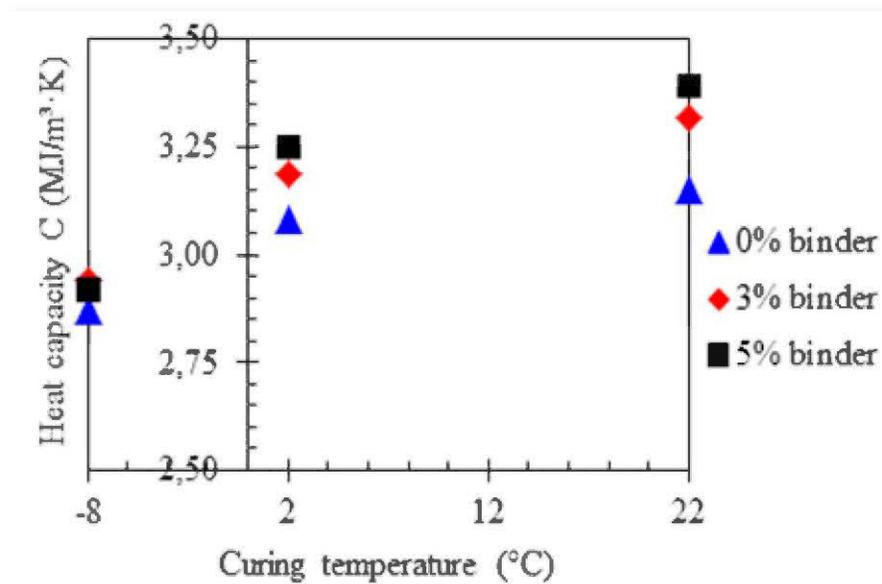


Figure 4-6 : Variation of the heat capacity of tailings and CPB as a function of curing temperature after a curing time of 7 days and 0% of salt

For backfill samples placed directly after preparation in the cold chamber, freezing temperature affected the hydration process of the binder. Therefore, the thermal properties of the frozen backfill samples with binder (3 and 5%) were close to the results obtained from uncemented paste tailings.

These observations about the effect of temperature on λ are consistent with data on CPB from the literature (Célestin & Fall, 2009) and for soils and rocks (e.g., Vosteen & Schellschmidt, 2003; Miao & Chen, 2014;). For CPB's heat capacity, however, literature data on soils indicated that the C_v of soils decreases with decreasing temperature (Putkonen, 2003), which also corroborates the observations in this study.

4.3.2 Effect of salt concentration

To investigate the effect of salt concentration on the conductivity and heat capacity of the CPB, four samples with 5% type HE cement were prepared using water with salt concentrations varying from 0% to 1% as shown in Table 4.3. For a given temperature and at a given curing time, no variation was observed in measured thermal conductivity (Figure 4-7). The heat capacity tends to increase very slightly with increasing salt concentration (Figure 4-8).

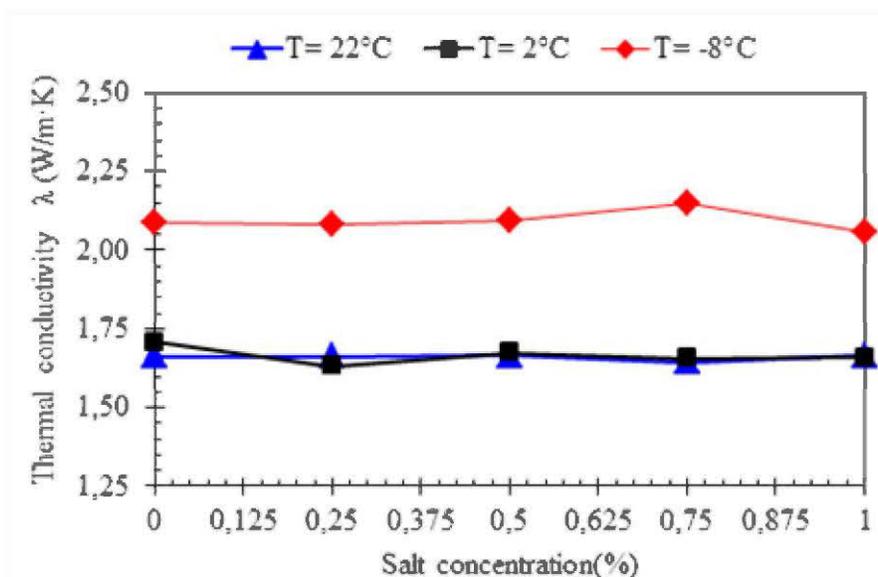


Figure 4-7 : Variation in the thermal conductivity of CPB with 5% binder as a function of salt concentration at a curing time of 7 days

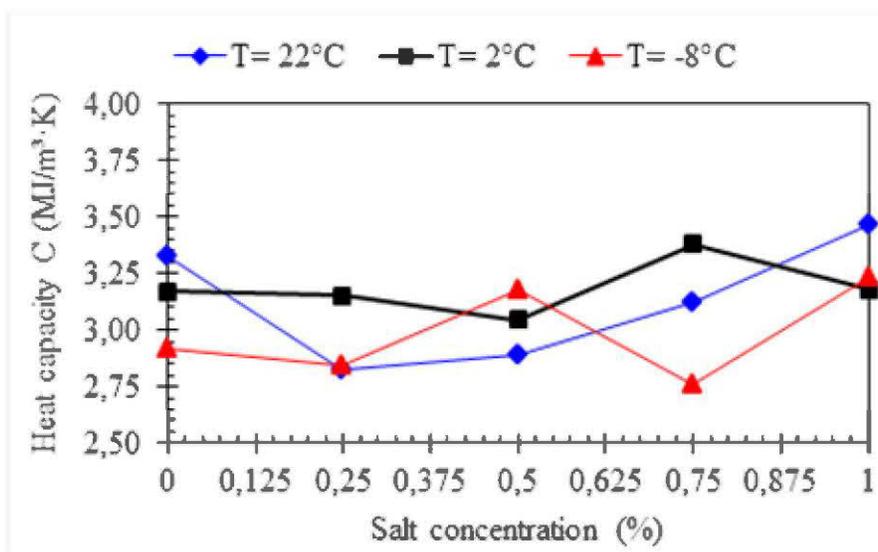


Figure 4-8 : Variation in the heat capacity of CPB with 5% binder as a function of salt concentration at a curing time of 7 days

No available data were found in the literature on the thermal properties of CPB prepared with saline mixing water to allow comparisons. For studies conducted on soils, the effect of NaCl concentration on thermal conductivity was influenced both by the water content of the soil and by the nature of the soil. For sand and glass beads, the thermal conductivity varied almost linearly when NaCl concentration increases (from 0 to 165 g/L) (Mochizuki et al., 2008). This trend was

also observed by [Abu-Hamdeh and Reeder \(2000\)](#) for the thermal conductivity of clayey soils containing up to 100 g/L salt. These literature results are somewhat similar to those ensuing from the tests carried out in this study, although the materials are different and very low salt concentrations (up to 1 g/L) were studied.

4.3.3 Effect of delayed freezing

The freezing impact on the thermal conductivity and heat capacity of CPB already curing was carried out on 4 samples prepared with type HE cement at 5%. Two samples were prepared with fresh tap water and the other two using water containing 0.5% salt content. One sample of each duplicate was first cured at 22°C for 3 days and then at -8°C. The other sample was first cured at 22°C during 7 days and then at -8°C. Figure 4-9 and Figure 4-10 show the results of the CPB prepared saline water. It can be observed that almost similar results were obtained for samples prepared with fresh tap water. Figure 4-9 shows that the thermal conductivity λ increased very slightly during the first 3 and 7 days of curing at 22°C. From the 4th day of curing and when the CPB is frozen at -8°C, the value of λ increased progressively to reach 2.05 W/mK. From the 8th day of frozen (at -8°C) CPB curing the value of λ jumped steeply up to around 2.1 W/mK.

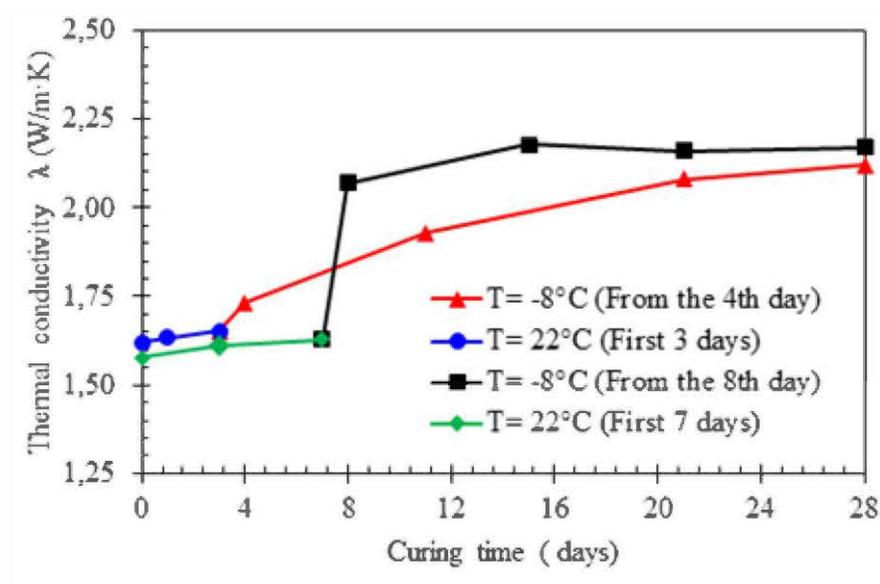


Figure 4-9 : Variation in the thermal conductivity of CPB with 5% of binder and 0.5% of salt as a function of curing time

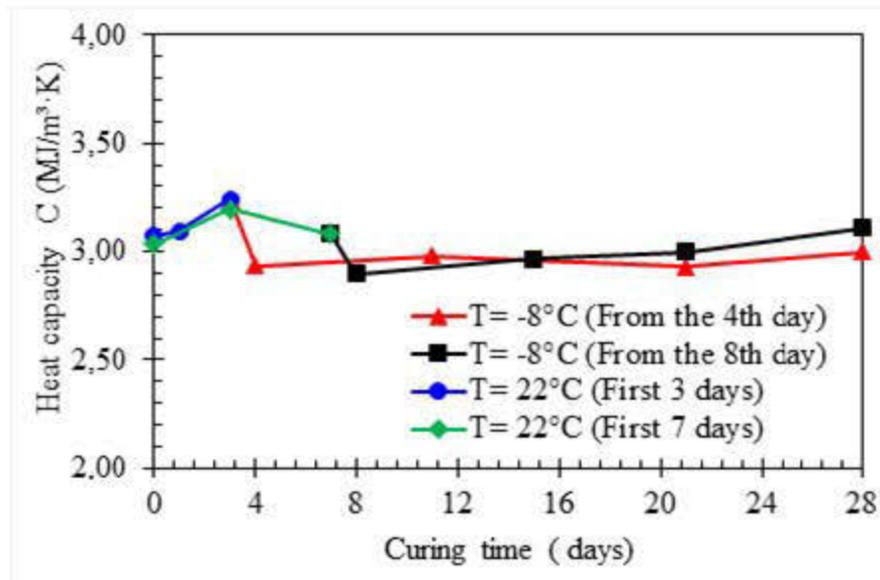


Figure 4-10 : Variation of the heat capacity of CPB with 5% of binder and 0.5% of salt as a function of curing time

Figure 4-10 shows that the heat capacity was close to $3.12 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ during the 3 and 7 day curing time at 22°C and then decreased to around $2.94 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ when the CPB was frozen. For CPB samples placed directly in the cold chamber, the average thermal conductivity was 2.09 W/mK (see Figure 4-4) and heat capacity was $2.92 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ (see Figure 4-5) over the whole curing time of 28 days. The delayed freezing seems to induce a decrease in thermal conductivity while the heat capacity remained nearly unchanged after a curing time of 28 days. As mentioned above, the CPB binder hydration contributed to the decrease in thermal conductivity.

4.4 Discussion

As stated in the introduction, empirical equations describing the thermal properties of CPB curing under decreasing temperature are very important for numerical modeling of the thermal curing of CPB confined in frozen walls of permafrost. This paper presents preliminary investigation for this purpose. These empirical functions may be developed by extending existing equations for estimating the thermal properties to include the effects of binder content, curing time and salt concentration.

In a first stage, estimated and measured thermal properties for unfrozen and uncemented paste tailings are compared below. Thermal properties estimation, based on the mineralogy of the

tailings can help validating the measurements made using the KD2 Pro analyser. A simple case of uncemented paste tailings was used. Thermal properties of CPB were not estimated due to the complexity of the phenomenon of binder hydration. For a saturated porous material, the thermal conductivity can be estimated by equation (4.1) (Côté & Konrad, 2009; Côté et al., 2013):

$$\lambda = \frac{(\kappa_{2P} \times \lambda_s - \lambda_f) \times (1 - n) + \lambda_f}{1 + (\kappa_{2P} - 1) \times (1 - n)} \quad (4.1)$$

where, κ_{2p} is an empirical parameter accounting for inner structure effects (distribution of grain size, pore size, tortuosity and pore fluid); λ_s and λ_f are the thermal conductivity of the solid and liquid phases, respectively; and n is the porosity.

The thermal conductivity of the solid phase λ_s can be obtained from the mineralogy as follows:

$$\lambda_s = \prod_j \lambda_{m_j}^{x_j} \quad (4.2)$$

where λ_{m_j} is the thermal conductivity of the mineral j with a volume fraction x_j in the whole material. The empirical parameter κ_{2p} is defined as follows:

$$\kappa_{2P} = 0,29 \times \left(15 \times \frac{\lambda_f}{\lambda_s}\right)^\beta \quad (4.3)$$

where β is an empirical constant. For conductivity ratios of $\lambda_f/\lambda_s = 1/15$, β equals 0.81 for natural soils, 0.54 for crushed rock, and 0.34 for cemented materials. For conductivity ratios superior to 1/15, the structure has no significant effects and β equals 0.46 for all types of materials (Côté et al., 2013).

The volumetric heat capacity of saturated porous materials can be obtained with equation 4 as follows (Waples & Waples, 2004b):

$$C_V = \rho_{s0} C_{p,s0} (1 - n) + \rho_w C_{p,w} n \quad (4.4)$$

where ρ_{s0} is the density of the solid, ρ_w is the density of the water, θ_w is the volumetric water content, $C_{p,s0}$ is the mass heat capacity of solid and $C_{p,w}$ is the mass heat capacity of water.

The heat capacity of the solid phase can be estimated from the mineral composition using the weighted arithmetic mean with the mass fraction of each mineral (Nimick & Connolly, 1991). Using thermal conductivity data of minerals (see Table 4.5) taken from Côté and Konrad (2005) and Eppelbaum et al. (2014), the thermal conductivity of the solid phase in the tailings λ_s given by Eq. (4.2) is 4.342 W/mK. The thermal conductivity of the saturated uncemented paste tailings estimated with equation 1 is 1.74 W/mK (see Table 4.6) while the one measured with the KD2 Pro device is 1.84 W/mK, which implies a difference of 0.1 W/mK or 5.4%. Taking into account the accuracy of the SH-1 sensor on the measured values ($\pm 10\%$), it can be concluded that the Côté and Konrad model (2009) predicts fairly accurately the thermal conductivity of the uncemented paste tailings used in this study.

Table 4.5: Estimation of the average thermal conductivity of solid grains from different minerals

| Mineral | λ_{m_j} (W/m K) | ρ_s (g/cm ³) | x_j (-) | $\lambda_{m_j}^{x_j}$ (W/m K) |
|----------------|----------------------------|----------------------------------|--------------|----------------------------------|
| Albite | 1.96 | 2.63 | 0.182 | 1.130 |
| Ankerite | 2.11 | 2.75 | 0.086 | 1.066 |
| Calcite | 3.59 | 2.71 | 0.023 | 1.030 |
| Chlorite | 5.15 | 2.75 | 0.079 | 1.138 |
| Magnetite | 5.10 | 5.15 | 0.084 | 1.146 |
| Microcline | 2.04 | 2.58 | 0.012 | 1.009 |
| Muscovite | 3.48 | 2.85 | 0.148 | 1.203 |
| Pyrite | 19.21 | 5.10 | 0.006 | 1.019 |
| Quartz | 7.69 | 2.65 | 0.379 | 2.169 |

Table 4.6: Estimated thermal conductivity for the tailings sample used at 76.3% solid content

| β (-) | κ_{2P} (-) | λ_s (W/m K) | λ_f (W/m K) | n (-) | λ (W/m K) |
|----------------|----------------------|------------------------|------------------------|------------|----------------------|
| 0.46 | 0.41 | 4.342 | 0.59 | 0.48 | 1.74 |

Table 4.7: Specific heat capacities (taken from Waples & Waples, 2004a; Eppelbaum et al., 2014)

| Mineral | C_p (J/kg K) |
|----------------|--------------------------------------|
| Albite | 730 |
| Ankerite | 802 |
| Calcite | 815 |
| Chlorite | 600 |
| Magnetite | 586 |
| Microcline | 700 |
| Muscovite | 760 |
| Pyrite | 510 |
| Quartz | 740 |

Using heat capacity data of minerals taken from Waples and Waples (2004a) and Eppelbaum et al. (2014) (see

Table 4.7), the volumetric heat capacity (C_v) estimated from equation (4.4) is 3.06 MJ/m³K (see Table 4.8). This value is almost the same to the one measured with the KD2 Pro device (3.15 MJ/m³K). Therefore, the predictive model of the volumetric heat capacity of porous materials developed by Waples and Waples (2004b) provides relatively accurate results for uncemented tailings sample. Indeed, the difference between the predicted and the measured values is 0.09 or 2.94%. The accuracy of sensor SH-1 being 10%, the difference of 2.94% is therefore negligible.

Table 4.8: Heat capacity for the used tailings sample at 76.3% solid content

| $C_{P,S0}$ (J/kg K) | ρ_{S0} (kg/m³) | $C_{P,W}$ (J/kg K) | ρ_w (kg/m³) | n (-) | C (MJ/m³K) |
|---|--|--|---|-------------------------------|---|
| 721.6 | 2818.68 | 4175 | 1000 | 0.48 | 3.06 |

4.5 Concluding remarks

This paper presents preliminary results of the influence of temperature and salinity (used for mining and ore manutention purposes) on the thermal properties (conductivity and heat capacity) of uncemented tailings and cemented paste backfill samples. It was noted that curing time has a negligible influence on thermal properties and that freezing showed a major influence. For the testing conditions it was observed that freezing of CPB significantly increased the thermal

conductivity (22%) and decreased heat capacity (12.%). Laboratory measurements have revealed little influence of the salt concentration (0 to 1%) in the CBP mixing water on thermal properties. Freezing of pre-cured and hardened CPB increased the thermal conductivity but did not significantly affect the heat capacity.

This study was based on one type of tailings only, one fixed solid concentration (76.3%), one type (HE) and percentage (0, 3 and 5%) of binder, and salt concentrations from 0 to 1%. Additional tests are ongoing in order to extend the study to other mixtures, particularly in the range of temperature between -8°C and 2°C. Data gathered from the whole study will be used to develop empirical equations to estimate the thermal properties of CPB. Once developed, these equations will be implemented in a numerical code for evaluating the flow behavior of CBP in pipelines. Furthermore, ongoing 1D and 3D heat transfer in CBP is being simulated using laboratory physical models (columns and large barrel). The expected results will help calibrating the numerical models.

4.6 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the Fonds de recherche du Québec, Nature et technologies (FRQNT), Agnico Eagle Mines Ltd and the Research Institute on Mines and Environment (RIME UQAT-POLY) for their financial support.

4.7 References

- Abbasy, F., Hassani, F. P., Madiseh, S. A. G., Côté, J., & Nokken, M. R. (2014). An experimental study on the effective parameters of thermal conductivity of mine backfill. *Heat Transfer Engineering*, 35(13), 1209-1224.
- Abu-Hamdeh, N. H., & Reeder, R. C. (2000). Soil thermal conductivity effects of density, moisture, salt concentration, and organic matter. *Soil science society of America Journal*, 64(4), 1285-1290.
- Aubertin, M., Bussière, B., & Bernier, L. (2002). *Environnement et gestion des rejets miniers. Manuel sur Cédéron. Bibliothèques Nationale du Canada*. ISBN 2-663-01030-3.
- Bandopadhyay, S., & Izaxon, V. (2004). *Ice-cemented backfill for underground support in arctic mines*.

- Belem, T., & Benzaazoua, M. (2008). *Predictive models for prefeasibility cemented paste backfill mix design*. The 3rd international conference on post-mining (vol. 8, p. 6-8).
- Belem, T., Benzaazoua, M., El Aatar, O., Yilmaz, E., Belem, T., Benzaazoua, M., Yilmaz, E. (2013). *Effect of drainage and the pore water pressure dissipation on the backfilling sequencing*. 23rd World mining congress, August (vol. 11, p. 1-10).
- Belem, T., Effenguet, H., & Mbonimpa, M. (2013). *Estimation of Required Minimum Binder Content by Assessing the Liquefaction Potential of Early Age Cemented Mine Backfill*. 66th Canadian Geotechnical Conference, 29 sept-03 oct. 2013., Montréal, QC.
- Bentz, D. (2007). Transient plane source measurements of the thermal properties of hydrating cement pastes. *Materials and Structures*, 40(10), 1073-1080.
- Benzaazoua, M., Fall, M., & Belem, T. (2004). A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Minerals engineering*, 17(2), 141-152.
- Benzaazoua, M., Marion, P., Picquet, I., & Bussière, B. (2004). The use of pastefill as a solidification and stabilization process for the control of acid mine drainage. *Minerals engineering*, 17(2), 233-243.
- Beya, F. K. (2014). *Développement de méthodes de détermination des propriétés thermiques du remblai minier en pâte cimenté, projet d'études supérieures, cours GML 6918*. Institut de recherche en mines et environnement-Polytechnique Montréal/UQAT, R-N, QC.
- Boger, D., Scales, P., & Sofra, F. (2006). *Rheological concepts. Paste and Thickened Tailings-A Guide (Second Edition)*, Jewell and Fourie (eds), Australian Centre for Geomechanics, Perth, Australia, 25.
- Bussiere, B. (2007). Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), 1019-1052.
- Célestin, J. C. H., & Fall, M. (2009). Thermal conductivity of cemented paste backfill material and factors affecting it. *International Journal of Mining, Reclamation and Environment*, 23(4), 274-290.

- Cluff, D. L., & Kazakidis, V. (2012). *Frozen backfill mix formulations and process for use thereof in underground mining applications* US Patent 20,120,114,429.
- Cooke, R. (2007). Backfill pipeline distribution systems-design methodology review. *CIM Magazine*, 2(5).
- Côté, J., Grosjean, V., & Konrad, J.-M. (2013). Thermal conductivity of bitumen concrete. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 40(2), 172-180.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2005). Thermal conductivity of base-course materials. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(1), 61-78.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2009). Assessment of structure effects on the thermal conductivity of two-phase porous geomaterials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(3), 796-804.
- Eppelbaum, L., Kutasov, I., & Pilchin, A. (2014). *Thermal properties of rocks and density of fluids*: Springer.
- Ghirian, A., & Fall, M. (2013). Coupled thermo-hydro-mechanical–chemical behaviour of cemented paste backfill in column experiments. Part I: physical, hydraulic and thermal processes and characteristics. *Engineering Geology*, 164, 195-207.
- Ghoreishi-Madiseh, S., Hassani, F., Mohammadian, A., & Abbasy, F. (2011). Numerical modeling of thawing in frozen rocks of underground mines caused by backfilling. *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 48(7), 1068-1076.
- Gobbé, C., Iserna, S., & Ladevie, B. (2004). Hot strip method: application to thermal characterisation of orthotropic media. *International Journal of Thermal Sciences*, 43(10), 951-958.
- Hassani, F., & Archibald, J. (1998). Mine backfill. *CIM, CD-ROM*.
- Hivon, E., & Sego, D. (1993). Distribution of saline permafrost in the Northwest Territories, Canada. *Canadian Geotechnical Journal*, 30(3), 506-514.
- Landriault, D. (1995). *Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining*. 97th Annual General Meeting of CIM. Rock Mechanics and Strata Control Session. Halifax, Nova Scotia (p. 229-238).

- Lee, J. K., & Shang, J. Q. (2014). Evolution of thermal and mechanical properties of mine tailings and fly ash mixtures during curing period. *Canadian Geotechnical Journal*, 51(5), 570-582.
- Lee, J. K., Shang, J. Q., & Jeong, S. (2014). Thermo-mechanical properties and microfabric of fly ash-stabilized gold tailings. *Journal of hazardous materials*, 276, 323-331.
- Li, L., & Aubertin, M. (2009). Numerical investigation of the stress state in inclined backfilled stopes. *International Journal of Geomechanics*, 9(2), 52-62.
- Meibodi, M. E., Vafaie-Sefti, M., Rashidi, A. M., Amrollahi, A., Tabasi, M., & Kalal, H. S. (2010). The role of different parameters on the stability and thermal conductivity of carbon nanotube/water nanofluids. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 37(3), 319-323.
- Miao, S., Li, H., & Chen, G. (2014). Temperature dependence of thermal diffusivity, specific heat capacity, and thermal conductivity for several types of rocks. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 115(2), 1057-1063.
- Mochizuki, H., Mizoguchi, M., & Miyazaki, T. (2008). Effects of NaCl concentration on the thermal conductivity of sand and glass beads with moisture contents at levels below field capacity. *Soil science and plant nutrition*, 54(6), 829-838.
- Musy, A., & Soutter, M. (1991). *Physique du sol* (vol. 6): PPUR presses polytechniques.
- Nasir, O., & Fall, M. (2009). Modeling the heat development in hydrating CPB structures. *Computers and Geotechnics*, 36(7), 1207-1218.
- Nasir, O., & Fall, M. (2010). Coupling binder hydration, temperature and compressive strength development of underground cemented paste backfill at early ages. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 25(1), 9-20.
- Nimick, F., & Connolly, J. (1991). *Calculation of heat capacities for tuffaceous units from the unsaturated zone at Yucca Mountain, Nevada*. Sandia National Labs.
- Ouattara, D. (2011). *Étude des propriétés rhéologiques de résidus miniers densifiés*. Institut de recherche en mines et environnement-École Polytechnique de Montréal/UQAT, R-N, QC.

- Ouattara, D., Mbonimpa, M., & Belem, T. (2010). *Rheological Properties of Thickened Tailings and Cemented Paste Tailings and the Effect of Mixture Characteristics on Shearing Behaviour*. Proceedings of 63rd Canadian Geotechnical Conference and 1st Joint CGS/CNC-IPA Permafrost Specialty Conference (p. 1178-1185).
- Ouattara, D., Yahia, A., Mbonimpa, M., & Belem, T. (2013). *Rheology of cemented paste backfill incorporating superplasticizers*. 66th Canadian Geotechnical Conference, 29 sept-03 oct. 2013, Montréal, QC.
- Ouellet, S., Bussière, B., Mbonimpa, M., Benzaazoua, M., & Aubertin, M. (2006). Reactivity and mineralogical evolution of an underground mine sulphidic cemented paste backfill. *Minerals engineering*, 19(5), 407-419.
- Pawan, K., & Sreedeeep, S. (2011). *Thermal characteristics of a swelling soil*. Proceedings of Indian Geotechnical Conference, December 15-17, Kochi , Inde.
- Putkonen, J. (1998). Soil thermal properties and heat transfer processes near Ny-Alesund, northwestern Spitsbergen, Svalbard. *Polar research*, 17(2), 165-179.
- Putkonen, J. (2003). Determination of frozen soil thermal properties by heated needle probe. *Permafrost and Periglacial Processes*, 14(4), 343-347.
- Sah, P. K., & Sreedeeep, S. (2014). Evaluation of bentonite-based thermal backfill materials. *Environmental Geotechnics*, 1(3), 179-188.
- Sass, J., Lachenbruch, A. H., & Munroe, R. J. (1971). Thermal conductivity of rocks from measurements on fragments and its application to heat-flow determinations. *Journal of Geophysical Research*, 76(14), 3391-3401.
- Vosteen, H.-D., & Schellschmidt, R. (2003). Influence of temperature on thermal conductivity, thermal capacity and thermal diffusivity for different types of rock. *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C*, 28(9), 499-509.
- Waples, D. W., & Waples, J. S. (2004a). A review and evaluation of specific heat capacities of rocks, minerals, and subsurface fluids. Part 1: Minerals and nonporous rocks. *Natural resources research*, 13(2), 97-122.

- Waples, D. W., & Waples, J. S. (2004b). A review and evaluation of specific heat capacities of rocks, minerals, and subsurface fluids. Part 2: fluids and porous rocks. *Natural Resources Research*, 13(2), 123-130.
- Wu, D., Fall, M., & Cai, S.-j. (2012). Coupled modeling of temperature distribution and evolution in cemented tailings backfill structures that contain mineral admixtures. *Geotechnical and Geological Engineering*, 30(4), 935-961.
- Wu, D., Fall, M., & Cai, S. (2013). Coupling temperature, cement hydration and rheological behaviour of fresh cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 42, 76-87.

CHAPITRE 5 ARTICLE 2: MINE BACKFILLING IN PERMAFROST: CALIBRATION OF A NUMERICAL MODEL OF HEAT TRANSFER WITH LABORATORY DATA AND PREDICTION OF THERMAL CURING CONDITIONS

Ce chapitre présente une version de l'article soumise par Fabrice Kazambua Beya, Mamert Mbonimpa, Tikou Belem, Li Li, Ugo Morceau, Kalonji Kayumba, Mostafa Benzaazoua & Serge Ouellet à la Revue *International Journal of Heat and Mass Transfer*. Cet article vise à présenter les résultats de prédiction de la distribution spatiale et temporelle de la température dans le RPC et les parois gelées du pergélisol afin de répondre aux objectifs spécifiques du projet de maîtrise. Soit, simuler le transfert de chaleur 1D et 3D à l'aide de modèles physiques au laboratoire, valider un modèle numérique qui utilise le module « Heat Transfer » du code COMSOL Multiphysics® à l'aide de résultats expérimentaux obtenus, et appliquer le modèle numérique validé pour étudier le transfert de chaleur dans chantier minier ouvert dans le pergélisol. Les résultats présentés dans cet article pour les colonnes non refroidies à la base et non isolées thermiquement sont complétés par l'Annexe C; tandis que l'Annexe D donne un complément de résultats de colonnes isolées thermiquement et refroidies à la base. Dans ce chapitre 5, l'article est présenté tel que soumis à la revue *International Journal of Heat and Mass transfer*.

5.1 Abstract

The mechanical behavior of cemented paste backfills (CPB) in permafrost areas is expected to be highly influenced by their thermal curing conditions. However, few experimental data are available for validating or calibrating numerical models and helping the design of backfilling systems in permafrost areas. To overcome this shortage, one-dimensional (1D) and three-dimensional (3D) laboratory heat transfer tests have been conducted on uncemented paste tailings (PT) and CPB. The early strength Portland cement (type HE) was used as the binder. CPB with 3 and 5% of binder contents by weight were tested. The mixing water contained 5 g/L salt concentration to imitate the mining conditions in the considered permafrost regions. The 1D heat transfer of PT and CPB was measured through instrumented columns, while the 3D heat transfer was assessed using an instrumented barrel. The column tests were performed under various thermal boundary conditions, while the barrel test was made under a constant temperature of

-11°C . Test results of the 1D and 3D heat transfer were used to calibrate a numerical model built with COMSOL Multiphysics[®]. The calibrated numerical model was subsequently used to predict the evolution of the temperature field of the CPB cured under the thermal boundary conditions of a backfilled mine stope in the permafrost (at -6°C and -10°C). A typical stope of 25 m high, 18 m long and 10 m wide was considered. 3D numerical simulations were performed by considering this stope filled with a CPB containing 5% of binder. Numerical results indicated that the CPB temperature gradually decreased with elapsed time, and the entire CPB mass was frozen about 5 years after the stope backfilling. The numerical simulations also show that the permafrost equilibrium temperature of -6°C was not reached in the CPB mass even after a curing period of 20 years. In addition, with the simulated evolution of the temperature field in the permafrost rock, one can assess the thawed rock thickness.

Keywords: Cemented paste backfill (CPB); Permafrost; Heat transfer; Numerical modeling; Model calibration; COMSOL Multiphysics[®].

5.2 Introduction

Mining operations and mineral processing produce large quantities of tailings that must be managed properly. When these tailings contain sulfide minerals and are exposed to meteoric conditions (i.e., air and water), additional measures are required for preventing acid mine drainage or AMD (e.g. [Aubertin et al., 2002](#)) and/or contaminated neutral drainage or CND (e.g. [Demers et al., 2013](#); [Plante et al., 2011, 2014](#)) generation. The use of cemented paste backfill (CPB) to fill underground stopes is a well-known tailings management technique. Some mining methods can allow the reuse of up to 50% of the tailings to fill underground stopes ([Hassani & Archibald, 1998](#)), thus reducing significantly the quantity of potentially harmful tailings to be stored in tailings storage facilities. Therefore, not only does backfilling serve as secondary ground support technique, but can also provide significant environmental benefits through ecological footprint reduction; the latter is particularly true when tailings are potentially generation of AMD or CND.

To date, most research on CPB deals with backfilling in temperate and semiarid climates and focus on optimizing mixture recipes to satisfy the required mechanical strength to ensure the stability of backfilled stopes (Belem & Benzaazoua, 2008; Belem et al., 2000; Benzaazoua et al., 2004; Landriault, 1995; Li & Aubertin, 2012, 2014; Li 2014a, 2014b). Optimizing the rheological properties of CPB to facilitate its transportation from surface paste backfill plant to underground stopes through pipelines reticulation system is another main topic of current and previous researches (Boger et al., 2006; Cooke, 2007; Ouattara et al., 2010, 2011, 2013). The hydro-mechanical (Belem et al., 2001, 2002, 2013a&b; Yilmaz et al., 2010) and geochemical (Benzaazoua et al., 2002, 2004; Ouellet et al., 2006) behaviors of CPB were also investigated. Wu et al. (2012) developed a coupled thermal, hydraulic, and chemical (THC) numerical model for the heat generation within CPB mass containing mineral admixtures. The model takes into account the heat generation due to binder hydration and heat transfer between CPB mass and its surrounding rock at a given initial temperatures ranging from 0 to 40°C.

With increasing development of mine projects in the northern regions of Canada, the use of CPB in underground stopes localized in permafrost areas and confined by permafrost walls needs to be fully investigated. One of the major challenges is to obtain a CPB mix recipe that can be transported to the destined underground stopes without being frozen. This can depend on several influencing factors, including the transportation distance, environment temperature etc. The temperature field during the CPB flow in the distribution system (pipelines and sub-level boreholes) and its end temperature at the deposition in the stope can be obtained through numerical models. (e.g., “non isothermal pipe flow” module in COMSOL Multiphysics® 5.2 code) that account for internal heat generated by wall friction and internal shearing as well as heat exchanges with the outside and the thermal dependence of the rheological properties of the CPB (Kalonji, 2016; Kalonji et al., 2015). The latter temperature affects the curing temperature of the CPB in the stope.

The deposited CPB must also achieve the target required compressive strength (generally within 28 days) under these low-temperature curing conditions. Bandopadhyay & Izaxon (2004) developed a finite-difference model for analyzing the effects of various parameters on the freezing of ice-cemented backfill in permafrost underground mines. They suggested that thin layers of backfill (usually tailings) could be placed successively with each layer being allowed to freeze before placing the next layer. Ice acted as a binding agent between solid particles of

tailings. Cold air ventilation during the winter period was used for freezing the backfill. The air (ventilation) temperature and the thickness of the backfill layers were the two most important variables that affected the required freezing time. For example, 13.2 days are required to freeze a backfill layer of 0.5 m (under representative backfilling conditions). The backfilling of a stope of 25 m height would require 660 days, which is simply unacceptable for the mining operations. [Cluff & Kazakidis \(2010\)](#) developed different frozen backfill formulations consisting of rockfill, tailings, crushed ice, and water in specific ratios in order to replace the more expensive ice-cemented and cement-based backfills. The applicability of the method is controlled, among other key parameters, by the freezing time.

The temperature within the CPB mass decreases and that of the permafrost rock walls increases due to the heat transfer from the CPB to the permafrost rock. This may lead to thawing and re-freezing in the rock. If the mechanical strength of the surrounding permafrost rock decreases with the thawing, the stability of the backfilled stope may be affected. Two-dimensional (2D) numerical models were used by [Ghoreishi-Madiseh et al. \(2011\)](#) for studying the effect of the CPB initial temperature (between 5°C and 25°C) on the thawing extent of frozen rock mass having initial temperatures varying between -25°C and -5°C. A 10 m high × 10 m wide stope was considered. Their numerical results showed that when the initial temperature of the CPB increased, the extent of thawing rock became larger, requiring more time for re-freezing. In their study, the cement and water contents of the fill material were 20% and 5% by weight, respectively. The resulted CPB had a solid content of $C_w = 95.2\%$ and a water-to-cement ratio of 0.3. This CPB differs considerably from the CPB commonly used in mining operations in temperate and semiarid climates where the cement content by weight B_w (here defined as the mass of dry cement divided by the mass of total dry tailings) typically ranges from 2 to 8% by dry mass of tailings with a water content typically ranging from 18 to 43%. This results in a solid content C_w typically in the range of 70 to 85% ([Benzaazoua et al., 2002](#); [Belem and Benzaazoua, 2008](#); [Landriault, 1996](#)) and a water-to-cement ratio in the range of 2 to 22 ([Belem and Benzaazoua, 2008](#)). Therefore, the material studied by [Ghoreishi-Madiseh et al. \(2011\)](#) is a cementitious material classified as a kind of Controlled Low Strength Material (CLSM) rather than CPB material. This type of fill material ($B_w = 20\%$, $C_w = 95.2\%$ and $w/c = 0.3$) is rarely used as mine backfilling material because the mining companies are constantly searching to reduce costs associated with binder consumption.

The temperature distribution and evolution of the CPB mass placed in the stope should also depend on the stope dimensions and on the thermal properties (conductivity and capacity) of the CPB and permafrost walls. The thermal properties of CPB are influenced by the unfrozen and frozen water contents, water salinity, and the mineralogical composition of the tailings. Pore water salinity (brine) may be naturally derived from permafrost ice (Hivon & Sego, 1993; Williams, 1970), or derived from anthropogenic sources, such as the salts applied for de-icing of ores. The effect of CPB mixture ingredients, curing time and temperature (above-zero), and the degree of water saturation on the thermal conductivity of CPB has already been investigated (e.g., Abbasy, 2009; Abbasy et al., 2014; Beya et al., 2015; Célestin & Fall, 2009). Furthermore, Beya et al. (2015) studied the effect of water salinity (brine content) and of sub-zero and above-zero curing temperatures on the thermal conductivity and capacity of uncemented and cemented paste backfill materials. In all the above mentioned studies, a KD2 Pro thermal properties analyzer (from DECAGON Inc.) was used. This portable device complies with the ASTM D5334-08 standard. It is based on the hot wire method (Gobbé et al., 2004), and used in the laboratory or in the field. For simultaneous measurement of the thermal conductivity and volumetric heat capacity, the double needle SH-1 sensor was used (needles were 1.3 mm in diameter and 30 mm in length with a spacing of 6 mm). This sensor is compatible with most granular solid materials. It should be emphasized that the KD2 Pro thermal properties analyzer has been used successfully by various researchers (e.g., Abbasy, 2009; Abbasy et al., 2014; Célestin & Fall, 2009; Lee & Shang, 2014; Lee et al., 2014; Meibodi et al., 2010; Pawa & Sreedeeep, 2011; Sah & Sreedeeep, 2014). Results showed that the thermal properties of cementitious materials do not change significantly with curing time (up to 28 days) (Abbasy, 2009; Abbasy et al., 2014; Beya et al., 2015; Célestin & Fall, 2009). Freezing of the CPB increased its thermal conductivity and decreased its thermal capacity (Beya et al., 2015). Mixing water salinity (for salt concentrations ranging from 0 to 10 g/L) was also found to have an insignificant effect on the thermal conductivity and thermal capacity of CPB for frozen and unfrozen specimens (Beya et al., 2015). For binder contents less than 5%, Beya et al. (2015) observed an insignificant effect on the thermal properties of CPB (see also Abbasy, 2009; Abbasy et al., 2014; Beya et al., 2015; Célestin & Fall, 2009).

The knowledge of the temperature field within the confined CPB mass between frozen permafrost walls is critical for the formulation of laboratory mix recipes that could be selected to

achieve the required compressive strength. If the thermal curing conditions of CPBs can be anticipated, then the formulation of mix recipes could be done more accurately both in the laboratory and in situ. Furthermore, the knowledge of the temperature field within the permafrost rock sidewalls will allow estimating the thawed thickness. Since the backfilled underground stope sizes cannot be reproduced in the laboratory, the use of calibrated/validated numerical models remains one of the most effective way for predicting the thermal behavior of backfilled stopes and sidewall rocks during the feasibility study of underground mines in permafrost areas.

The objective of this paper is to develop a robust tool that can be used to predict the temperature field within the CPBs confined by the permafrost walls. For this purpose, the governing equations of heat transfer taking into account the phase change implemented in the “Heat Transfer” module of COMSOL Multiphysics® 3D numerical code are briefly presented. Lab-scale physical models were used for measuring the 1D and 3D heat transfer in uncemented paste tailings (PT) and CPB materials. The experimental data gathered from these tests were used to calibrate/validate a numerical model built with the “Heat Transfer” module of COMSOL Multiphysics®. The calibrated model was then used to analyze the heat transfer within an idealized backfilled mine stope in the permafrost rock. The evolution of the temperature field within the CPB mass and the thawing extent of the surrounding permafrost rock mass were assessed.

5.3 Governing equations of heat transfer

The simplified mathematical model for the heat transfer in porous media is given by the following equation (COMSOL, 2015):

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p u \cdot \nabla T = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + Q \quad (5.1)$$

where T is temperature (°K); ρ is the material density (kg/m^3); C_p is the material specific heat capacity at constant pressure ($\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$); λ is the material thermal conductivity ($\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$); u is the Darcy flow velocity of the fluid (m/s); and Q is an internal or external heat source (W/m^3).

If the drainage and self-weight consolidation of the CPB are neglected, the fluid velocity can be set to zero ($u = 0 \text{ m/s}$). Equation (5.1) then becomes:

$$(\rho C_p)_{eq} \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (\lambda_{eq} \nabla T) = Q \quad (5.2)$$

Solving equations (5.1) or (5.2) requires prior knowledge of the thermal properties C_p and λ . These properties can be determined experimentally in the laboratory or estimated from the thermal properties of solid, liquid, and gaseous phases of the porous media.

In the case of backfilled stopes in permafrost, the CPB can change from unfrozen (phase 1) to frozen (phase 2) state. When the phase change temperature of the CPB (T_{pc}) is reached, it is assumed that the phase transformation occurs over a temperature interval ΔT between $T \geq T_{pc} + \Delta T/2$ and $T < T_{pc} - \Delta T/2$. In other words, the CPB should have the phase 1 (unfrozen) properties when the temperature $T \geq T_{pc} + \Delta T/2$ and the phase 2 (frozen) properties when $T < T_{pc} - \Delta T/2$ (COMSOL, 2015). The material density (ρ) and thermal properties in the transition phase can be defined as follows (COMSOL, 2015):

$$\rho = \theta \rho_{phase1} + (1 - \theta) \rho_{phase2} \quad (5.3)$$

$$\lambda = \theta \lambda_{phase1} + (1 - \theta) \lambda_{phase2} \quad (5.4)$$

$$C_p = \frac{1}{\rho} (\theta \rho_{phase1} C_{p,phase1} + (1 - \theta) \rho_{phase2} C_{p,phase2}) + L \frac{d\alpha_m}{dT} \quad (5.5)$$

$$\alpha_m = \frac{1(1 - \theta) \rho_{phase2} - \theta \rho_{phase1}}{2 \theta \rho_{phase1} + (1 - \theta) \rho_{phase2}} \quad (5.6)$$

In eqs. (5.3) to (5.6), θ is the volume fraction of frozen phase before transition (it is defined using the Heaviside function so that θ equals to 0 for $T \geq T_{pc} + \Delta T/2$ and to 1 for $T < T_{pc} - \Delta T/2$), α_m is the mass fraction of frozen phase to the unfrozen phase that is used to model the material in the transition phase (α_m equals to -1/2 for $T \geq T_{pc} + \Delta T/2$ and to +1/2 for $T < T_{pc} - \Delta T/2$) and $d\alpha_m/dT$ is the Dirac pulse. L is the freezing latent heat (kJ/(kg K)) of the porous media (but not of water). Typical values of the freezing latent heat of soils can be found in the literature (e.g. Hwang et al., 1972; Krahn, 2004). No data are available for the freezing latent heat of CPB.

5.4 Materials and testing methods

5.4.1 Characteristics of tailings, binder and mixing water

The tailings sample taken from Mine A owned by Agnico Eagle Mines Ltd was subjected to physical (grain size distribution and specific gravity), chemical, and mineralogical characterizations. The grain size distribution (GSD) was obtained using a Malvern Mastersizer laser granulometer. Several analyses were carried out and the average GSD curves are shown in Figure 5-1.

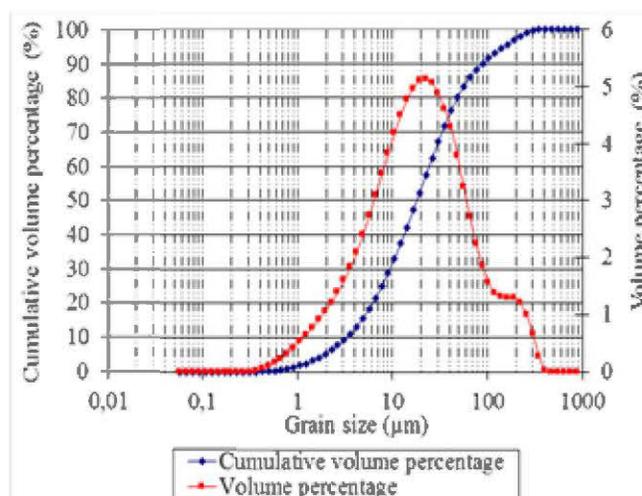


Figure 5-1 : Average grain size distribution curves of Mine A tailings

Table 5.1 presents the main gradation parameters of Mine A tailings. D_x is the size (diameter), at $x\%$ of grains passing on the cumulative GSD curve; P_2 , P_{20} , and P_{80} correspond to the percentages of passing for the grain diameters of 2, 20, and 80 μm , respectively; C_U and C_C correspond to the coefficients of uniformity and curvature, respectively. The ultrafine fraction (particles having a diameter less than 20 μm) indicated by the P_{20} is 53%. According to the Golder Paste Technology tailings classification system (Landriault, 1995), this tailings sample is medium size class of tailings ($36\% \leq P_{20} \leq 60\%$).

Table 5.1: Main grain size distribution parameters of the Mine A tailings

| Parameter | D_{10} | D_{30} | D_{60} | P_2 | P_{20} | P_{80} | C_U | C_C |
|-----------|-------------------|-------------------|-------------------|-------|----------|----------|-------|-------|
| Unit | (μm) | (μm) | (μm) | (%) | (%) | (%) | (-) | (-) |
| Value | 3.5 | 10 | 27.5 | 5.5 | 53 | 85 | 7.86 | 1.04 |

The specific gravity of the Mine A tailings (G_S) was determined using a Micromeritics helium pycnometer. The average measured value of G_S is 2.9.

The mineralogical composition of the tailings was determined by X-ray diffraction (XRD) and the results are presented in [Table 5.2](#). This mineralogical composition allowed predicting the thermal properties of the tailings and to compare them with measured values (see [Beya et al., 2015](#)).

Table 5.2: Mineralogical composition of the tested tailings

| Mineral | Proportion (%) |
|------------|----------------|
| Quartz | 40,32 |
| Albite | 19,49 |
| Muscovite | 14,65 |
| Ankerite | 8,77 |
| Chlorite | 8,07 |
| Magnetite | 4,58 |
| Calcite | 2,43 |
| Microcline | 1,33 |
| Pyrite | 0,35 |

The binder used in the CPB's preparation is type HE Portland cement (formerly designated as Type III cement according to ASTM C 150-07). According to the Portland Cement Association (PCA), the mean chemical composition of the Type III cements consists of 20.6% SiO_2 , 4.9% Al_2O_3 , 2.8% Fe_2O_3 , 63.4% CaO , 2.2% MgO , 3.5 % SO_3 , and 0.56% Alkali ($\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$). This binder is used when high early strengths are desired.

Considering the possible water salinity of the mining project development in northern Canada (Nunavut area), the saline mixing water was prepared with a deionized water and addition of different prescribed proportions of calcium chloride (CaCl_2), potassium chloride (KCl), sodium chloride (NaCl), magnesium sulfate heptahydrate ($\text{MgSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$), magnesium chloride hexahydrate ($\text{MgCl}_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$), sodium metabisulphite ($\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_5$), and copper sulfate pentahydrate ($\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$) (see [Table 3](#)).

Table 5.3: Salt dosages for the saline water preparation at a total salt concentration of 5 g/L

| Salts | Concentration (g/L) |
|---|------------------------|
| NaCl | 0.33 |
| MgSO ₄ | 3.16 |
| MgCl ₂ | 0.05 |
| Na ₂ S ₂ O ₅ | 0.36 |
| CaCl ₂ | 0.32 |
| CuSO ₄ | 0.69 |
| KCl | 0.09 |

5.4.2 Paste tailings and CPB mixtures preparation

Paste tailings or PT (uncemented; i.e., $B_w = 0\%$) and CPB ($B_w = 3\%$ and 5%) were used in the physical model tests (columns for 1D heat transfer; see section 3.3) for investigating to what extent the heat is released as a result of binder hydration (hardening process). PT and CPB were prepared at a consistency of 17.8 cm (7 inches) using the standard Abrams cone (ASTM-standard C143 2012). Previous studies showed that slumps ranging from 152 to 254 mm (6 to 10 inches) are required to ensure adequate pipeline transport of CPB (Landriault et al., 1997). In this study, the solid mass (C_w) and water (w) contents of the prepared mixtures were 76.3% and 31.1%, respectively.

The PT and CPB mixtures were prepared simultaneously in the laboratory using two Hobart mixers for a prescribed mixing time of 7 minutes according to laboratory practice. Each mixer has a capacity of 25 kg of material.

5.4.3 1D heat transfer tests with columns physical models

Six Plexiglas columns (100 cm in height and 14 cm in diameter) were used to test the 1D heat transfer in uncemented paste tailings (PT) and cemented paste backfill (CPB) at the laboratory scale (Figure 5-2 and Figure 5-3). The first series of tests consisted of three columns (I, II, and III) cured at room temperature ($\sim 23^\circ\text{C} \pm 2^\circ\text{C}$; Figure 5-2a). Column I was filled with TP ($B_w = 0\%$) and columns II and III with CPB ($B_w = 3\%$ and 5% , respectively) up to a height of 75 cm (Figure 5-3a). These columns were instrumented with two rugged RT-1 soil temperature sensors at an elevation of 30 cm from the base of the column: one placed in the center and the other close to the wall. A third temperature sensor was located at 60 cm from the base of the column.

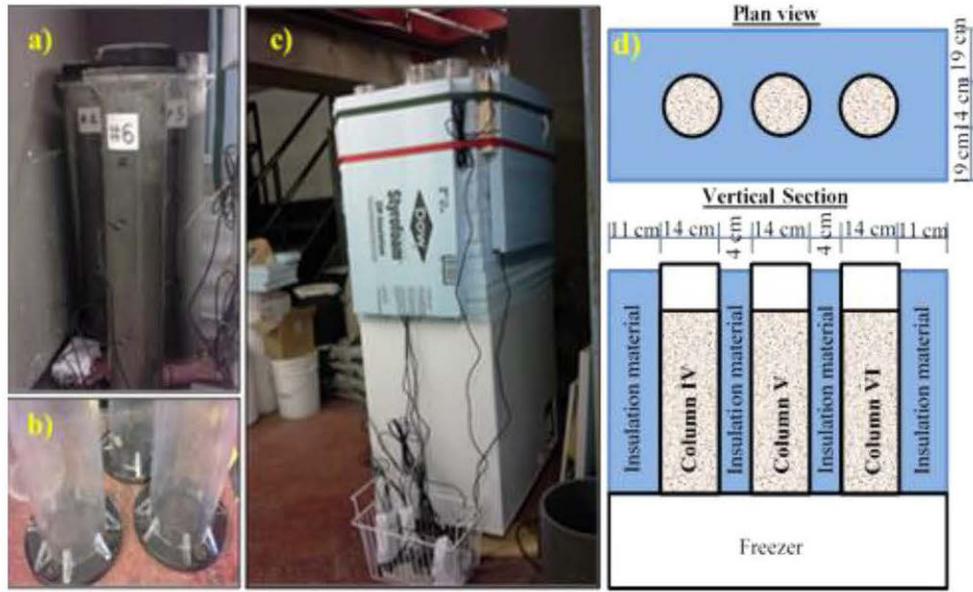


Figure 5-2 : Columns used for testing the 1D heat transfer: a) photo of uninsulated columns (columns I, II and III) cured at laboratory ambient temperature, b) photo showing the base of the columns in steel, c) photos of insulated columns (columns IV, V and VI), and d) schematic presentation of columns IV, V and VI.

The second series of tests consisted of three columns (IV, V, and VI) whose bases were subjected to a freezing temperature of about -10°C using a temperature-controlled freezer (Figure 5-2c). The bases of these columns were made of steel (Figure 5-2b) to allow for better heat transfer. The lateral surfaces of the columns were thermally insulated with rigid panels of extruded polystyrene to limit heat loss at the walls (Figure 5-2c). The insulation panels were fixed with adhesives and joints between columns, and insulation panels were filled with expanding sealing foam. Column IV was filled with TP and columns V and VI were filled with CPB ($B_w = 3\%$ and 5% , respectively). These three columns were equally filled to a height of 75 cm (Figure 5-2).

Columns IV to VI were instrumented with four RT-1 sensors (from Decagon Devices, Inc.) for temperature measurements as illustrated in Figure 5-3b. One sensor was placed approximately 1 cm from the base, two sensors were located at a height of 30 cm (one in the center and another close to the wall) and the fourth sensor was located at 60 cm from the base of the column.

The RT-1 sensor's accuracy is $\pm 1.0^{\circ}\text{C}$ for temperatures ranging from -40 to -20°C , $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ for temperatures ranging from 5 to 40°C , and greater than $\pm 1.0^{\circ}\text{C}$ for temperatures ranging from 40 to 50°C and from -20 to 5°C . For all of the tests, the room temperature surrounding the columns

was monitored with a specifically dedicated RT-1 sensor. All temperature measurements were recorded at an interval of 2 hours for a duration of 34 days.

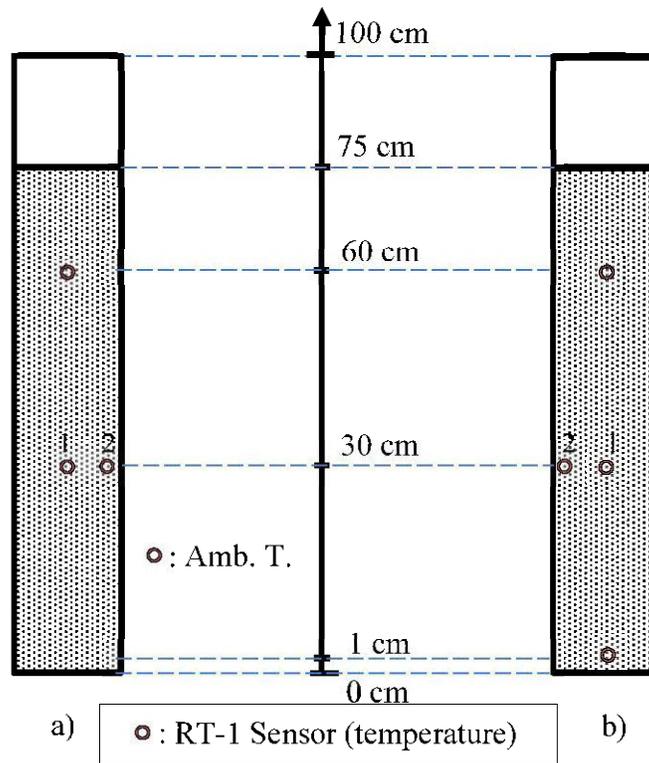


Figure 5-3: Columns instrumentation plan showing RT-1 sensors: a) columns (I, II and III) cured at room temperature and b) insulated columns (IV, V and VI) cooled (-10°C) at their base

5.4.4 3D heat transfer tests with physical models

To study the 3D heat transfer in CPB at a laboratory scale, a PVC barrel of 54 cm in diameter and 90 cm in height was used. This barrel was instrumented with seven RT-1 sensors arranged in two orthogonal vertical planes as illustrated in Figure 5-4a. An RT-1 sensor was placed outside the barrel to measure the ambient temperature in the cold room. Wooden rods were used to support the sensors in the barrel as shown in Figure 5-4b. Figure 5-5 shows the location of the RT-1 sensors in a plan-view and two vertical sections. The barrel was filled with approximately 410 kg of CPB ($C_w = 76.3\%$) prepared with the synthetic saline mixing water (See Table 5.3) and 5% of type HE Portland cement (by dry mass of tailings), then capped with a lid (see Figure 5-4c). The barrel was placed in a cold room where the CPB was cured at a controlled temperature of about -

11°C (arbitrary). The temperature evolution was monitored and data were recorded every hour for ~18 days.



Figure 5-4: Instrumented barrel with RT-1 sensors before (a and b) and during the test (c)

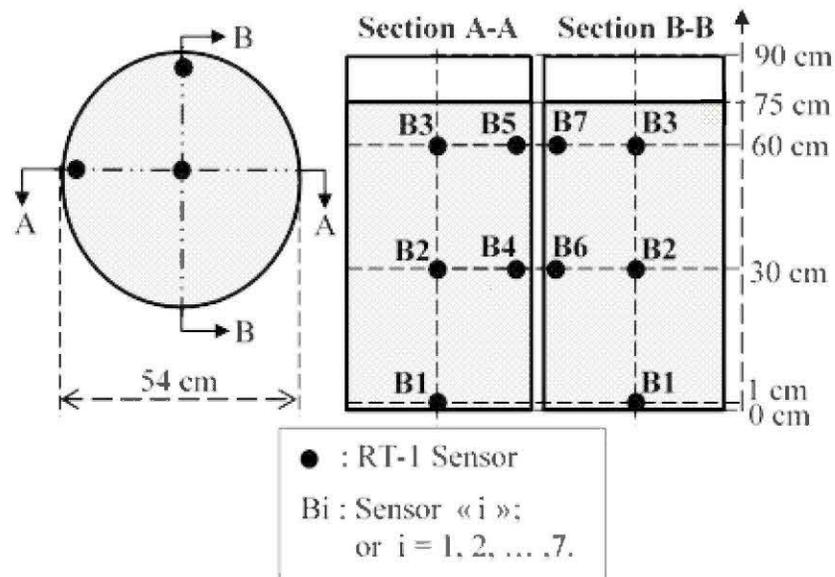


Figure 5-5: Instrumentation of the barrel with RT-1 sensor (plan view and vertical sections)

5.4.5 Numerical models with COMSOL Multiphysics®

All parameters required to solve eq. (5.1) were known (measured or taken from the literature; see details in section 5.6.1), except the latent heat L (see eq. (5.5)) of TP and CPB materials (see details given in Table 5.4). Data obtained from the sensor B2 (chosen arbitrarily) localized near

the center of the barrel (see Figure 5-5) were used to calibrate the numerical model by adjusting the value L until a good matching between the numerical and experimental results. The calibrated model with the obtained value L was further validated by comparing the temperatures distribution and evolution measured elsewhere and predicted with the numerical model. This calibrated and validated numerical model was then used to study the heat transfer in an idealized backfilled mine stope in permafrost area.

For the numerical modelings, several geometries were created, including an axisymmetric 2D model for the 1D heat transfer model in columns and 3D models for the barrel and a typical open stope model surrounded by a permafrost rock mass. The thermal properties of the different materials were assigned for each model geometry (see Table 5.4). No source of internal heat ($Q = 0$ in eqs. (5.1) and (5.2)) was incorporated in the numerical models for two reasons: i) the impact of heat generated by binder hydration in the CPB on temperature was not observed during the columns tests described in Section 5.4.4; ii) information on the hydration heat generated in CPB curing under low temperature was lacking. The hydro-mechanical behavior of the PT and CPB (i.e., drainage and self-weight consolidation) was not considered here as mentioned earlier ($u = 0$ in eq. (5.1)). Appropriate boundary and initial conditions were applied (see details in section 5.6.1). An extremely fine mesh was used to ensure accurate and stable numerical results. The numerical modeling was accomplished over time (time-dependent).

5.5 Results of laboratory heat transfer tests

5.5.1 1D heat transfer in columns cured at room temperature

Figure 5-6 shows a typical temperature evolution obtained in the columns tests performed at room temperature.

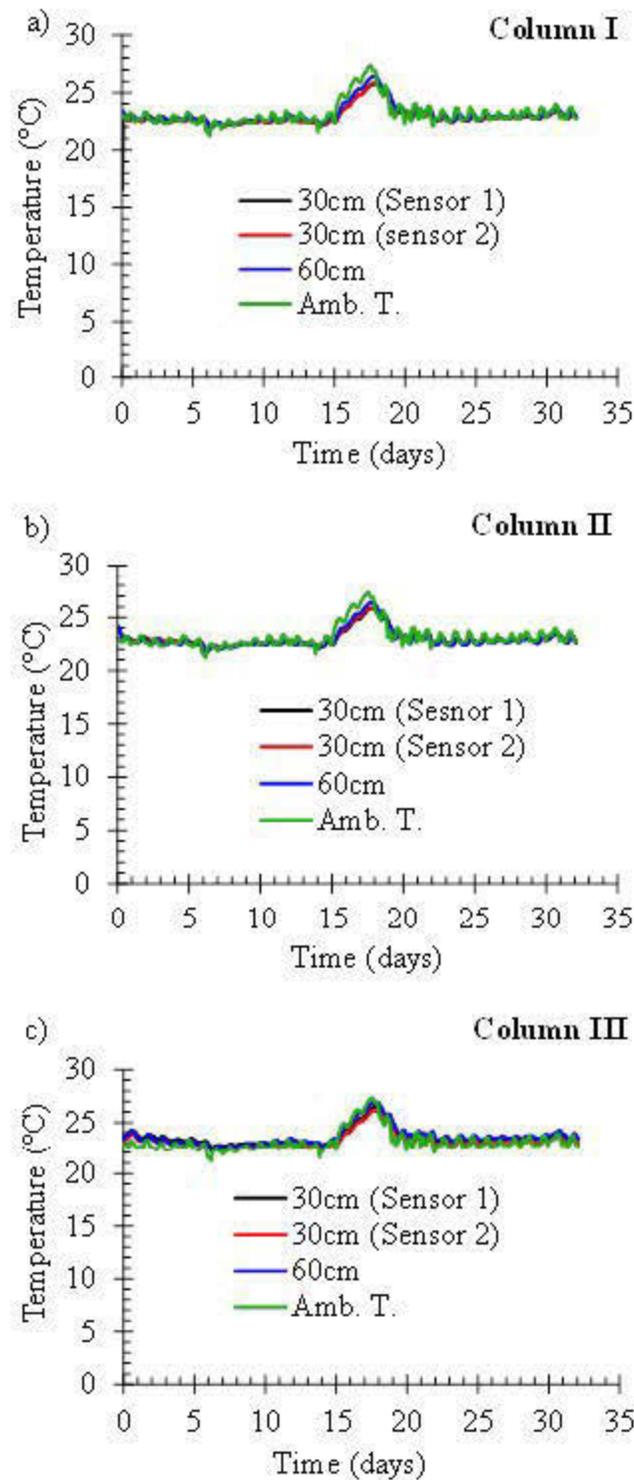


Figure 5-6: Evolution of the temperature: a) column I with PT ($B_w = 0$), b) column II with CPB ($B_w = 3\%$) and c) column III with CPB ($B_w = 5\%$)

The initial temperature of the materials was about 23°C. In each column, temperatures measured by sensors placed at 30 and 60 cm from the base of the column were almost constant over time and were close to the ambient laboratory temperature. The differences between temperatures measured at 30 and 60 cm ranged from 0 to 0.6°C for column I, 0.1 to 0.6°C for column II, and 0.3 to 0.4°C for column III. Given the sensors measurement accuracy of $\pm 1^\circ\text{C}$, the temperature values measured in the three columns can be considered as identical. A failure of the laboratory air conditioning system occurred between the 15th and 20th days of the tests can be observed by the increase in temperature in all the three columns. After fixing the air conditioning system, the temperature dropped and stabilized around 23°C from day 20. In addition, the two RT-1 sensors placed at the same vertical location (30 cm from the base of the column) provided similar values for each column, indicating good precision of the RT-1 sensors used in this study.

Figure 5-7 compares the evolution of the temperature measured by the sensors placed at 60 cm from the base of columns I, II, and III. The maximum difference between the temperatures measured in columns I ($B_w = 0\%$) and III ($B_w = 5\%$) was only 0.6°C, which is lower than the accuracy of the TR-1 sensors used. This indicates that the effect of the binder content ($B_w = 0, 3$ and 5%) on the temperature in the backfill was not significant. Accordingly, the heat generated during the hydration of the HE Portland cement can be considered as insignificant, maybe because of the very small amount of cement used in the CPB. With binder contents of 3% and 5%, the water/cement ratios are 10.7 and 6.5, respectively. This is 13 and 21 times higher than the generally used value of 0.5 for concrete.

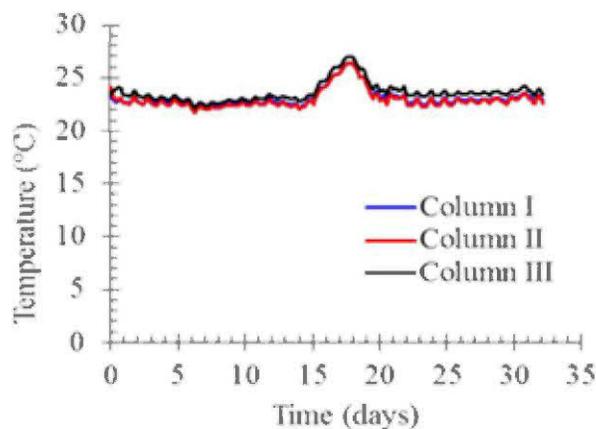


Figure 5-7: Evolution of the temperature in columns I ($B_w = 0$), II ($B_w = 3\%$), and III ($B_w = 5\%$) for RT-1 sensors placed at 60 cm from the base

5.5.2 1D heat transfer in insulated columns cooled at the base

Figure 5-8 shows the evolution of the temperature measured at different locations in columns IV, V, and VI. The evolution of the ambient temperature controlled in the laboratory is also presents in the figure. The failure of the air conditioning system (see [Section 5.5.1](#)) between the days 17 and 22 of testing for this series of columns tests resulted in a slight increase in the temperature in all columns captured by the sensors located at 60 and 30 cm from the base of the columns. It should be noted that these columns tests were started two days before the tests with columns I to III. This explains the difference of 2 days between the time of the failure of the air conditioning system detected by the sensors in column I to III and those in column IV to VI.

From Figure 5-8, it can be observed that the temperature decreased very rapidly at the base of each column and dropped to a value below 0°C after the first day of testing. Over all of the test procedure, the measured temperature within the columns did not reach the cooling temperature of -10°C , indicated by the sensor at 1 cm from the base, likely because of the inefficiency of the adopted thermal insulation (non-zero thermal conductivity of the insulation). After 26 days, the temperature for the sensor at 1 cm was approximately -7.6°C for columns IV ($B_w = 0\%$) and VI ($B_w = 5\%$) and -8.7°C for column V ($B_w = 3\%$). The temperature measured by the sensors at 30 cm fell rapidly in all columns and stabilized at around 4°C for columns IV and VI and around 3°C for column V. The temperatures measured at the center (Sensor 1) and close to the column walls (Sensor 2) were slightly different in columns IV and VI, but close to each other in columns V. These results tend to suggest a better insulation of column V than columns IV and VI. When the columns were dismantled, this was confirmed by the observed freezing front that rose to around 15 cm in columns IV and VI and to around 20 cm in column V. At 60 cm from the base of the columns, the temperature measured by the sensors decreased slightly after the first four days and stabilized at around 17°C for columns IV and VI and around 14°C for column V.

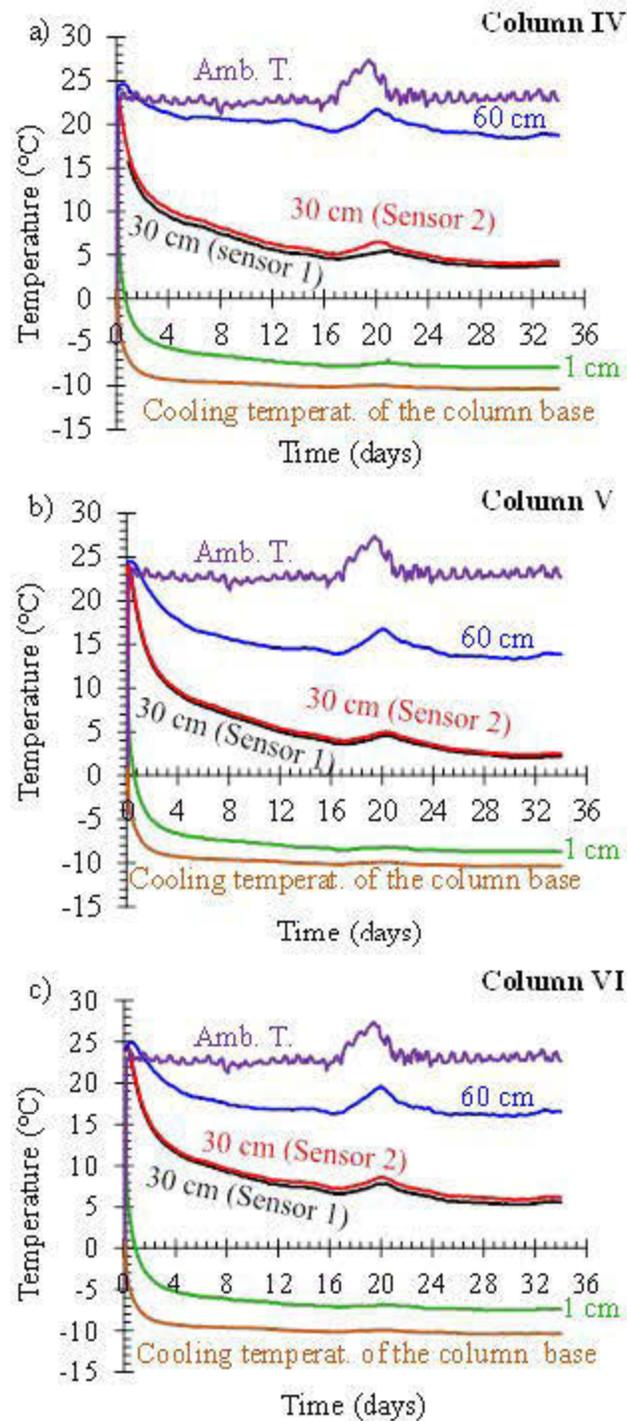


Figure 5-8: Evolution of temperature in the insulated columns cooled at the base: a) column IV with PT ($B_w = 0$), b) column V with CPB ($B_w = 3\%$), and c) column VI with CPB ($B_w = 5\%$)

5.5.3 3D heat transfer in the cooled barrel

For the study of 3D heat transfer, the PVC barrel (described in Section 3.4) was filled with CPB prepared with saline mixing water (5 g/L) at $C_w = 76.3\%$ and $B_w = 5\%$ (type HE Portland cement). The CPB was cured in a cold room at a controlled temperature of approximately -11°C . Figure 5-9 shows the changes in temperature over time for the seven sensors (see their configuration in Figure 5-5). Although the test lasted for 18 days, the results of the first eight days are presented only because the temperature was stabilized at around the sixth day of testing. Fluctuations in the freezing temperature were observed during the first four days due to malfunction of the cold room. From this figure, a rapid temperature decrease was captured by all the sensors during the first day of testing. After two days of testing, the entire backfill reached 0°C . The temperature decreased slightly over time with the presence of a transition plateau between days one and four, probably due to the phase change from unfrozen to frozen CPB. Afterwards, the temperature decreased rapidly and stabilized at the cooling temperature of -11°C at around day six. Generally, temperatures were lower close to the barrel's wall (sensors B4 to B7) than in the center of the CPB (sensors B1 to B3).

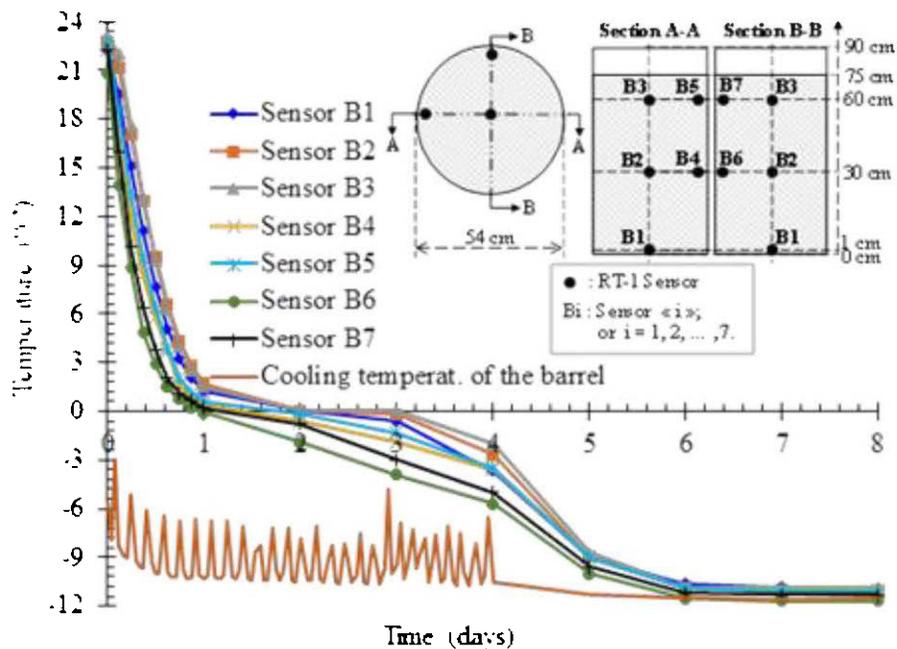


Figure 5-9 : Evolution of the temperature of the backfill containing 5% of binder in the barrel cooled at -11°C as a function of elapsed time for the various sensors

5.6 Results of numerical modeling of heat transfer

5.6.1 Input parameters, initial and boundary conditions

The experimental data presented in Section 5.5 were used to calibrate/validate the "Heat Transfer" module of COMSOL Multiphysics® 5.2 version. The heat transfer through solid (the PVC barrel, Plexiglas column walls and the steel base), permafrost rock, fluid (air in the void space above the backfill in the barrel, columns as well as CPB in the stope) and porous media (PT and CPB) was modeled. The main input parameters used for the different simulations are shown in Table 5.4, which includes the source of these data. As described in Section 3.5, the latent heat of freezing L (see Table 5.4) and phase change temperature T_{pc} were obtained by adjusting the numerical results with the data collected from the sensor B2 in order to obtain matching results during the period of phase change observed for the barrel (see Figure 5-10). A latent heat L of 220 kJ/kg and a phase change temperature T_{pc} of 271°K were obtained.

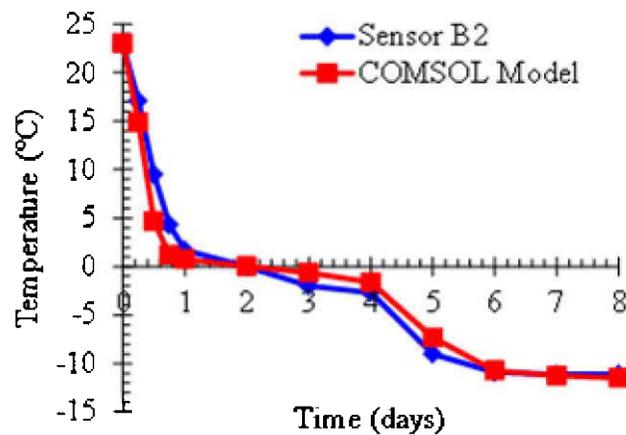


Figure 5-10 : Model calibration with data from sensor B2 in the cooled barrel

Table 5.4: Input parameters used for the numerical modeling

| Input parameters | Value |
|---|--------------|
| Volume fraction of solid in the backfill (-) ^a | 0.52 |
| Thermal conductivity of unfrozen CPB (W/m K) ^b | 1.84 |
| Thermal conductivity of the frozen CPB (W/m K) ^b | 2.10 |
| Thermal conductivity of air (W/m K) ^c | 0.0242 |
| Thermal conductivity of steel (W/m K) ^c | 54 |
| Thermal conductivity of PVC (W/m K) ^c | 0.16 |
| Thermal conductivity of Plexiglas (W/m K) ^d | 0.184 |
| Thermal conductivity of granite (W/m K) ^e | 2,90 |
| Heat capacity at constant pressure of unfrozen CPB (J/kg K) ^b | 1624 |
| Heat capacity at constant pressure of the frozen CPB (J/kg K) ^b | 1681 |
| Heat capacity at constant pressure of air (J/kg K) ^c | 1006 |
| Heat capacity at constant pressure of steel (J/kg K) ^c | 465 |
| Heat capacity at constant pressure of PVC (J/kg K) ^c | 900 |
| Heat capacity at constant pressure of Plexiglas (J/kg K) ^d | 1450 |
| Heat capacity at constant pressure of granite (J/kg K) ^e | 995 |
| Density of unfrozen CPB (kg/m ³) ^f | 1924 |
| Density of frozen CPB (kg/m ³) ^f | 1785 |
| Density of air (kg/m ³) ^c | 1.225 |
| Density of steel (kg/m ³) ^c | 7833 |
| Density of PVC (kg/m ³) ^c | 1380 |
| Density of Plexiglas (kg/m ³) ^d | 1190 |
| Density of granite (kg/m ³) ^e | 2650 |
| Latent heat from phase 1 to phase 2: L (kJ/kg) ^g | 220 |
| Phase change temperature from phase 1 to phase 2: T_{pc} (K) ^g | 271 |

^aCalculated from the solid percentage

^bMeasured using the KD2 Pro thermal properties analyzer

^cBansal et al. (2010)

^dDuchaine and al. (2009)

^eGhoreishi-Madiseh et al. (2011)

^fExperimentally determined in laboratory

^gAdjusted value obtained during the calibration of the COMSOL Multiphysics[®] model

5.6.2 Comparison between predicted and experimental data from columns I, II and III

To simulate the 1D heat transfer tests with columns I, II, and III, which were uninsulated and not cooled at the base, the measured ambient laboratory temperature (see Figure 5-11) was applied as the thermal boundary conditions on all surfaces and bases of the columns. The initial temperature of the backfill was 23°C.

Figure 5-11 shows the evolution of the measured temperatures and those predicted by the numerical modeling at 30 cm from the base of the three columns (I, II and III). A very good agreement between the measured and the simulated results was obtained. Similar results were obtained for the measured and numerically predicted temperatures at 60 cm from the base.

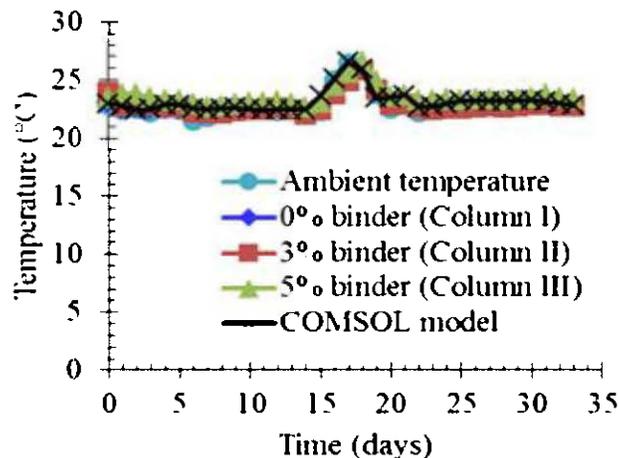


Figure 5-11 : Comparison between measured and predicted temperatures using COMSOL Multiphysics® 5.2 code at 30 cm from the base of the columns I, II, and III

5.6.3 Comparison between predicted and experimental data from columns IV, V and VI

To simulate the heat transfer tests with columns IV, V, and VI, which were thermally insulated and cooled at the base, the following boundary conditions were set in the numerical models: (1) zero heat flux through the walls of the columns; (2) the temperature of the cooled steel base which varies over time as measured during the tests (see Figure 5-8); and (3) the room temperature as measured in the laboratory for the top of the columns (see Figure 5-8). The initial temperature of 23°C was attributed to the backfill. Typical results are presented for the case of

column V since there was no major differences observed in the thermal properties of materials studied (for $B_w = 0, 3$ and 5%), although a slight difference was observed in the thermal behavior of column V compared to that of columns IV and VI. Figure 5-12 shows the temperature distribution in column V at 0, 1, 2, 3, and 30 days. A progressive decrease in temperature from the base of the column upwards can be observed.

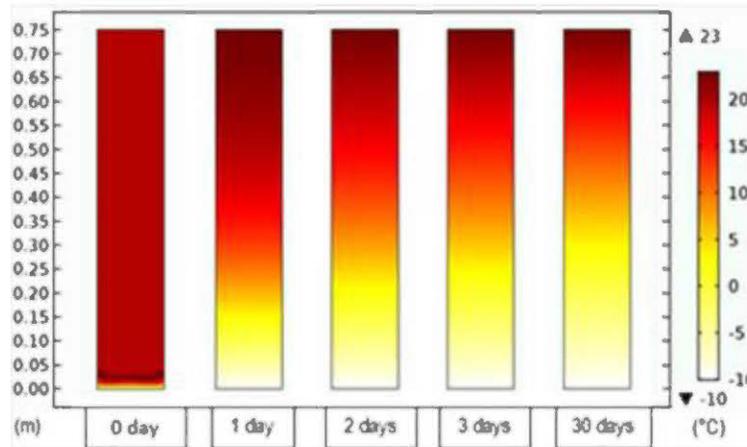


Figure 5-12 : Temperature ($^{\circ}\text{C}$) distribution at different elapsed time for the CPB in column V cooled at the base at -10°C (263.15°K)

Figure 5-13 presents a comparison between the numerically predicted and the measured temperature as a function of elapsed time for each sensor's location in column VI. It can be seen that the predicted temperatures are slightly lower than those measured in the laboratory, particularly for the sensor located at 60 cm from the base of the column. These temperature differences are likely due to the loss of heat at the walls of the columns despite the insulation, while a zero heat flux was applied in the numerical model. Despite these differences, the agreement between the experimental and numerical results is quite good.

5.6.4 Comparison between predicted and experimental data from 3D freezing CPB

For 3D heat transfer modeling in the barrel, the temperature measured in the cold room during the test (see Figure 5-9) was applied overall around the barrel as a boundary condition. Figure 5-14 shows the 3D temperature distribution of the CPB in the barrel after 72 hours of curing. A gradual decrease of the temperature from the barrel walls towards its central part can be observed. After 72 hours, the temperature was approximately 0°C in the central part of the barrel.

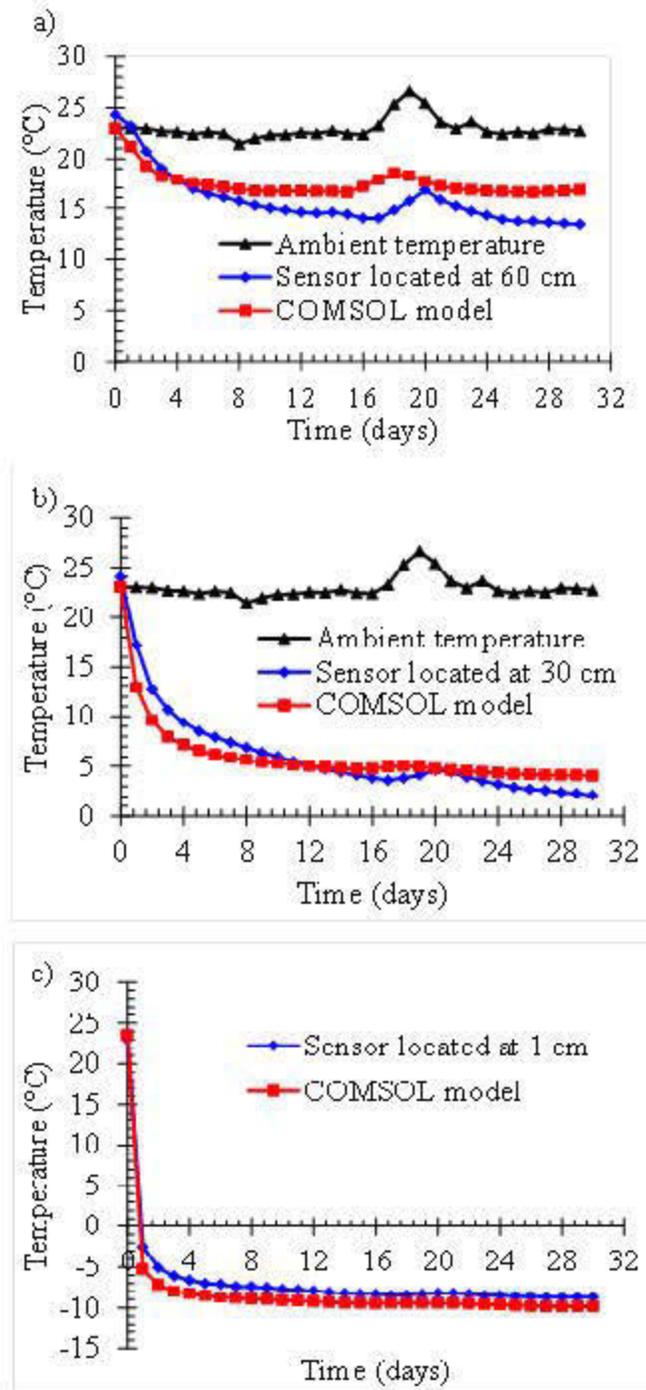


Figure 5-13 : Comparison between the measured and numerically predicted temperatures as a function of time in column V (cooled at the base and filled with CPB at $B_w = 5\%$): a) at 60 cm from the base of the column, b) at 30 cm from the base of the column and, c) at 1 cm from the base of the column

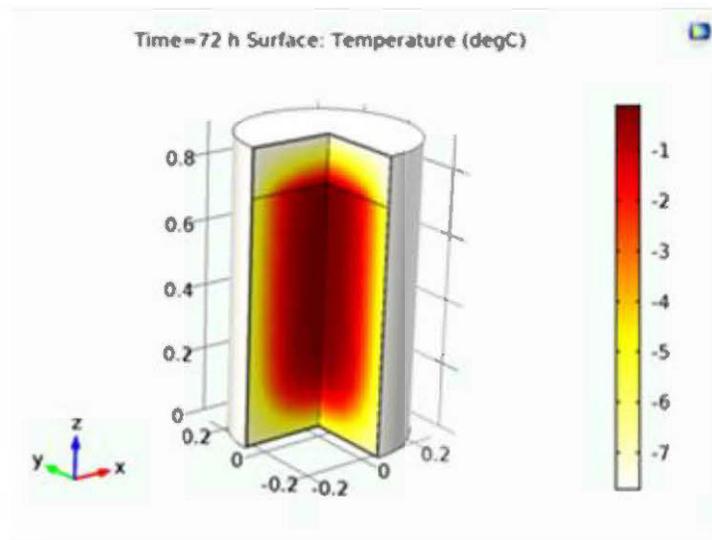


Figure 5-14 : Distribution of temperature ($^{\circ}\text{C}$) in the barrel filled with CPB after 72 hours of curing in the cold room

Figure 5-15 shows comparisons between the temperature evolution observed in the laboratory and that predicted by the numerical simulations for the first eight days of testing. A good agreement between the measured and numerical results was obtained at the location B3. For sensors B1, B4, B6, B5, and B7, which were located close to the barrel's walls, the predicted temperature values were slightly lower than the measured values in the laboratory tests, specifically in the first four days (i.e., the period over which the cooling temperature fluctuated). This could again be explained by the heat dissipation through the barrel walls. This could be that the temperature on the outside wall of the barrel does not reach instantaneously the room temperature of -11°C from the beginning of the test, while a constant boundary condition of -11°C was applied from the beginning in the numerical model. The true temperature on the outside wall of the barrel should have been applied as boundary condition; unfortunately, this temperature was not monitored during the test. Nevertheless, the agreement between the experimental and numerical results is quite good.

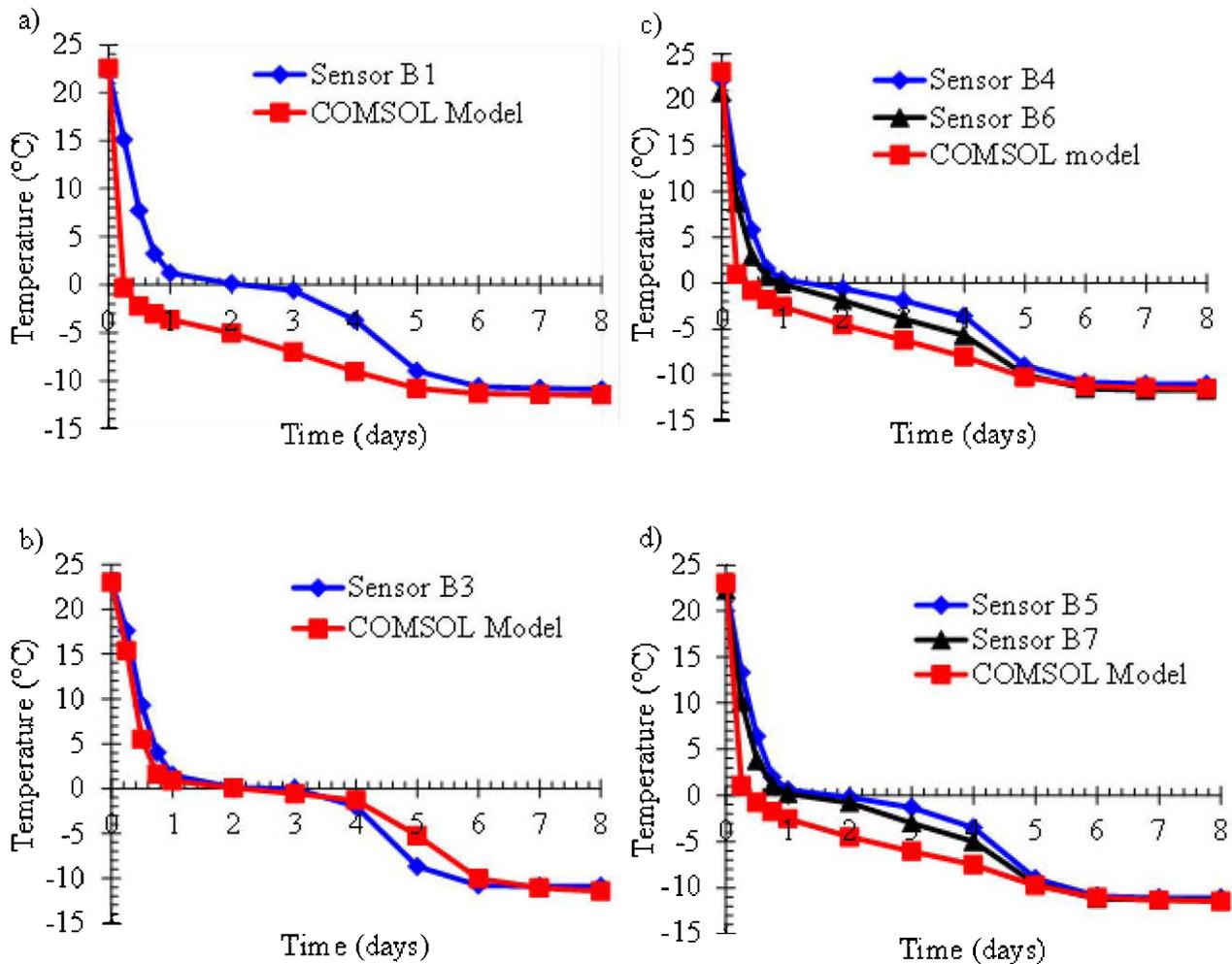


Figure 5-15 : Comparison between simulation and laboratory results with respect to the evolution of temperature as a function of elapsed time in the barrel: a) sensor B1, b) sensor B3, c) sensors B4 and B6, and d) sensors B5 and B7

5.6.5 Application of the calibrated and validated numerical model to backfilled stopes in permafrost

The above calibrated and validated numerical model is used here to analyse the heat transfer of a backfilled stope in permafrost rock. The simulated stope dimensions were set at 25 m (height) \times 18 m (depth) \times 10 m (width), as shown in Figure 5-16. The filling of the stope was considered to be realized instantaneously with CPB up to a height of 24 m, leaving a void (air) of 1 m above the CPB. The impact of sequential filling is further discussed in Section 5.7. In the numerical model, the permafrost zone around the stope was considered as a prism with 65 m height \times 58 m depth \times

50 m width. In other words, the thickness of permafrost rock surrounding the CPB was set at 20 m. Previous investigations showed (results not shown here) that the zone affected by interactions between the CPB and permafrost was smaller than 20 m for the actual stope and study conditions. The meshing used (presented in Figure 5-16) was extremely fine in order to produce accurate and stable numerical results.

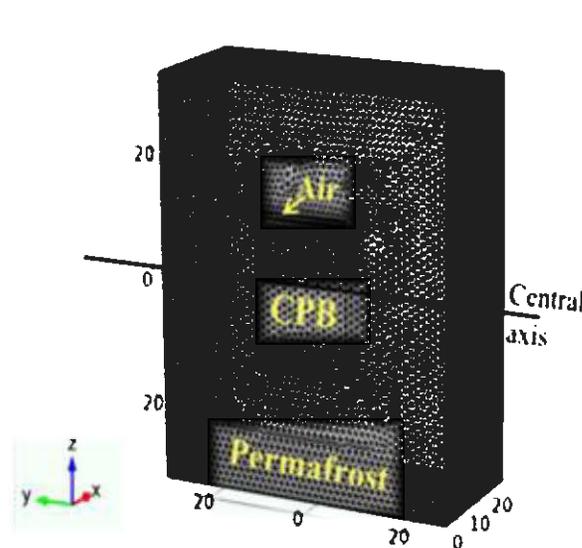


Figure 5-16 : 3D view of the geometry of the mine stope and its meshing

As thermal boundary conditions, constant temperatures of -6°C and -10°C were applied on all faces of the permafrost prism. The initial temperature of the CPB was set to 14°C . This deposition temperature was predicted from [Kalonji \(2016\)](#) using the “Non-isothermal pipe flow” module of COMSOL Multiphysics[®] 5.2 by taking into account internal and external heat exchanges and the thermo-rheological behavior of the CPB. The modeled CPB distribution system had the following characteristics: a pipeline diameter of 146.3 mm (~6 inches), a flow velocity of 1.04 m/s, an air temperature of -50°C , a surface pipeline section with a length of 294 m, an underground pipeline section with a length of 1036 m, and an initial CPB temperature (in the backfill plant) of 10°C . Two initial temperatures of -6°C and -10°C were considered for the permafrost. The thermal properties considered for the permafrost were those of frozen granite (see Table 5.4).

Figure 5-17 presents the evolution of the transverse distribution of temperature in the CPB and permafrost along the central axis (see Figure 5-16). This figure shows that the temperature

remained almost unchanged (at around 14°C) in the middle of the CPB up to 28 days. Subsequently, the temperature gradually decreased to about 10°C at the 120th day of curing, and to 3°C after one year of curing. The temperature fell below 0°C in the middle of the backfill after five years of curing time. These results indicate that the temperature in the CPB decreased gradually with time and that freezing can reach the CPB core only after many years of curing. Even after 20 years, the permafrost equilibrium temperature (-6°C) was not yet reached (for the given the conditions of the simulation).

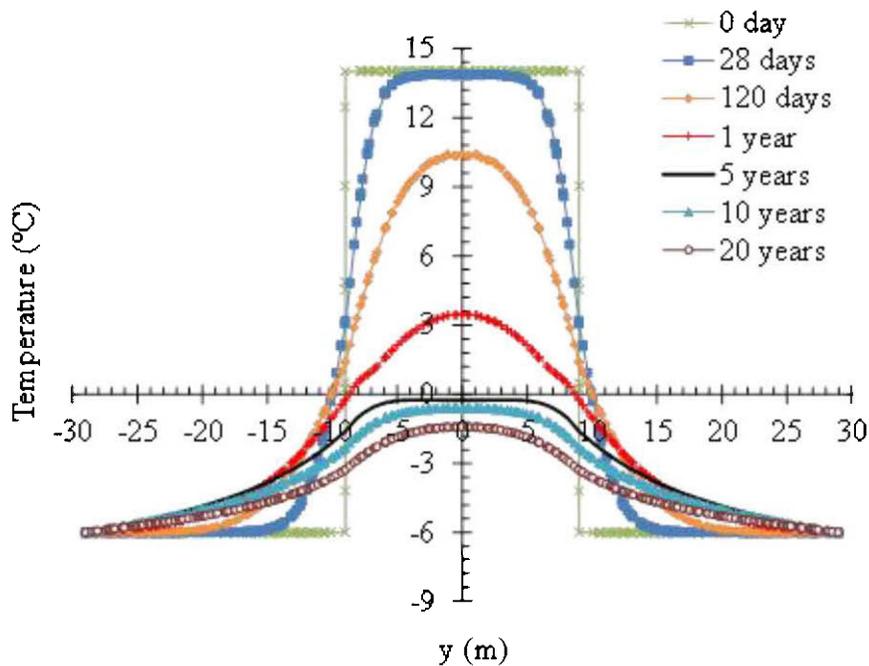


Figure 5-17 : Transverse distribution of temperature along the horizontal central axis of the simulated backfilled stope (CPB and permafrost) for different curing times after CPB deposition at 14°C temperature and -6°C temperature of permafrost

As previously mentioned, the deposited CPB must reach a target UCS (generally within 28 days). In the case of the stope studied here, [Figure 5-17](#) shows that the CPB temperature is mostly affected to a thickness of about 5 m from the rock walls over 28 days after the deposition of the backfill. This temperature is about 13.6°C (close to the initial temperature of 14°C) at a distance of 5 m from the CPB-wall rock interface and it drops to around 3°C at the interface. [Figure 5-18](#) shows how the temperature evolves over 28 days in the CPB at different distances from the CPB-rock wall interface. These results provide the thermal conditions under which the CPBs samples

should be cured for measuring the strength (UCS) variation of different mix recipes (for the actual study conditions).

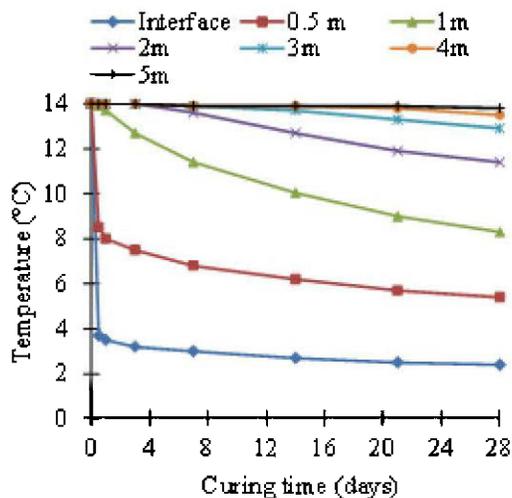


Figure 5-18 : Typical temperature evolution over 28 days within the CPB at distances of 0 (interface), 0.5, 1, 2, 3, 4 and 5 m from CPB-permafrost wall interface

Figure 5-17 shows that heat is progressively transmitted from the CPB to the frozen walls. The temperature in the permafrost rock rises and can momentarily reach positive values over a small thickness. Afterwards, the temperature decreases once again. If the increase of the thickness of the thawed permafrost can lead to instability of the rock mass, this thickness must be evaluated. For this purpose, the temperature distribution with regard to the distance in the permafrost from the CPB-stope wall interface is presented in Figure 5-19 for initial temperatures in the permafrost of -6°C and -10°C , after curing times of 7, 14, 28, 120, and 365 days. Between the 7th day and 14th day of curing, the thickness of the thawed permafrost increased from 51 cm to 54 cm, and from 10 cm to 18 cm when the initial permafrost temperatures were -6°C and -10°C , respectively (Figure 5-19a and b). At 28 days of curing the thicknesses of the thawed rock were about 1 m and 20 cm given initial permafrost temperatures of -6°C and -10°C , respectively (Figure 5-19c). After 120 days, the temperature dropped at the interface for both cases, but the thawing thickness of permafrost remained at 1 m when its initial temperature was -6°C , and 0 m for permafrost at -10°C (Figure 5-19d). The temperature continued to drop over time so that the thawed portion of the permafrost refreezes in both cases after 365 days (Figure 5-19e). These observations were consistent with the results obtained by (Ghoreishi-Madiseh et al., 2011).

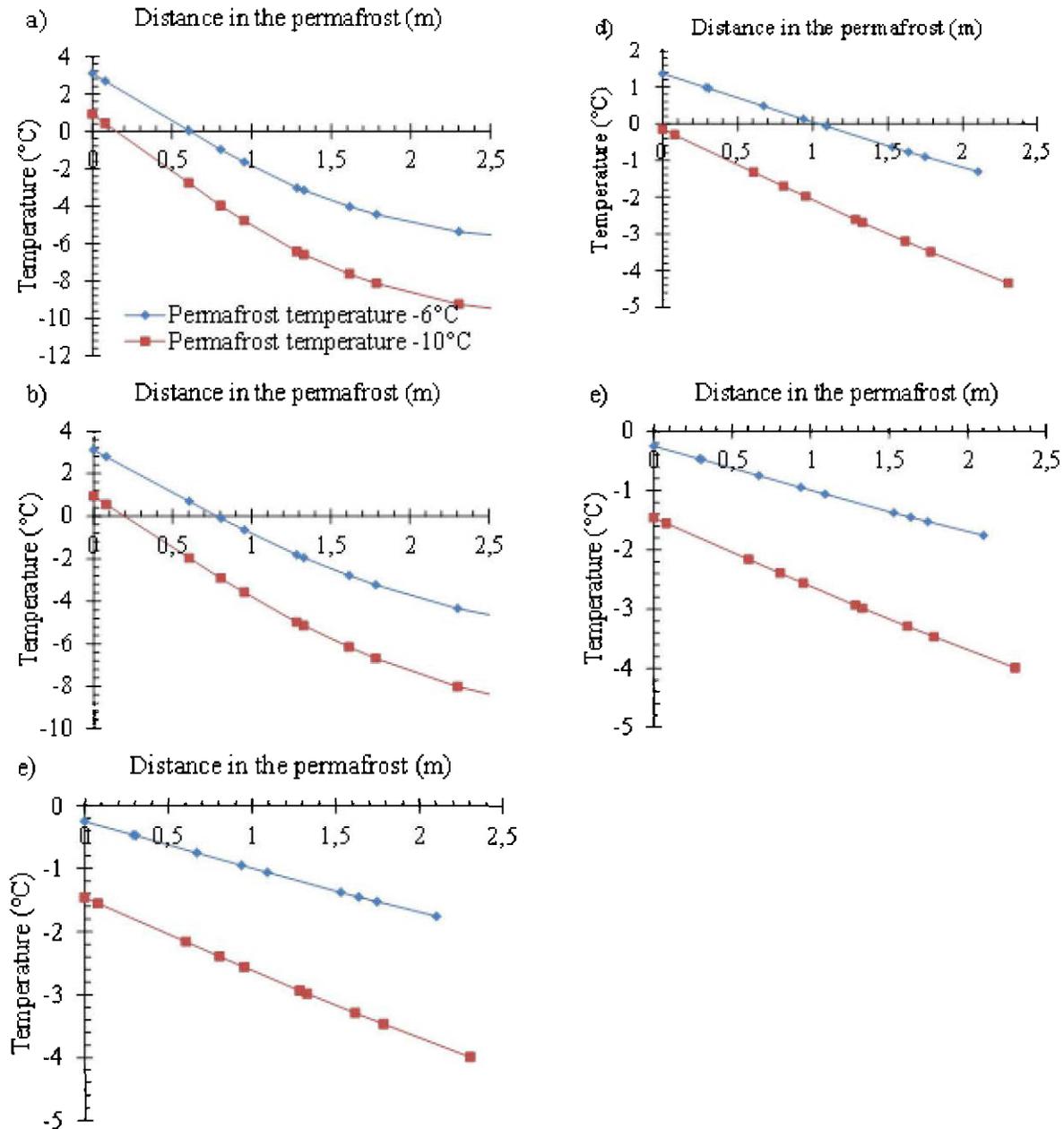


Figure 5-19 : Thickness of thawed permafrost ($T > 0$) for a CPB deposition temperature of 14°C and initial permafrost temperatures of -6°C and -10°C after curing times of : a) 7 days, b) 14 days, c) 28 days, d) 120 days, and e) 365 days (distance 0 represents the interface between the CPB and the permafrost)

5.7 Discussion

The results presented in [Section 5.6.5](#) were obtained assuming an instantaneous filling of the stope. In practice, backfilling of stopes is done in two stages to avoid excessive pressure on the

barricades. The first step is to pour CPB that contains about 5-8% of binder into the lower part of the stope to form a plug which usually has a height ≥ 7 m and is cured for about 1-5 days (Belem & Benzaazoua, 2008). The second step is to backfill the rest of the stope above the plug with CPB containing a lower binder than the plug. A minimum curing time of 28 days is required to achieve the targeted strength (Belem & Benzaazoua, 2008; Thompson et al., 2012). In this section, the simulation results by considering a two-stage backfilling are presented. The filling of the remaining 17 m of the stope (25 m height, 1 m void space at the top of the CPB) was again done instantaneously. Figure 5-20 shows the temperature evolution in the middle of the CPB mass up to 20 years. From this figure, it can be concluded that backfilling in one or two steps (plug + residual backfilling) provides similar results.

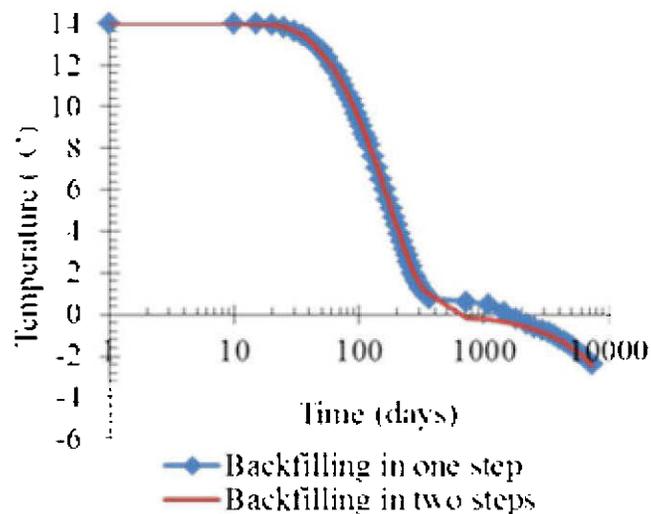


Figure 5-20 : Comparison of the evolution of temperature in the middle of the CPB for one-step backfilling (instantaneous) and the two-step backfilling (instantaneous plug + instantaneous residual filling)

The influence of various parameters on the thermal behavior of permafrost-backfill systems was studied, including the CPB's deposition temperature, sequential stope filling (layer-by-layer), temperature of surrounding rocks (permafrost), stope geometry (varying height, depth, width, and inclination), and the thermal properties of permafrost with respect to the rock type, etc. Results will be presented elsewhere. Further work is however still needed to investigate the impact of decreasing curing temperature (see Figure 5-18) on the UCS of CPB and to understand the hydration heat generation in the case of CPB curing under permafrost conditions.

5.8 Concluding remarks

This paper aimed at predicting the temperature field in the CPB in permafrost areas, as well as in the frozen walls of the permafrost. Physical models were used to study 1D and 3D heat transfers in CBD. These experimental results were successfully used in the laboratory to calibrate and validate a numerical model built from the "Heat Transfer" module in COMSOL Multiphysics[®] code. Indeed, the numerical results were found to be in reasonable agreement with the experimental data from lab tests. The numerical model was used thereafter to predict the temperature field of CPB and its evolution during curing under thermal boundary conditions of a typical backfilled mine stope (of 25 m high, 18 m long and 10 m wide) in the permafrost. At least 5 years were necessary to reach subzero the temperature throughout the whole CPM mass. Even after 20 years, the permafrost equilibrium temperature (ex. -6°C) was not yet reached throughout the whole CPM mass. Results allowed predicting how the curing temperature of CPBs samples used for the optimization of the mix recipes in the laboratory evolves. The thermal behavior of the surrounding permafrost was also studied and the thickness of the region affected by partial thawing and refreezing was determined.

5.9 Acknowledgments

The authors would like to acknowledge the Fonds de recherche du Québec, Nature et technologies (FRQNT), Agnico Eagle Mines Ltd., the Research Institute of Mines and Environment (RIME UQAT-Polytechnique), and the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for their financial support.

5.10 References

- Abbasy, F. (2009). *Thermal conductivity of mine backfill*. Master thesis. Concordia University, Montréal, QC.
- Abbasy, F., Hassani, F. P., Madiseh, S. A. G., Côté, J., & Nokken, M. R. (2014). An experimental study on the effective parameters of thermal conductivity of mine backfill. *Heat Transfer Eng.*, 35(13), 1209-1224.

- ASTM C150-07. (2007). *Standard Specification for Portland Cement*, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- ASTM D5334-08. (2008). *Standard Test Method for Determination of Thermal Conductivity of Soil and Soft Rock by Thermal Needle Probe Procedure*, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- ASTM-standard C143. (2012). *Standard test method for slump of hydraulic cement concrete*, Standard C143/C143M, Volume 04.02: West Conshohocken, PA.
- Aubertin, M., Bussière, B., & Bernier, L. (2002). *Environnement et gestion des rejets miniers*. Manuel sur Cédéron. Bibliothèques Nationale du Canada.
- Bandopadhyay, S., & Izaxon, V. (2004). *Ice-cemented backfill for underground support in arctic mines*. SME Annual Meeting, Feb. 23-25, Denver, Colorado
- Bansal, V., Misra, R., Agrawal, G. D., & Mathur, J. (2010). Performance analysis of earth–pipe–air heat exchanger for summer cooling. *Energy and Build.*, 42(5), 645-648.
- Belem, T. & Benzaazoua, M. (2008). Design and application of underground mine paste backfill technology. *Geotech. Geol. Eng.*, 26(2), pp. 147–175.
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., (2000). *Mechanical behaviour of cemented paste backfill*. Proceedings of 53rd Can. Geotech. Conf., Montréal, Ootobre 2000, 373-380.
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., Dagenais, A.-M. (2002). Effects of settlement and drainage on strength development within mine paste backfill. *Tailings and Mine Waste'02*, 27-30 January 2002, Fort Collins, Colorado, Balkema : Rotterdam, pp. 139-148.
- Belem, T., Benzaazoua, M., El Aatar, O., Yilmaz, E., Benzaazoua, M., Yilmaz, E. (2013a). *Effect of drainage and the pore water pressure dissipation on the backfilling sequencing*. Proceedings of the 23rd World Min. Cong., August, vol. 11, p. 1-10.
- Belem, T., Bussière, B., Benzaazoua, M. (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. *Tailings and Mine Waste'01*, 16-19 January 2001, Fort Collins, Colorado, pp. 365-374. Balkema, Rotterdam.

- Belem, T., Effenguet, H., & Mbonimpa, M. (2013b). *Estimation of Required Minimum Binder Content by Assessing the Liquefaction Potential of Early Age Cemented Mine Backfill*. Proceedings of the 66th Can. Geotech. Conf., 29 sept-03 oct. 2013,, Montréal, QC.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Bussière, B. (2002). Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill. *Cem. Conc. Res.*, 32(7): 1133-1144.
- Benzaazoua, M., Fall, M., & Belem, T. (2004). A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Miner. Eng.*, 17(2), 141-152.
- Benzaazoua, M., Marion, P., Picquet, I., & Bussière, B. (2004). The use of pastefill as a solidification and stabilization process for the control of acid mine drainage. *Miner. Eng.*, 17(2), 233-243.
- Beya, F. K., Mbonimpa, M., Belem, T., Benzaazoua, M., Kalonji, K., & Ouellet, S. (2015). *Preliminary study of the influence of temperature and salinity on the thermal properties of hardening cemented paste backfill*. Proceedings of the 68th Can. Geotech. Conf. and 7th Can..Permafrost Conf., September 20-23, Quebec, QC., Canada
- Boger, D., Scales, P., & Sofra, F. (2006). *Rheological concepts. Paste and Thickened Tailings-A Guide (Second Edition)*, Jewell and Fourie (eds), Australian Centre for Geomechanics, Perth, Australia, 25.
- Célestin, J. C. H., & Fall, M. (2009). Thermal conductivity of cemented paste backfill material and factors affecting it. *Int. J. Min. Reclam. Environ.*, 23(4), 274-290.
- Cluff, D. L., & Kazakidis, V. (2010). *Frozen backfill mix formulations and process for use thereof in underground mining applications*: Google Patents.
- COMSOL, M. (2015). *Heat transfer Module User 'Guide (Version 5.2)*. COMSOL AB.
- Cooke, R. (2007). Backfill pipeline distribution systems-design methodology review. *CIM Magazine*, 2(5).
- Demers, I., Molson, J., Bussière, B., & Laflamme, D. (2013). Numerical modeling of contaminated neutral drainage from a waste-rock field test cell. *Appl. Geochem.*, 33, 346-356.

- Duchaine, F., Corpron, A., Pons, L., Moureau, V., Nicoud, F., & Poinso, T. (2009). Development and assessment of a coupled strategy for conjugate heat transfer with large eddy simulation: application to a cooled turbine blade. *Int. J. Heat Fluid Flow*, 30(6), 1129-1141.
- Ghoreishi-Madiseh, S., Hassani, F., Mohammadian, A., & Abbasy, F. (2011). Numerical modeling of thawing in frozen rocks of underground mines caused by backfilling. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 48(7), 1068-1076.
- Hassani, F., & Archibald, J. (1998). *Mine backfill*. CIM, CD-ROM.
- Hivon, E., & Sego, D. (1993). Distribution of saline permafrost in the Northwest Territories, Canada. *Can. Geotech. J.*, 30(3), 506-514.
- Hwang, C.T., Murray, D.W. And Brooker, E.W. (1972). A Thermal Analysis for Structures on permafrost. *Can. Geotech. J.*, 9: 33-46.
- Kalonji, K. (2016). *Étude des propriétés rhéologiques et du transport du remblai cimenté en pâte en conditions nordiques*. Mémoire de Maîtrise, Institut de recherche en mines et environnement. Polytechnique Montréal/UQAT, R-N, QC
- Kalonji, K., Mbonimpa, M., Belem, T., Benzaazoua, M., Beya, F. K., & Ouellet, S. (2015). *Preliminary investigation of the effect of temperature and salinity on the rheological properties of fresh cemented paste backfills*. Proceedings of the 68th Can. Geotech. Conf. and 7th Can. Permafrost Conf., September 20-23, Quebec, QC., Canada.
- Krahn, J. (2004). *Thermal modeling with TEMP/W. And Engineering Methodology*. GEO-SLOP International, Ltd., 292 p.
- Landriault, D. (1995). *Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining*. Proceedings of the 97th Annual General Meeting of CIM. Rock Mechanics and Strata Control Session. Halifax, Nova Scotia, p. 229-238.
- Landriault, D. A., Verburg, R., Cincilla, W., and Welch, D. (1997). *Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications*: Technical workshop. Vancouver, British Columbia, 121p.

- Lee, J. K., & Shang, J. Q. (2014). Evolution of thermal and mechanical properties of mine tailings and fly ash mixtures during curing period. *Can. Geotech. J.*, 51(5), 570-582.
- Lee, J. K., Shang, J. Q., & Jeong, S. (2014). Thermo-mechanical properties and microfabric of fly ash-stabilized gold tailings. *J. Hazard. Mater.*, 276, 323-331.
- Li, L. (2014a). An analytical solution for determining the required strength of a side-exposed mine backfill containing a plug. *Canadian Geotechnical Journal* 51(5): 508-119.
- Li, L. (2014b). A generalized solution for mining backfill design. ASCE—*International Journal of Geomechanics* 14(3): 04014006-1—04014006-11.
- Li, L., Aubertin, M. (2012). A modified solution to assess the required strength of backfill in mine stopes. *Canadian Geotechnical Journal* 49(8): 994-1002.
- Li, L., Aubertin, M. (2014). An improved method to assess the required strength of cemented backfill in underground stopes with an open face. *International Journal of Mining Science and Technology* 24(4): 549–558.
- Meibodi, M. E., Vafaie-Sefti, M., Rashidi, A. M., Amrollahi, A., Tabasi, M., & Kalal, H. S. (2010). The role of different parameters on the stability and thermal conductivity of carbon nanotube/water nanofluids. *Int. Commun. Heat and Mass Transfer*, 37(3), 319-323.
- Ouattara, D. (2011). Étude des propriétés rhéologiques de résidus miniers densifiés. Master Thesis, Institut de recherche en mines et environnement-École Polytechnique de Montréal/UQAT, R-N, QC.
- Ouattara, D., Mbonimpa, M., & Belem, T. (2010). *Rheological Properties of Thickened Tailings and Cemented Paste Tailings and the Effect of Mixture Characteristics on Shearing Behaviour*. Proceedings of the 63rd Can. Geotech.Conf. and 1st Joint CGS/CNC-IPA Permafrost Specialty Conf., p. 1178-1185.
- Ouattara, D., Yahia, A., Mbonimpa, M., & Belem, T. (2013). *Rheology of cemented paste backfill incorporating superplasticizers*. Proceedings of the 66th Can.Geotech. Conf., 29 sept-03 oct. 2013, Montréal, QC.

- Ouellet, S., Bussière, B., Mbonimpa, M., Benzaazoua, M., & Aubertin, M. (2006). Reactivity and mineralogical evolution of an underground mine sulphidic cemented paste backfill. *Miner. Eng.*, 19(5), 407-419.
- Plante, B., Benzaazoua, M., & Bussière, B. (2011). Kinetic testing and sorption studies by modified weathering cells to characterize the potential to generate contaminated neutral drainage. *Mine Water and the Environ.*, 30(1), 22-37.
- Plante, B., Bussière, B., & Benzaazoua, M. (2014). Lab to field scale effects on contaminated neutral drainage prediction from the Tio mine waste rocks. *J. Geochem. Explor.*, 137, 37-47.
- Sah, P. K., & Sreedeeep, S. (2014). Evaluation of bentonite-based thermal backfill materials. *Environ. Geotechnics*, 1(3), 179-188.
- Walske, M. L., McWilliam, H., Doherty, J., & Fourie, A. (2016). Influence of curing temperature and stress conditions on mechanical properties of cementing paste backfill. *Can. Geotech. J.*, 53(1), 148-161.
- Williams, J.R (1970). *Ground Water in the Permafrost Regions of Alaska*. Geological survey professional paper 696. 90 p.
- Wu, D., Fall, M., & Cai, S.-J. (2012). Coupled modeling of temperature distribution and evolution in cemented tailings backfill structures that contain mineral admixtures. *Geotech. Geol.Eng.*, 30(4), 935-961.
- Yilmaz, E., Belem,T., Benzaazoua, M., Bussière, B. (2010). Assessment of the modified CUAPS apparatus to estimate in situ properties of cemented paste backfill. *Geotech. Test. J.*, 33(5): 1-12.

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE

Le chapitre 6 présente les résultats obtenus de modélisations numériques du transfert de chaleur dans un chantier idéalisé rempli de RPC et soumis aux conditions frontières du pergélisol. Certains facteurs d'influences comme la distance d'application de la condition aux frontières dans le pergélisol, l'effet du type de roche du pergélisol, l'effet des températures initiales du RCP et du pergélisol, et l'effet de la géométrie du chantier n'ont pas été abordés dans le chapitre 5. Ce chapitre vise à discuter l'effet des facteurs d'influence énumérés plus haut sur l'évolution de la distribution de température dans le RPC et sur l'ampleur du dégel temporaire du pergélisol. Pour faciliter la présentation des résultats, on commence par donner les caractéristiques de la géométrie et les points spécifiques retenus pour illustrer l'effet des différents facteurs.

6.1 Caractéristiques des géométries 3D utilisées dans les simulations numériques

Les géométries des chantiers et encaissants sont idéalisées et représentées par des prismes rectangulaires à base carrées ou rectangulaires. Les Figure 6-1a et Figure 6-1b présentent respectivement la forme de géométrie 3D générée avec COMSOL Multiphysics® version 5.2 et son maillage. Un maillage extrêmement fin a été appliqué afin d'obtenir des résultats de simulation les plus précis possibles que le code de modélisation pourrait donner. Les axes x, y et z représentent respectivement les axes de largeur, profondeur et hauteur.

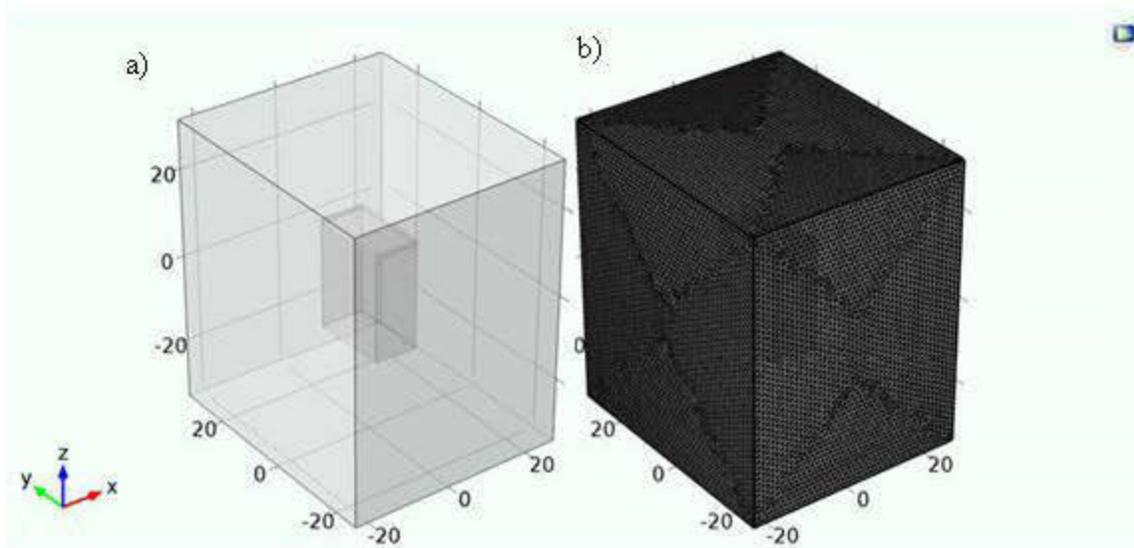


Figure 6-1 : Chantier RPC-pergélisol : a) géométrie et b) maillage

La Figure 6-2 présente une coupe verticale dans le plan yz. Sur cette figure,, H_a représente la hauteur de la couche de l'air au-dessus du RPC, H_p la hauteur du pergélisol, H_R la hauteur du RPC, P_R la profondeur du RPC, P_a profondeur de la couche de l'air, P_p la profondeur pergélisol et L_c la distance où est appliquée la condition aux frontières.

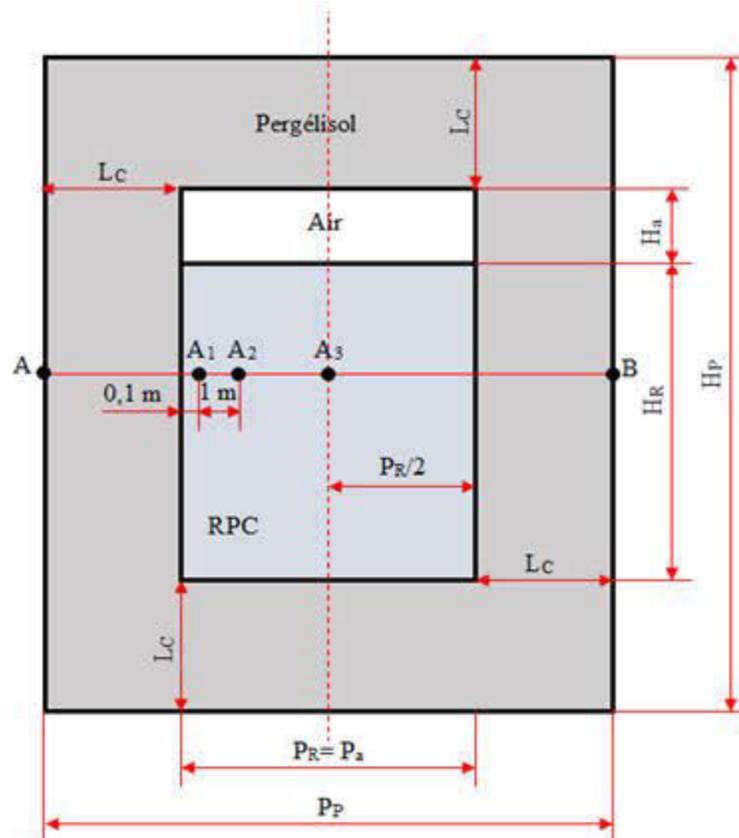


Figure 6-2 : Vue en plan (yz) de la géométrie RPC-pergélisol

Les données d'entrée utilisées pour les modélisations, sont pour la plupart présentées dans le tableau 5.4. Les résultats des sections 6.2 à 6.5 sont de mesures prises le long de l'axe AB (voir Figure 6-2). Les points A1, A2 et A3 sont respectivement situés dans le RPC sur l'axe AB à 0,1 m et 1 m du pergélisol et au milieu du RPC.

6.2 Effet de la distance d'application de la condition aux frontières dans le pergélisol

Pour étudier l'effet de l'emplacement des conditions aux frontières dans le pergélisol, un chantier de 10 m de largeur, $P_R = 18$ m de profondeur, $H_R = 25$ m de hauteur a été considéré. Le RPC est

déposé à une température de 14°C dans un pergélisol supposé à -6°C . Les propriétés thermiques du pergélisol, air et RPC sont présentées dans le Tableau 5.4. Le RPC est rempli jusqu'à 24 m de haut en laissant $H_a = 1$ m occupé par de l'air. Comme conditions aux frontières on a fixé une température de -6°C à différentes distances L_c dans le pergélisol, soit à 5, 10, 20, et 30 m de limites du chantier à remblayer. La Figure 6-3 présente la distribution de la température à parti du milieu du RPC (entre les points A et A3 ou A3 et B) après des temps de cure de 28 jours, 56 jours et 120 jours. Dans ces figures, la droite verticale à une distance de 9 m représente l'interface entre le RPC et le pergélisol. Les résultats présentés à la Figure 6-3a indiquent qu'à 28 jours de cure du RPC dans le pergélisol, la distance d'application de la condition aux frontières n'a pas d'influence sur la distribution de température entre le RPC et le pergélisol. On peut observer aux Figure 6-3b et c (56 et 120 jours de cure) que la température de dépôt du RPC (14°C) fait augmenter la température par exemple dans le pergélisol à 5 m de l'interface RPC-pergélisol. La température passe de -6°C à -5°C à 56 jours et de -6°C à -3°C à 120 jours. Néanmoins aucun impact de l'emplacement de L_c n'est observé sur de la distribution de température dans le RPC.

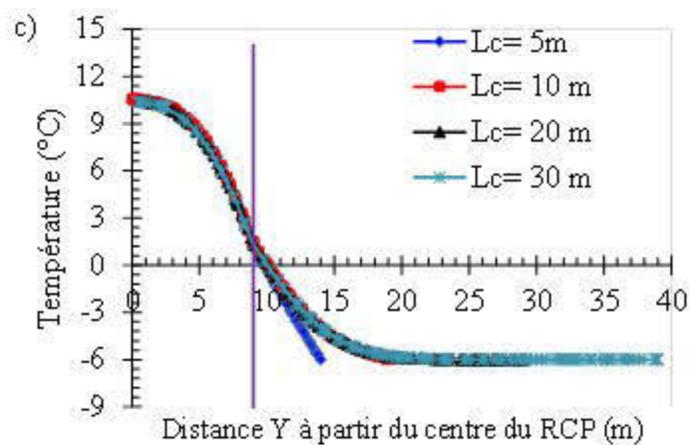
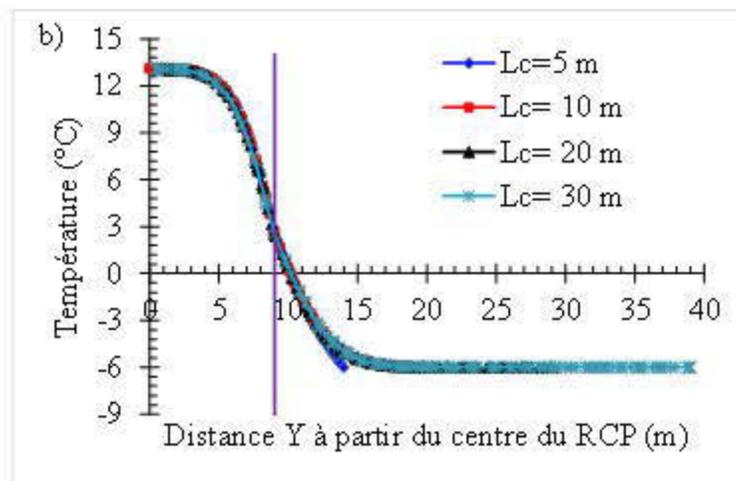
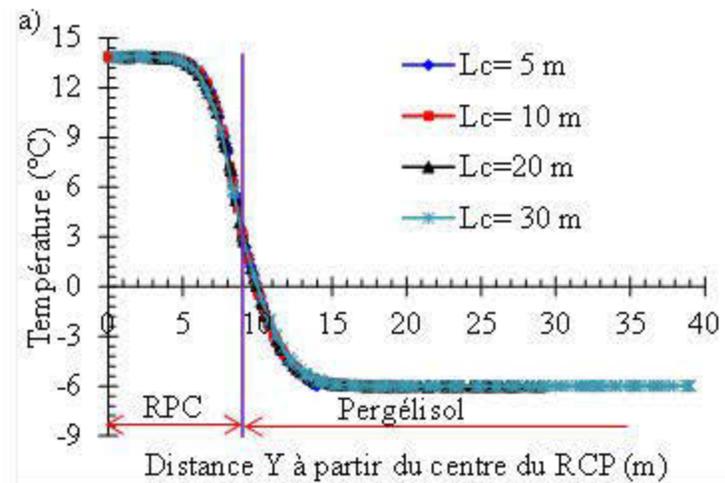


Figure 6-3 : Distribution de la température à travers la moitié du RPC et le pergélisol en fonction de la distance d'application de la condition aux frontières dans le pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours

6.3 Effet de types de roches du pergélisol

Les résultats présentés au chapitre 5 ont été obtenus en considérant le pergélisol comme du granite. Pour étudier l'effet de types de roches (type de pergélisol) sur la distribution de température entre le RPC et pergélisol, on a retenu trois roches, le basalte, le granite et la dolomite, dont les propriétés thermiques sont présentées dans le Tableau 6.1. La conductivité thermique de la dolomite est environ trois fois supérieure à celle du basalte. Un chantier de 10 m de largeur, $P_R = 18$ m de profondeur, $H_R = 25$ m de hauteur et $L_c = 20$ m a été considéré. Le RPC est déposé à une température de $14\text{ }^\circ\text{C}$ dans un pergélisol à $-6\text{ }^\circ\text{C}$

Tableau 6.1: Propriétés thermiques des roches

| Type de roche | Conductivité therm. (W/m K) | Capacité therm. (J/kg K) | Masse vol. (Kg/m ³) |
|--------------------------|--------------------------------|-----------------------------|------------------------------------|
| Basalte ^(*) | 1,70 | 840 | 2900 |
| Granite ^(**) | 2,90 | 995 | 2650 |
| Dolomite ^(**) | 5,00 | 877 | 2850 |

^(*) (Côté & Konrad, 2005)

^(**) (Ghoreishi-Madiseh et al., 2011)

Les résultats à la Figure 6-4 présentent la distribution de la température entre le RPC et le pergélisol pour les trois types de pergélisol retenus. Dans ces figures, la droite verticale à une distance de 9 m représente l'interface entre le RPC et le pergélisol. À 28, 56 et 120 jours, on peut constater que le type de roche de pergélisol n'a pas assez d'influence sur la distribution de la température entre le RPC et le pergélisol. Néanmoins, à la Figure 6-4c, on observe que la courbe de température dans le cas de basalte reste au-dessus de celles de dolomite et de granite dans le RPC. Dans les 10 premiers mètres à partir de l'interface vers le pergélisol, celle de la dolomite reste également au-dessus des courbes de basalte et de granite. Ceci indique que la conductivité thermique de la dolomite étant supérieure à celles de basalte et du granite, elle conduit plus la chaleur que les deux autres roches. Par conséquent, la dolomite par rapport aux basalte et granite va faire augmenter la température dans le pergélisol, ce qui va entraîner sa diminution dans le RPC. Physiquement, ceci veut dire que plus la conductivité thermique de la roche est faible, plus la chaleur du RPC sera conservée (Ghoreishi-Madiseh et al, 2011).

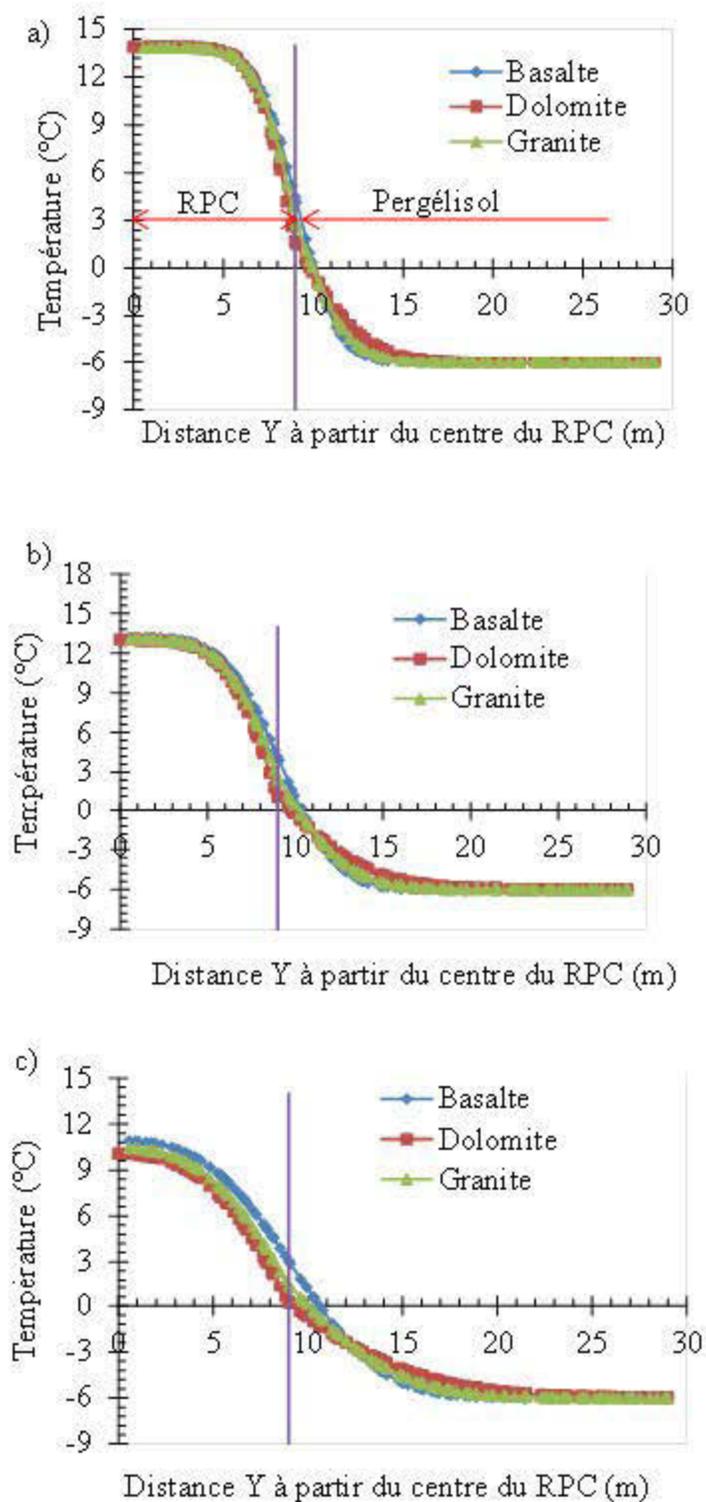


Figure 6-4 : Effet de la nature du pergélisol sur la distribution de la température à travers le RPC et pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours

6.4 Effet de la température initiale du RPC

Les résultats présentés jusqu'ici considéraient une température de dépôt du RPC de $14\text{ }^{\circ}\text{C}$ tel que calculé par Kalonji (2016). L'effet de la température de déposition du RPC sur le transfert de chaleur est étudié ici pour un chantier de 10 m de largeur, $P_R = 18\text{ m}$ et $H_R = 25\text{ m}$. Les conditions aux frontières (température $-6\text{ }^{\circ}\text{C}$) dans le pergélisol sont appliquées à $L_c = 20\text{ m}$. La température initiale du pergélisol était de $-6\text{ }^{\circ}\text{C}$ et la température de déposition du RPC a été variée entre 8 et $20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Les résultats présentés à la Figure 6-5 illustrent l'effet de la température de déposition du RPC sur la distribution de la température dans le RPC et dans le pergélisol à des temps de cure de 28, 56 et 120 jours. Dans ces figures, la droite verticale à une distance de 9 m représente l'interface RPC-pergélisol.

On peut constater qu'au bout de 28 jours à la Figure 6-5a, les températures au milieu du RPC (à $y = 0$) restent approximativement égales aux températures de déposition. À 56 jours à la Figure 6-5b, les températures au milieu du RPC indiquent une certaine baisse de 1 à $1,5\text{ }^{\circ}\text{C}$; tandis qu'au bout de 120 jours (Figure 6-5c), les températures au milieu du RPC continuent de baisser, soit entre $2,5$ et $5,5\text{ }^{\circ}\text{C}$. L'influence de la température de déposition du RPC a aussi été évaluée en termes d'épaisseur de dégel temporaire du pergélisol. La Figure 6-6 présente l'influence de différentes températures de déposition du RPC sur l'épaisseur de dégel du pergélisol. Le pergélisol est considéré à une température initiale de $-6\text{ }^{\circ}\text{C}$. L'axe des ordonnées représente l'interface RPC-pergélisol. On peut voir sur la Figure 6-6a, à 28 jours de cure, que la température dans le RPC au niveau de l'interface est au tour de $7\text{ }^{\circ}\text{C}$ et le dégel du pergélisol atteint 1,8 m si le RPC est déposé à $25\text{ }^{\circ}\text{C}$. Lorsque la température de dépôt du RPC est de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$, au niveau de l'interface il atteint $1\text{ }^{\circ}\text{C}$ tandis que le dégel du pergélisol n'affecte qu'une épaisseur de 40 cm en 28 jours de cure. Après 120 jours de cure, lorsque la température de déposition du RPC est de $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, la température de ce dernier au niveau de l'interface passe à $8\text{ }^{\circ}\text{C}$ et le dégel du pergélisol affecte 2,6 m. Cependant, lorsque la température de déposition du RPC est de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$, sa température au niveau de l'interface atteint $0\text{ }^{\circ}\text{C}$ après 120 jours de cure et l'épaisseur du pergélisol qui était dégelée regèle à nouveau (Figure 6-6b). Enfin, à 365 jours de cure du RPC ayant une température de déposition de $25\text{ }^{\circ}\text{C}$, l'épaisseur de dégel à diminuer jusqu'à 1,3m et la température du RPC à l'interface diminue encore jusqu'à $1,2\text{ }^{\circ}\text{C}$. Si la température de déposition du RPC est de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$, ce dernier aurait déjà commencé à geler jusqu'à atteindre une épaisseur de 30 cm et le pergélisol restera dans les températures négatives, soit $-0,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ (Figure 6-6c). En résumé,

on peut noter que plus la température de déposition du RPC sera élevée plus sera grande l'épaisseur du pergélisol affectée par le dégel. Des résultats similaires ont été également observés par Ghoreishi-Madiseh et al, (2011).

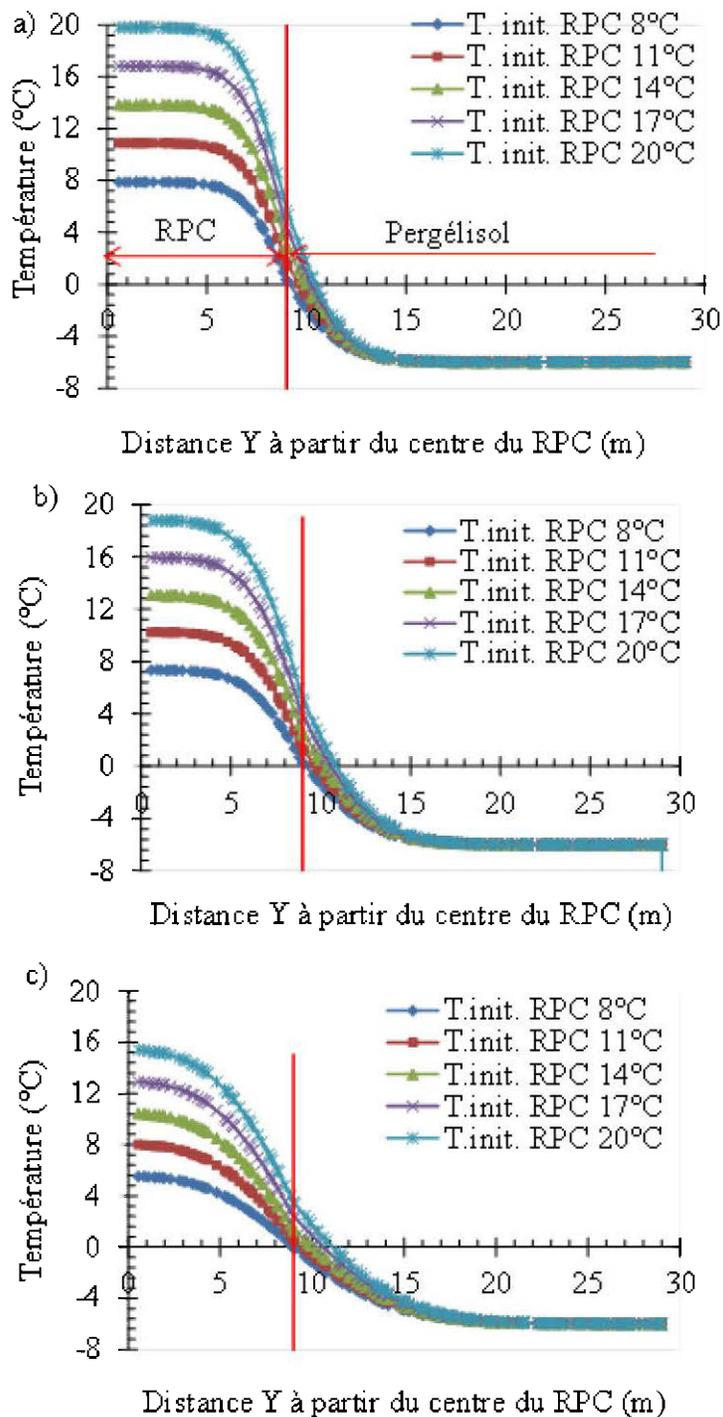


Figure 6-5 : Effet de température initiale du RPC sur la distribution de la température à travers le RPC et pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours

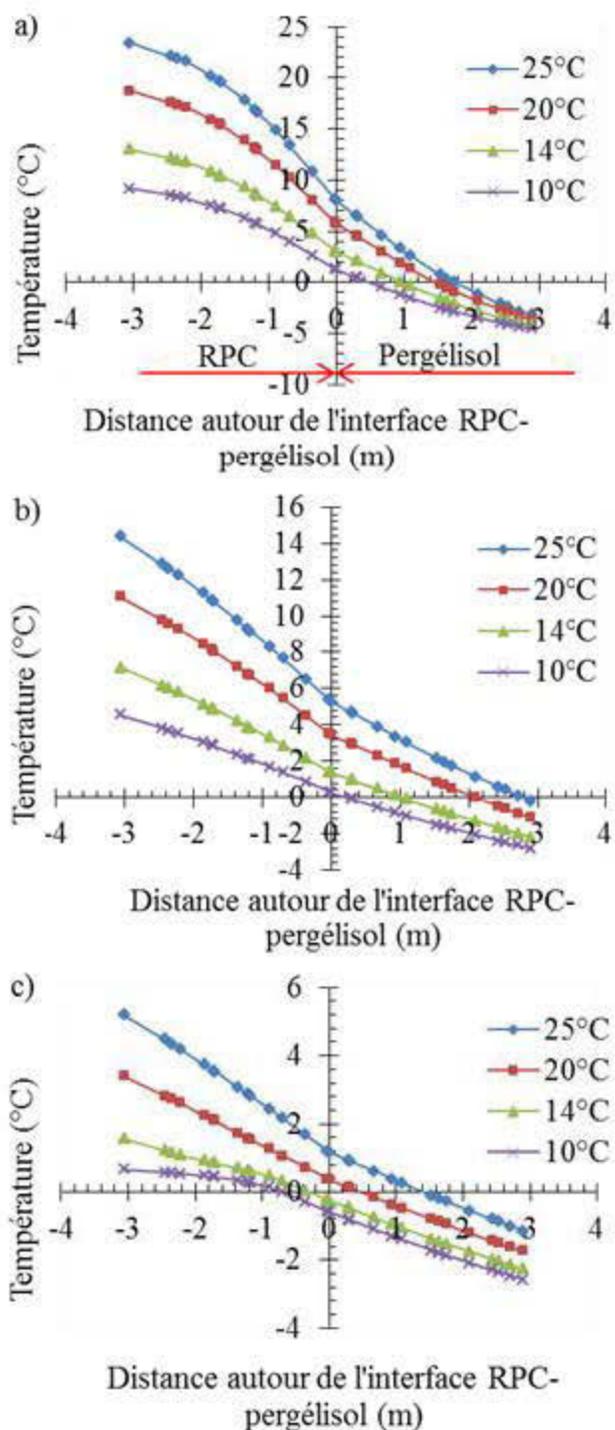


Figure 6-6 : Influence de la température de dépôt du RPC (10, 14, 20 et 25 °C) sur l'épaisseur de dégel du pergélisol (à une température initiale de -6 °C) au tour de l'interface RPC-pergélisol : a) à 28 jours, b) à 120 jours et c) à 365 jours

6.5 Effet de la température initiale du pergélisol

L'effet de la température initiale du pergélisol sur le transfert de chaleur est étudié pour un chantier de 10 m de large, $P_R=18$ m et $H_R=25$ m. Les conditions aux frontières dans le pergélisol sont appliquées à 20 m de chaque côté du chantier remblayé. La température de déposition du RPC est de 14°C et celles du pergélisol varient entre -16 et -4°C .

Les résultats de la Figure 6-7 présentent l'influence de la température initiale du pergélisol sur le transfert de chaleur entre le RPC et le pergélisol. La droite verticale à 9 m représente l'interface RPC-pergélisol. On peut constater sur les Figure 6-7 a, b et c que plus la température du pergélisol diminue, plus la température dans le RPC diminue pour un temps de cure donné. Il est constaté aussi que la distance de dégel du pergélisol augmente avec l'augmentation de température du pergélisol. Par exemple, après 28 jours de cure, elle est respectivement de 1,5 m et 0 m pour les températures initiales de pergélisol de -4°C et -16°C .

6.6 Effet de la géométrie du chantier

L'effet de la hauteur (H_R), de la largeur et de la profondeur (P_R) du chantier sur le transfert de chaleur a été étudié pour différents types de chantiers (voir Tableau 6.2). L'effet de l'inclinaison du chantier pour un chantier de 10 m de large, $P_R=18$ m et $H_R=25$ m a aussi été étudié. Les conditions aux frontières (température -6°C) dans le pergélisol sont appliquées à $L_c = 20$ m de part et d'autre du chantier remblayé. La température de déposition du RPC est de 14°C et celles du pergélisol est de -6°C . Les résultats présentés sur les Figure 6-8a, b et c sont pour les points A1 (à 0,1 m du pergélisol), A2 (à 1 m du pergélisol) et A3 (au milieu du RPC) situés sur l'axe AB (Figure 6-2). La droite verticale située à 9 m à la Figure 6-8d représente l'interface RPC-pergélisol. Les dimensions de chantiers choisies sont celles planifiées et suggérées par le partenaire industriel. Dans cette section, excepté le cas de l'étude de l'inclinaison du chantier, on va se limiter à comparer pour chaque cas deux chantiers seulement afin d'améliorer la lisibilité des figures.

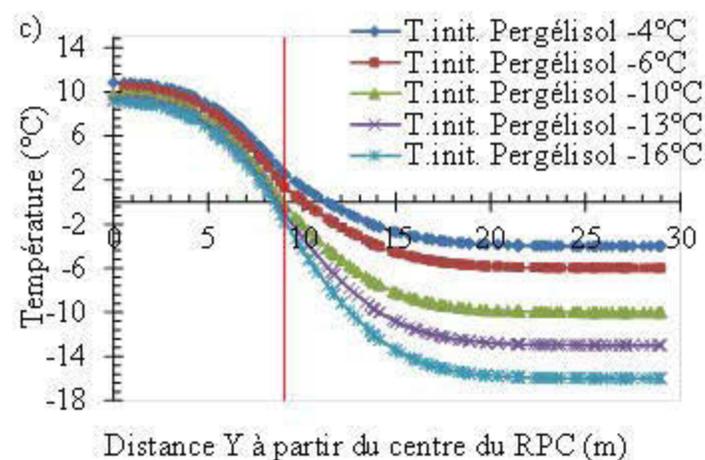
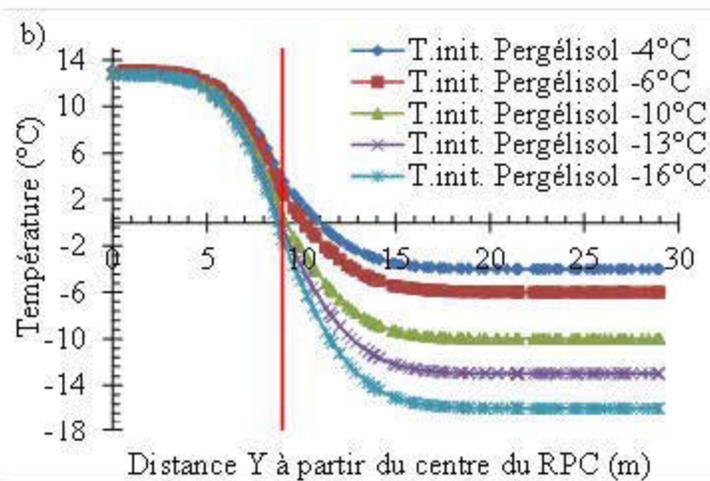
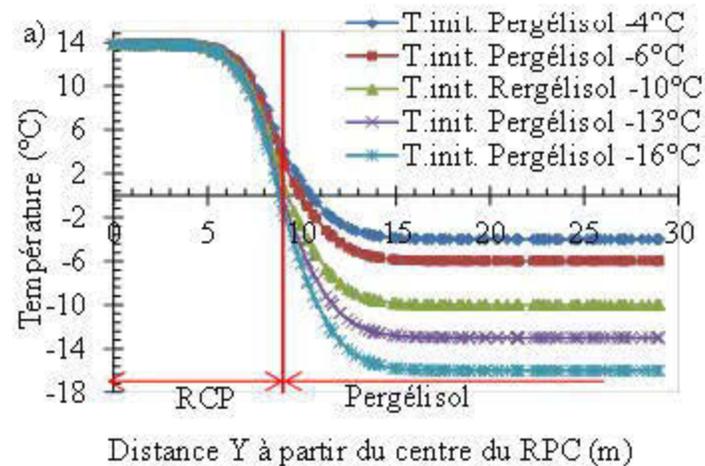


Figure 6-7 : Effet de température initiale du pergélisol sur la distribution de la température à travers le RPC et le pergélisol : a) 28 jours, b) 56 jours et c) 120 jours

Tableau 6.2 : Tailles des chantiers modélisés

| Chantier | H_R (m) | P_R (m) | Largeur (m) |
|-----------------|------------------------------------|------------------------------------|------------------------------|
| Ch.1 | 20 | 10 | 10 |
| Ch.2 | 20 | 30 | 10 |
| Ch.3 | 25 | 18 | 4,5 |
| Ch.4 | 25 | 18 | 10 |
| Ch.5 | 20 | 10 | 10 |
| Ch.6 | 30 | 10 | 10 |

Pour étudier l'effet de la profondeur du chantier sur la distribution de température, deux chantiers (Ch.1 & Ch.2) de même largeur de 10 m, même $H_R = 20$ m et deux profondeurs différentes (10 m pour Ch.1 et 30 m pour le Ch.2) sont considérés. Les résultats présentés à la Figure 6-8a montrent pour des points A_1 (à 0,1 m du pergélisol) et A_2 (à 1 m du pergélisol) que la température diminue de façon identique pour les deux chantiers ; autrement dit, la profondeur du chantier n'a pas d'impact dans ce cas. Au point A_3 (milieu du RPC), la profondeur commence à avoir un effet sur la température à partir du 28^e jour de cure : la température est plus élevée pour le chantier Ch.2 avec $P_R = 30$ m que pour Ch. 1 avec $P_R = 10$ m, soit une différence de température d'environ 3°C à 120 jours de cure.

L'effet de la largeur du chantier a été étudié pour des chantiers de même $H_R = 25$ m et $P_R = 18$ et de largeurs différentes (4,5 m pour Ch.3 et 10 m pour Ch.4). La Figure 6-8b indique de baisse de température dans le RPC avec la diminution de la largeur du chantier. On peut noter par exemple au point A_3 , qu'au bout de 120 jours, la différence de température est d'environ 6,5°C lorsque la largeur du chantier diminue de 10 m à 4,5 m. Cette différence est de 3°C et 2°C respectivement aux points A_1 et A_2 au bout de 120 jours également. [Wu et al., \(2012\)](#) ont trouvé les mêmes tendances, bien que leur étude portait sur un remblayage des chantiers miniers dans les zones à climat tempéré.

L'étude de l'effet de la hauteur du chantier a été réalisée en considérant deux chantiers de mêmes largeurs de 10 m et $P_R = 10$ m et des hauteurs différentes ($H_R = 20$ m pour le Ch.5 et $H_R = 30$ m pour le Ch.6). Les résultats de cette étude (voir Figure 6-8c) renseignent que la température ne varie presque pas en fonction de la hauteur de chantier (cas des chantiers 5 et 6). Ceci n'est vrai que lorsqu'on étudie cette évolution de température sur l'axe AB (Figure 6-2) dans la direction de la profondeur du chantier. Si l'évolution de la température est examinée dans un axe verticale

(dans la direction z), on aura de constatations similaires à celles de l'étude de l'effet de la profondeur du chantier.

L'effet de l'inclinaison du chantier a été étudié pour de chantiers inclinés à 0° , 30° et 60° par rapport à la verticale. Les résultats de cette étude ne montrent aucune différence au niveau de la distribution de la température entre la moitié du RPC et le pergélisol. Ces mêmes constatations ont été observées également par [Nasir et al., \(2009\)](#), bien que leur étude concerne un chantier remblayé dans les régions à climat tempéré.

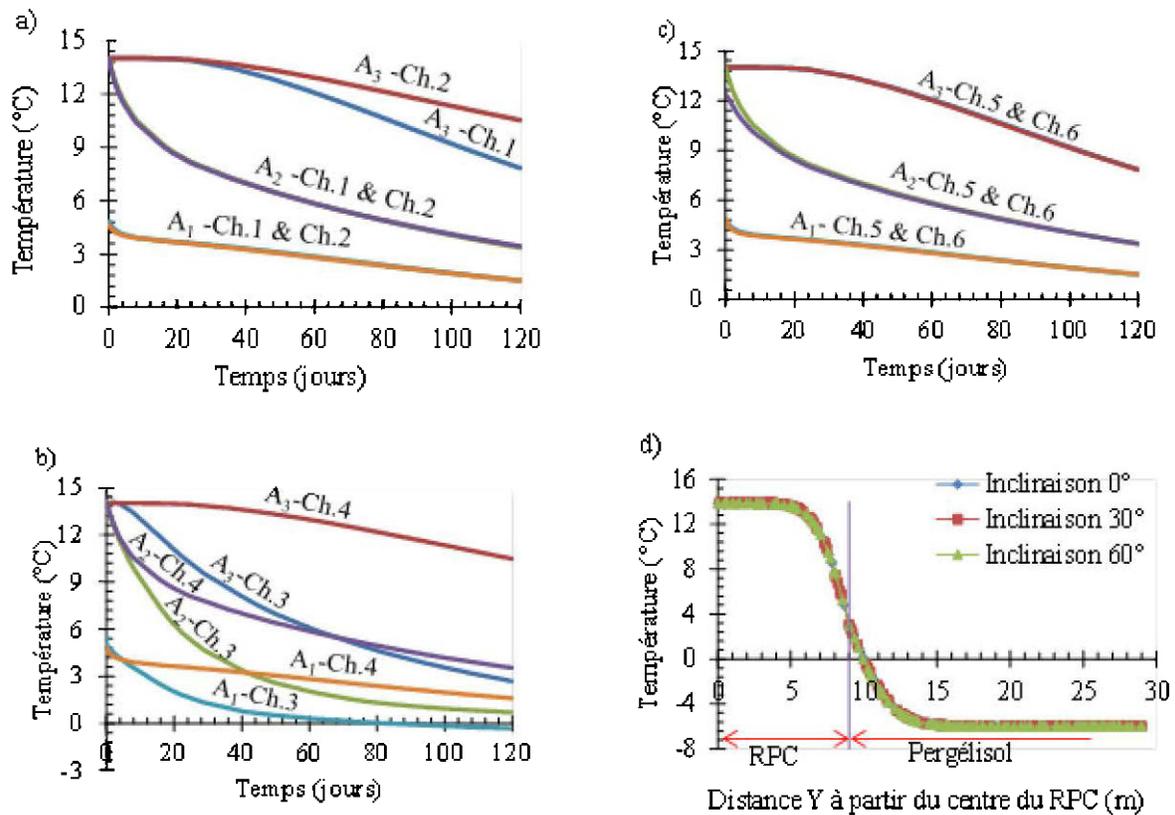


Figure 6-8 : Effet de la géométrie du chantier sur l'évolution/distributin de la température aux points A1, A2 et A3(voir Figure 6-2) si pour le chantier on varie : a) la profondeur, b) la largeur, c) la hauteur et d) l'inclinaison du chantier

En conclusion, on peut dire que la variation de la profondeur, la largeur et la hauteur de chantiers a une influence sur la distribution de la température dans le RPC, c'est-à-dire que la température dans le RPC est d'autant plus faible pour un temps de cure donné que ces paramètres diminuent. La variation de l'inclinaison du chantier n'affecte pas la distribution de température dans le RPC.

CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Ce projet avait pour objectif principal le développement de nouveaux outils pour prédire les conditions thermiques de cure du remblai cimenté en pâte à l'échelle d'un chantier souterrain dans le pergélisol. Plus spécifiquement, il s'agissait d'abord d'étudier l'évolution des propriétés thermiques durant la cure du RPC à différentes températures et en fonction de la salinité à l'aide d'un analyseur des propriétés thermiques. Il fallait ensuite étudier le transfert de chaleur 1D et 3D durant la cure du RPC à l'aide de modèles physiques de laboratoire en appliquant différentes conditions thermiques aux frontières. Les données obtenues de ces modèles physiques devraient servir à calibrer/valider les modèles numériques développés avec le module « Heat Transfer » de COMSOL Multiphysics®. Finalement, il fallait appliquer le modèle numérique calibré/validé pour étudier le transfert de chaleur entre les parois du pergélisol et le remblai dans le cas d'un chantier souterrain simulé.

La connaissance de l'évolution de la distribution de la température dans le RPC mis en place dans les chantiers miniers excavés dans le pergélisol et dans l'encaissant de pergélisol lui-même est un champ de recherche très peu abordé dans la littérature. Il est néanmoins d'un intérêt pour les mines dans les zones à climats très froids comme le Grand Nord du Canada. Ce chapitre présente les principales conclusions et recommandations qui découlent de cette recherche.

7.1 Conclusion générale

L'étude de l'influence de la température positive (jusqu'à 22 °C), de la quantité du liant (jusqu'à $B_w = 5\%$) et de la salinité (0 à 10 g/L) de l'eau de mélange sur l'évolution des propriétés thermiques (conductivité et capacité thermiques) de RP et RPC en fonction du temps de cure a montré une influence négligeable de ces paramètres. Le gel quant à lui, a montré une influence sur les propriétés thermiques de RP et RPC. En effet, le gel du RPC a montré une augmentation de la conductivité thermique (jusqu'à 22 %) et une diminution de la capacité thermique (jusqu'à 12 %). Le gel d'échantillons ayant curé initialement sous des températures positives pour un temps donné a augmenté la conductivité thermique, mais n'a pas affecté de façon considérable la capacité thermique.

La modélisation physique du transfert de chaleur 1D a été réalisée dans trois colonnes (diamètre de 14 cm et hauteur de 1m) remplies de 75 cm de RP sans liant et de RPC à 3 % et 5 % de liant HE

(colonnes I, II et III) laissées curer à la température ambiante du laboratoire (autour de 23 °C) pendant 32 jours. Ces colonnes étaient instrumentées par des sondes de température placées à des hauteurs de 30 et 60 cm de la base des colonnes. L'eau de mélange utilisée contenait 5g/L de sels. Pour chaque colonne, les valeurs de températures mesurées à différents endroits dans les matériaux sont plus ou moins identiques avec celles de la température ambiante du laboratoire. Les écarts entre ces valeurs de températures mesurées à 30 et 60 cm pour chacune de trois colonnes varient entre 0 et 0,6 °C pour la colonne I ; 0,1 et 0,6 °C pour la colonne II, et 0,3 et 0,4 °C pour la colonne III. La distribution de la température en fonction du temps était pratiquement identique dans les 3 colonnes, ce qui indique qu'à cette échelle des essais, le pourcentage de liant n'affecte pas la température. Autrement dit, la chaleur générée par l'hydratation du liant reste négligeable dans ces conditions d'essai.

La modélisation physique du transfert de chaleur 1D a d'autre part été réalisée dans trois colonnes (diamètre de 14 cm et hauteur de 1m) isolées thermiquement et refroidies à leur base à environ -10°C (colonnes sans liant, avec 3% de liant et à 5% de liant appelées respectivement colonnes IV, V et VI). Ces colonnes étaient instrumentées par des sondes de température placées à des hauteurs de 1, 30 et 60 cm de la base des colonnes. L'eau de mélange utilisée contenait 5g/L de sels. Les résultats ont montré qu'au bout de 26 jours de cure, la température à la base chute rapidement et est d'environ -7,6 °C pour les colonnes IV et VI et au tour de -8,7 °C pour la colonne V. Pour les sondes situées à 30 cm de la base de la colonne, la température diminue dans toutes ces colonnes et se stabilisent à de valeurs autour de 4 °C pour les colonnes IV et VI et légèrement à 3 °C pour la colonne V. Pour des sondes situées à 60 cm ; les températures diminuent légèrement dans les quatre premiers jours et se stabilisent aux alentours de 17 °C pour les colonnes IV et VI et autour de 14°C pour la colonne V. Après démantèlement de ces 3 colonnes (35 jours de cure plus tard), on a observé une hauteur de gel autour de 15 cm pour les colonnes IV et VI et autour de 20 cm pour la colonne V placée au milieu des deux autres et mieux isolée. Aucun effet du pourcentage de liant n'a été observé dans ces conditions d'essai, ce qui suggère que la chaleur générée par l'hydratation du liant reste négligeable.

La modélisation physique du transfert de chaleur 3D dans le RPC a été réalisée à l'aide d'un baril (diamètre de 54 cm et hauteur de 90 cm) rempli de 75 cm de RPC à 5 % de liant HE préparé avec de l'eau contenant 5g/L de sel. Le dispositif était instrumenté à l'aide de 7 sondes de température placée au milieu et proches des parois. Le baril est placé dans une chambre froide à température

contrôlée de $-11\text{ }^{\circ}\text{C}$. Les résultats montrent que les températures au niveau de toutes les sondes diminuent rapidement avec le temps. Au bout de deux jours, tout le remblai atteint une température de zéro. La transition de phases (plateau de la température) se passe ensuite pendant 4 jours à des températures variant entre 0 et $-7\text{ }^{\circ}\text{C}$. Par la suite, la température continue de diminuer dans le baril jusqu'à se stabiliser à partir du 6^e jour à la température de refroidissement du baril qui oscillait autour de $-11\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Des modélisations numériques ont été réalisées avec le module « *Heat Transfer* » de COMSOL Multiphysics[®]. D'abord, le modèle a été calé avec la sonde B2 au milieu du RPC dans le baril. Le modèle calibré a été ensuite utilisé pour des simulations numériques de transfert de chaleur dans les colonnes et pour le reste des sondes du baril. Les résultats de simulations numériques ont été validés avec les données expérimentales de laboratoire. Pour cela, les résultats de modélisations physiques de transfert de chaleur 1D et 3D au laboratoire ont été comparés avec ceux des modélisations numériques. La chaleur générée par l'hydratation a été négligée. Les propriétés thermiques mesurées sur le RP et les RPCs ont été utilisés comme input. Les propriétés de parois des colonnes et du baril ont été tirées de la littérature. Ces comparaisons ont montré que les résultats sont en accord raisonnable avec les valeurs expérimentales disponibles. Les quelques différences observées ont pu être justifiées. Il s'agit principalement de certaines conditions frontières de température ou de flux de chaleur appliquées dans les modèles numériques mais qui toutefois ne correspondaient pas exactement aux conditions réelles des essais de labo.

Le modèle numérique a finalement été utilisé pour prédire la distribution de température dans le RPC curé dans les conditions du pergélisol. Excepté l'étude de l'influence de la géométrie du chantier sur la distribution de la température entre le RPC et le pergélisol, le reste des études considèrent un chantier de 10 m de large, la profondeur $P_R = 18\text{ m}$ et la hauteur $H_R = 25\text{ m}$. Les résultats présentés sont soit, sur toute la droite traversant le pergélisol et passant par le milieu du RCP dans le sens de la profondeur du chantier. Soit aux points situés sur la même droite à $0,1\text{ m}$ et 1 m de l'interface dans le RPC et au milieu du RPC (Voir Figure 6-2). Les résultats montrent que dans un chantier curé dans les conditions du pergélisol, l'évolution de la distribution de température entre le RCP et le pergélisol indique que la température demeure presque inchangée (autour de $14\text{ }^{\circ}\text{C}$) au milieu du RCP jusqu'à 28 jours. Elle finit par diminuer progressivement pour atteindre environ $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ au 120^e jour, et $3\text{ }^{\circ}\text{C}$ après une année de cure. Les températures négatives atteignent le RPC après plusieurs années de cure (plus de 5 ans). À 28 jours de cure,

5m de l'épaisseur du RCP à partir de l'interface sont affectés par de diminution de température. L'ensemble de l'épaisseur du RPC quant à lui, est affecté par de baisses de température après 30 jours de cure. Dans cette zone de 5 m affectés, tout comme pour l'ensemble de l'épaisseur du RCP, les résultats de simulations numériques trouvés indiquent les conditions de cure (température correspondant à un temps de cure donné) des échantillons des RCPs qui devraient être utilisés pour la détermination des UCS au niveau de laboratoire. Plusieurs facteurs d'influences de la distribution de température dans le RPC curé dans les conditions du pergélisol ont été ensuite étudiés. Les résultats d'étude de ces paramètres montrent que, pour une température de dépôt du RPC de 14 °C, la température du pergélisol augmente, et par conséquent l'épaisseur de dégel du pergélisol augmente et vice versa. L'augmentation de l'épaisseur de dégel du pergélisol peut conduire à de problèmes d'instabilité de la roche encaissante. Lorsque la température de dépôt du RPC augmente, le RPC reste longtemps sans gelé et l'épaisseur de dégel du pergélisol augmente et réciproquement. L'étude de l'influence du type d'encaissant avait nécessité trois types de roches, le basalte (1,70 W/mK), le granite (2,90 W/mK) et la dolomite (5,00 W/mK). Cette étude a révélé que le type de roche de pergélisol n'a pas assez d'influence sur la distribution de la température entre le RPC et le pergélisol. L'effet de la température de dépôt du RPC (considérant 8, 11, 14, 17 et 20 °C comme température de dépôt) a montré que lorsque la température de dépôt augmente, la distance de dégel du pergélisol à partir de l'interface RPC-pergélisol augmente également. L'influence de la température du pergélisol a été étudiée pour de températures initiales de pergélisol de -4, -6, -10, -13 et -16 °C. Les résultats cette étude ont montré d'une part que lorsque la température du pergélisol diminue, ceci entraîne également une diminution de la température dans le RPC. D'autres parts, l'épaisseur de dégel du pergélisol augmente avec l'augmentation de température du pergélisol. L'étude de l'effet de la variation de la profondeur, la largeur et la hauteur de chantiers a montré une influence sur la distribution de la température dans le RPC. En effet, la température dans le RPC diminue avec la diminution ces paramètres (hauteur, profondeur et largeur du chantier). Mais cela est conditionné par l'emplacement de points (ou axes) considérés pour cette étude. La variation de l'inclinaison du chantier n'affecte pas la distribution de température dans le RPC.

7.2 Recommandations

Ce projet a permis de présenter un outil de prédiction de la distribution de température du remblai en pâte cimenté curant dans un chantier minier souterrain dans le pergélisol. Néanmoins, plusieurs aspects n'ont pas été abordés. Ces derniers peuvent constituer des axes de recherches à explorer afin d'améliorer les résultats obtenus dans ce document. Pour cela, quelques recommandations sont formulées.

- Il serait important d'envisager des essais mécaniques pour différentes conditions de cure dans le pergélisol afin de voir l'influence de la température sur la résistance mécanique de RPCs curés dans les conditions du pergélisol.
- Une validation des modélisations numériques avec les données réelles du terrain (dans le RPC et dans la roche encaissante) est souhaitable afin d'intégrer l'effet de certains paramètres qu'on ne peut obtenir au laboratoire, tels que les grandes dimensions des chantiers, les variations de températures dans l'encaissant suivant qu'on est en été ou hiver.
- Il serait opportun d'intégrer l'effet de la consolidation et du drainage dans les modélisations de transfert de chaleur afin d'approcher les réalités sur terrain. Il faudra préalablement comprendre l'effet de la température sur ces deux phénomènes, particulièrement lorsque le RPC est partiellement gelé et que les frontières de drainage sont préalablement gelées.
- Il serait intéressant d'améliorer les essais de simulation de transfert de chaleur en 3D en plaçant des thermocouples sur le corps du baril. En effet, la température sur le corps du baril pendant un certain temps de cure ne serait pas la même que celle de refroidissement à cause de la diffusion de la température du RPC vers l'enceinte de cure.
- La génération de chaleur par l'hydratation du liant dans les conditions de cure du remblai en pâte cimenté dans le pergélisol devrait être comprise pour ensuite être intégrée dans les modèles numériques.
- Les résultats présentés dans ce travail ont été basés sur des valeurs moyennes mesurées de certains paramètres. Compte tenu de possibles incertitudes sur les mesures, il serait important d'analyser la sensibilité des réponses du modèle dans le but d'identifier et de quantifier l'effet de la variation de chaque entrée sur la variabilité de la sortie du modèle.
- Finalement, il serait aussi nécessaire d'étudier la distribution de la température dans les chantiers remblayés adjacents.

BIBLIOGRAPHIE

- Abbasy, F. (2009). *Thermal conductivity of mine backfill*. Master's thesis, Concordia University, Montréal, QC.
- Abbasy, F., Hassani, F. P., Madiseh, S. A. G., Côté, J., & Nokken, M. R. (2014). An experimental study on the effective parameters of thermal conductivity of mine backfill. *Heat Transfer Engineering*, 35(13), 1209-1224.
- Abu-Hamdeh, N. H. (2003). Thermal properties of soils as affected by density and water content. *Biosystems engineering*, 86(1), 97-102.
- Abu-Hamdeh, N. H., & Reeder, R. C. (2000). Soil thermal conductivity effects of density, moisture, salt concentration, and organic matter. *Soil Science Society of America Journal*, 64(4), 1285-1290.
- ASTM C150-07. (2007). *Standard Specification for Portland Cement*, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- ASTM D5334-08. (2008). *Standard Test Method for Determination of Thermal Conductivity of Soil and Soft Rock by Thermal Needle Probe Procedure*, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- ASTM-standard C143. (2012). *Standard test method for slump of hydraulic cement concrete*, Standard C143/C143M, Volume 04.02: West Conshohocken, PA.
- Aubertin, M., & Chapuis, R. (1991). Critères de conception des ouvrages de retenue des résidus miniers dans la région de l'Abitibi. *CR 1ère Conférence Canadienne de Géotechnique Environnementale*, conf. 14 au 16 Mai, SCG-CGS (p. 114-127).
- Aubertin, M., Bernier, L., & Bussière, B. (2002). Environnement et gestion des rejets miniers [ressource électronique]: manuel sur cédérom: Mont-Royal, Québec: *Presses internationales Polytechnique*.
- Aubertin, M., Bussière, B., & Bernier, L. (2002). Environnement et gestion des rejets miniers. *Manuel sur Cédéron*. *Bibliothèques Nationale du Canada*. ISBN 2-663-01030-3.

- Bachmann, J., Horton, R., Ren, T., & Van Der Ploeg, R. R. (2001). Comparison of the thermal properties of four wettable and four water-repellent soils. *Soil Science Society of America Journal*, 65(6), 1675-1679.
- Bandopadhyay, S., & Izaxon, V. (2004). Ice-cemented backfill for underground support in arctic mines. *SME annual meeting*, Denver, Colorado, 23-25 February, 6p.
- Bansal, V., Misra, R., Agrawal, G. D., & Mathur, J. (2010). Performance analysis of earth-pipe-air heat exchanger for summer cooling. *Energy and Buildings*, 42(5), 645-648.
- Belem, T. & Benzaazoua, M. (2008). Design and application of underground mine paste backfill technology. *Geotech. Geol. Eng.*, 26(2), pp. 147-175.
- Belem, T., & Benzaazoua, M. (2004). An overview on the use of paste backfill technology as a ground support method in cut-and-fill mines. *Proceedings of the 5th Int. Symp. on Ground support in Mining and Underground Construction*, 28-30 Septembre, Villaescusa & Potvin (eds.) (p. 28-30).
- Belem, T., & Benzaazoua, M. (2008). Predictive models for prefeasibility cemented paste backfill mix design. *The 3rd international conference on post-mining* (vol. 8, p. 6-8).
- Belem, T., Benzaazoua, M., & Bussière, B. (2003). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie I: De sa fabrication à sa mise en place sous terre. *Symp. int. Apres-mines*, 5-7 Février, GISOS, Gisos ed., Nancy, France (p. 5-7).
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., (2000). *Mechanical behaviour of cemented paste backfill*. Proceedings of 53rd Can. Geotech. Conf., 15-18 octobre, Montréal, QC, 373-380.
- Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., Dagenais, A.-M. (2002). Effects of settlement and drainage on strength development within mine paste backfill. *Tailings and Mine Waste'02*, 27-30 January 2002, Fort Collins, Colorado, Balkema : Rotterdam, pp. 139-148.
- Belem, T., Benzaazoua, M., El Aatar, O., Yilmaz, E., Benzaazoua, M., Yilmaz, E. (2013a). *Effect of drainage and the pore water pressure dissipation on the backfilling sequencing*. Proceedings of the 23rd World Min. Cong., 11-15 August, vol. 11, p. 1-10.

- Belem, T., Bussière, B., Benzaazoua, M. (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. *Tailings and Mine Waste'01*, 16-19 January 2001, Fort Collins, Colorado, pp. 365-374. Balkema, Rotterdam.
- Belem, T., Effenguet, H., & Mbonimpa, M. (2013b). *Estimation of Required Minimum Binder Content by Assessing the Liquefaction Potential of Early Age Cemented Mine Backfill*. Proceedings of the 66th Can. Geotech. Conf., 29 sept-03 oct. 2013., Montréal, QC.
- Bentz, D. (2007). Transient plane source measurements of the thermal properties of hydrating cement pastes. *Materials and Structures*, 40(10), 1073-1080.
- Benzaazoua, M., Belem, T., & Jolette, D. (2000). Investigation de la stabilité chimique et son impact sur la qualité des remblais miniers cimentés (Rapport n° 2551204313). *IRSST*, Québec, Canada.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Bussière, B. (2002). Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill. *Cem. Conc. Res.*, 32(7): 1133-1144.
- Benzaazoua, M., Belem, T., Bussière, B., & Ouellet, S. (2002). *Évolution des propriétés des remblais en pâte: principaux paramètres d'influence*. 17e Colloque en Contrôle des terrains de l'AMQ, 19-20 mars 2002, Val-d'Or, QC.
- 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*. 20^e Colloque contrôle de terrains, AMQ, 22-23 mars 2005, Val d'Or, Québec.
- Benzaazoua, M., Fall, M., & Belem, T. (2004). A contribution to understanding the hardening process of cemented pastefill. *Minerals Engineering*, 17(2), 141-152.
- Benzaazoua, M., Marion, P., Picquet, I., & Bussière, B. (2004). The use of pastefill as a solidification and stabilization process for the control of acid mine drainage. *Minerals engineering*, 17(2), 233-243.
- Benzaazoua, M., Ouellet, J., Servant, S., Newman, P., & Verburg, R. (1999). Cementitious backfill with high sulfur content physical, chemical, and mineralogical characterization. *Cement and Concrete Research*, 29(5), 719-725.

- Bernier, R., Li, M. G., & Moerman, A. (1999). Effects of tailings and binder geochemistry on the physical strength of paste backfill. *Proc. of Sudbury*, 99, 1113-1122.
- Beya, F. K. (2014). *Développement de méthodes de détermination des propriétés thermiques du remblai minier en pâte cimenté*. Projet d'études supérieures, cours GML 6918. Polytechnique Montréal, Université du Québec en Abitibi Témiscamingue.
- Beya, F. K., Mbonimpa, M., Belem, T., Benzaazoua, M., Kalonji, K., & Ouellet, S. (2015). *Preliminary study of the influence of temperature and salinity on the thermal properties of hardening cemented paste backfill*. Proceedings of the 68th Can. Geotech. Conf. and 7th Can. Permafrost Conf., September 20-23, Quebec, QC., Canada
- Black, D. L., McQuay, M. Q., & Bonin, M. P. (1996). Laser-based techniques for particle-size measurement: a review of sizing methods and their industrial applications. *Progress in Energy and Combustion Science*, 22(3), 267-306.
- Boger, D., Scales, P., & Sofra, F. (2006). *Rheological concepts. Paste and Thickened Tailings-A Guide (Second Edition)*, Jewell and Fourie (eds), Australian Centre for Geomechanics, Perth, Australia, 25.
- Bois, D., Poirier, P., Benzaazoua, M., Bussière, B., & Kongolo, M. (2005). A feasibility study on the use of desulphurized tailings to control acid mine drainage. *Cim Bulletin*, 98(1087), 1.
- Bristow, K. L. (1998). Measurement of thermal properties and water content of unsaturated sandy soil using dual-probe heat-pulse probes. *Agricultural and Forest Meteorology*, 89(2), 75-84.
- Bussiere, B. (2007). Colloquium 2004: Hydrogeotechnical properties of hard rock tailings from metal mines and emerging geoenvironmental disposal approaches. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), 1019-1052.
- Célestin, H. J. C. (2009). Geotechnical properties of cemented paste backfill and tailings liners: effect of mix components and temperature. Master's thesis, University of Ottawa, Ottawa, Canada.
- Célestin, J. C. H., & Fall, M. (2009). Thermal conductivity of cemented paste backfill material and factors affecting it. *International Journal of Mining, Reclamation and Environment*, 23(4), 274-290.

- Cérézo, V. (2005). *Propriétés mécaniques, thermiques et acoustiques d'un matériau à base de particules végétales: approche expérimentale et modélisation théorique* (Doctoral dissertation, Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat).
- Chhabra, R.P. & Richardson, J.F. (2008). *Non-Newtonian Flow and Applied Rheology. Engineering Applications*: Elsevier Ltd., Burlington.
- Clark, C.C., Vickery, J.D., et Backer, R.R.(1995). Transport of Total Tailings Paste Backfill : Results of Full-Scale Pipe Test Loop, 45 p.
- Cluff, D. L., & Kazakidis, V. (2010). *Frozen backfill mix formulations and process for use thereof in underground mining applications*. Google Patents.
- Cluff, D. L., & Kazakidis, V. (2012). *Frozen backfill mix formulations and process for use thereof in underground mining applications*. US Patent 20,120,114,429.
- COMSOL, M. (2015). *Heat transfer Module User'Guide (Version 5.2)*. COMSOL AB.
- Cooke, R. (2007). Backfill pipeline distribution systems-design methodology review. *CIM Magazine*, 2(5).
- Côté J, Konrad J-M. (2006). Estimating thermal conductivity of pavement granular materials and subgrade soils. *Transportation Research Record* (1967): 10-19
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2005). Thermal conductivity of base-course materials. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(1), 61-78.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2007). Indirect methods to assess the solid particle thermal conductivity of Quebec marine clays. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), 1117-1127.
- Côté, J., & Konrad, J.-M. (2009). Assessment of structure effects on the thermal conductivity of two-phase porous geomaterials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52(3), 796-804.
- Côté, J., Grosjean, V., & Konrad, J.-M. (2013). Thermal conductivity of bitumen concrete. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 40(2), 172-180.
- Cox, P. M., Betts, R. A., Bunton, C. B., Essery, R. L. H., Rowntree, P. R., & Smith, J. (1999). The impact of new land surface physics on the GCM simulation of climate and climate sensitivity. *Climate Dynamics*, 15(3), 183-203.

- Crandall, W. E. (1992). *Backfilling Methods*. SME Mining Engineering Handbook, 2, 1769-1772.
- Crowder, J.J. (2004). *Deposition, consolidation, and strength of a non-plastic tailings paste for surface disposal*. Thèse de doctorat en génie civil, Université de Toronto, Toronto, Canada.
- Decagon Devices, D. (2014). *KD2 Pro Thermal Properties Analyzer Operator's Manual: Decagon Devices, Inc., Pullman, WA*.
- Demers, I., Molson, J., Bussière, B., & Laflamme, D. (2013). Numerical modeling of contaminated neutral drainage from a waste-rock field test cell. *Applied Geochemistry*, 33, 346-356.
- Deschamps, T., Benzaazoua, M., Bussière, B., Aubertin, M., Bouzahzah, H., & Martin, V. (2009). Les effets d'amendements alcalins sur des résidus miniers sulfureux entreposés en surface: Cas des dépôts en pâte. *DÉCHE TS*, 19.
- DeVries, D. A. (1963). Thermal properties of soils. In 'Physics of plant environment'.(Ed. WR van Wijk) pp. 210–235.
- Duchaine, F., Corpron, A., Pons, L., Moureau, V., Nicoud, F., & Poinsot, T. (2009). Development and assessment of a coupled strategy for conjugate heat transfer with large eddy simulation: application to a cooled turbine blade. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 30(6), 1129-1141.
- El Aatar, O. (2011). *Étude de la consolidation gravitaire en colonnes des remblais miniers cimentés en pâte*. Mémoire, Université du Québec en Abitibi Témiscamingue-Polytechnique Montréal, Rouyn-Noranda, QC.
- El Mkadmi, N. (2012). *Simulations du comportement géotechnique des remblais dans les chantiers miniers: effets du drainage et de la consolidation*. Mémoire, École Polytechnique de Montréal, Montréal, QC.
- Eppelbaum, L., Kutasov, I., & Pilchin, A. (2014). *Thermal properties of rocks and density of fluids*. Applied Geothermics. Springer.
- Fall, M., & Samb, S. (2009). Effect of high temperature on strength and microstructural properties of cemented paste backfill. *Fire Safety Journal*, 44(4), 642-651.

- Fall, M., Benzaazoua, M., & Ouellet, S. (2004). Effect of tailings properties on paste backfill performance. In Proceedings of the 8th International Symposia on Mining with Backfill, 19–21 September, Beijing, China (pp. 193-202).
- Fall, M., Benzaazoua, M., & Ouellet, S. (2005). Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 18(1), 41-44.
- Fall, M., Benzaazoua, M., & Saa, E. (2008). Mix proportioning of underground cemented tailings backfill. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 23(1), 80-90.
- Fall, M., Célestin, J., Pokharel, M., & Touré, M. (2010). A contribution to understanding the effects of curing temperature on the mechanical properties of mine cemented tailings backfill. *Engineering Geology*, 114(3), 397-413.
- Farias, M.H., Braga, C.V.M., and de Souza Mendes, P.R. (2009). Heat transfer coefficients for the laminar fully developed flow of viscoplastic liquids through annuli: *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 52, no. 13-14, p. 3257–3260.
- Farouki, O. T. (1981). *Thermal properties of soils* (No. CRREL-MONO-81-1). COLD REGIONS RESEARCH AND ENGINEERING LAB HANOVER NH.
- Farsangi, P. N. (1996). Farsangi, P.N. 1996. *Improving cemented rockfilled design in open stoping*. Thesis, Department of Mining and Metallurgical Engineering, McGill University, Montréal, QC.
- Fekiri, N. (2013). *Transfert de chaleur dans des éléments micro et nano structurés : Simulation et expérimentation par thermographie infrarouge et microscopie SThM* (Rapport n° univ-lorraine-ori-21395). Université de Lorraine, Lorraine , France.
- Fourie, A., Helinski, M., & Fahey, M. (2007). *Using effective stress theory to characterize the behaviour of backfill*. Proceedings of the Minefill Conference (vol. 29).
- Franco, A. (2007). An apparatus for the routine measurement of thermal conductivity of materials for building application based on a transient hot-wire method. *Applied Thermal Engineering*, 27(14), 2495-2504.

- Garnier, J. P., Gallier, J., Mercx, B., Dudoignon, P., & Milcent, D. (2010). *Thermal conductivity measurement in clay dominant consolidated material by Transient Hot-Wire method*. EPJ Web of Conferences (vol. 6, p. 38001).
- Gauthier, S. (2012). *Caractérisation thermique de la matière par la méthode 3ω* . Doctoral dissertation, Université Montpellier II-Sciences et Techniques du Languedoc, Montpellier, France.
- Ghirian, A., & Fall, M. (2013). Coupled thermo-hydro-mechanical–chemical behaviour of cemented paste backfill in column experiments. Part I: physical, hydraulic and thermal processes and characteristics. *Engineering Geology*, 164, 195-207.
- Ghoreishi-Madiseh, S., Hassani, F., Mohammadian, A., & Abbasy, F. (2011). Numerical modeling of thawing in frozen rocks of underground mines caused by backfilling. *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 48(7), 1068-1076.
- Gobbé, C., Iserna, S., & Ladevie, B. (2004). Hot strip method: application to thermal characterisation of orthotropic media. *International Journal of Thermal Sciences*, 43(10), 951-958.
- Goto, S., & Matsubayashi, O. (2009). Relations between the thermal properties and porosity of sediments in the eastern flank of the Juan de Fuca Ridge. *Earth, Planets and space*, 61(7), 863-870.
- Halelfadl, S., Mohd-Ghazali, N., Maré, T., & Estellé, P. (2013). *Optimisation des performances thermiques et hydrauliques d'un nanofluide à base de nanotubes de carbone dans un dissipateur de chaleur à microcanaux rectangulaires*. XIème Colloque Interuniversitaire Franco-Québécois sur la Thermique des Systèmes, 3-5 Juin, Reims, France.
- Hallbom, D.J. (2008). *Pipe Flow of Homogeneous Slurry*. The University of British Columbia, Vancouver, Canada.
- Han, F. S. (2011). *Geotechnical Behaviour of Frozen Mine Backfills*. Thesis, University of Ottawa, Ottawa, Canada.
- Han, F. S. (2011). *Geotechnical behaviour of frozen mine backfills*. Master's thesis, University of Ottawa, Ottawa, Canada.

- Hansson, K., Šimůnek, J., Mizoguchi, M., Lundin, L. C., & Van Genuchten, M. T. (2004). Water flow and heat transport in frozen soil. *Vadose Zone Journal*, 3(2), 693-704.
- Hassani, F., & Archibald, J. (1998). *Mine backfill*. CIM, CD-ROM.
- Hillel, D. (1998). *Environmental soil physics: Fundamentals, applications, and environmental considerations*. Academic press.
- Hinzman, L. D., Kane, D. L., Gieck, R. E., & Everett, K. R. (1991). Hydrologic and thermal properties of the active layer in the Alaskan Arctic. *Cold Regions Science and Technology*, 19(2), 95-110.
- Hivon, E., & Sego, D. (1993). Distribution of saline permafrost in the Northwest Territories, Canada. *Canadian Geotechnical Journal*, 30(3), 506-514.
- Hivon, E., & Sego, D. (1995). Strength of frozen saline soils. *Canadian Geotechnical Journal*, 32(2), 336-354.
- Holman, J. (1986). *Heat Transfer*. McGraw-Hill Book Company, New York, USA.
- Hwang, C.T., Murray, D.W. And Brooker, E.W. (1972). A Thermal Analysis for Structures on permafrost. *Can. Geotech. J.*, 9: 33-46.
- Johansen, O. (1975). *Varmeledningsevne av jordarter*. (Ph.D. thesis, Norge tekniske høegskole NTH, Trondheim, Norway).
- Jones, R. M. (2003). Particle size analysis by laser diffraction: ISO 13320, standard operating procedures, and Mie theory. *American Laboratory*, 35(1), 44-47.
- Kalonji, K. (2016). *Étude des propriétés rhéologiques et du transport du remblai cimenté en pâte en conditions nordiques*. Mémoire de Maîtrise, Institut de recherche en mines et environnement. Polytechnique Montréal/UQAT, R-N, QC.
- Kalonji, K., Mbonimpa, M., Belem, T., Benzaazoua, M., Beya, F. K., & Ouellet, S. (2015). *Preliminary investigation of the effect of temperature and salinity on the rheological properties of fresh cemented paste backfills*. Proceedings of the 68th Can. Geotech. Conf. and 7th Can. Permafrost Conf., September 20-23, Quebec, QC., Canada.
- Kaplan, D. (2001). *Pompage des bétons*., 227 p.

- Kesimal, A., Ercikdi, B., & Yilmaz, E. (2003). The effect of desliming by sedimentation on paste backfill performance. *Minerals Engineering*, 16(10), 1009-1011.
- Kim, K. H., Jeon, S. E., Kim, J. K., & Yang, S. (2003). An experimental study on thermal conductivity of concrete. *Cement and Concrete Research*, 33(3), 363-371.
- Kokelj, S. V., & Lewkowicz, A. G. (1999). Salinization of permafrost terrain due to natural geomorphic disturbance, Fosheim Peninsula, Ellesmere Island. *Arctic* 52 : 372-385.
- Krahn, J. (2004). *Thermal modeling with TEMP/W. And Engineering Methodology*. GEO-SLOP International, Ltd., 292 p.
- Lachance, O. (2014). *Conductivité thermique et perméabilité intrinsèque de la neige compactée*. Mémoire de Maîtrise, Université Laval, Québec, Canada.
- Landriault, D. (1995). *Paste backfill mix design for Canadian underground hard rock mining*. Proceedings of the 97th Annual General Meeting of CIM. Rock Mechanics and Strata Control Session. Halifax, Nova Scotia, p. 229-238.
- Landriault, D. A., Verburg, R., Cincilla, W., and Welch, D. (1997). *Paste technology for underground backfill and surface tailings disposal applications: Technical workshop*. Vancouver, British Columbia, 121p.
- Landriault, D., 2001. Backfill in underground mining. In: Hustrulid, W.A. (Ed.), *Underground Mining Methods Engineering Fundamentals and International Case Studies*. SME, USA, pp. 608–609.
- Latif, J. M. (2009). *Heat conduction (3rd edition)*. Berlin and Heidelberg: Springer-Verlag.
- Lee, J. K., & Shang, J. Q. (2013). Thermal properties of mine tailings and tire crumbs mixtures. *Construction and Building Materials*, 48, 636-646.
- Lee, J. K., & Shang, J. Q. (2014). Evolution of thermal and mechanical properties of mine tailings and fly ash mixtures during curing period. *Canadian Geotechnical Journal*, 51(5), 570-582.
- Lee, J. K., Shang, J. Q., & Jeong, S. (2014). Thermo-mechanical properties and microfabric of fly ash-stabilized gold tailings. *Journal of hazardous materials*, 276, 323-331.

- Li, L. (2014a). An analytical solution for determining the required strength of a side-exposed mine backfill containing a plug. *Canadian Geotechnical Journal* 51(5): 508-119.
- Li, L. (2014b). A generalized solution for mining backfill design. ASCE—*International Journal of Geomechanics* 14(3): 04014006-1—04014006-11.
- Li, L., Aubertin, M. (2012). A modified solution to assess the required strength of backfill in mine stopes. *Canadian Geotechnical Journal* 49(8): 994-1002.
- Li, L., Aubertin, M. (2014). An improved method to assess the required strength of cemented backfill in underground stopes with an open face. *International Journal of Mining Science and Technology* 24(4): 549–558.
- Liu, G., & Si, B. C. (2011). Soil ice content measurement using a heat pulse probe method. *Can. J. Soil Sci.*, 91(2), 235-246.
- Liu, K., Wang, Z., Jin, C., Wang, F., & Lu, X. (2015). An experimental study on thermal conductivity of iron ore sand cement mortar. *Construction and Building Materials*, 101, 932-941.
- Lu, S., Ren, T., Gong, Y., & Horton, R. (2007). An improved model for predicting soil thermal conductivity from water content at room temperature. *Soil Science Society of America Journal*, 71(1), 8-14.
- Marchio, D., & Reboux, P. (2008). *Introduction aux transferts thermiques*. Presses des mines, Paris, France.
- Masniyom, M. (2010). *Effects of water salinity on properties of mine backfill*. International mining conference-advanced mining for sustainable developpement, Songkhla, Thailand.
- Mathieu, J. P., Kastler, A., & Fleury, P. (édit.). (1991). *Dictionnaire de physique* (3^e éd.). Paris, France.
- Mehta, P. K. (1986). *Concrete structure, properties and materials*. Prentice-Hall, New York.
- Meibodi, M. E., Vafaie-Sefti, M., Rashidi, A. M., Amrollahi, A., Tabasi, M., & Kalal, H. S. (2010). The role of different parameters on the stability and thermal conductivity of carbon nanotube/water nanofluids. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 37(3), 319-323.

- Mhaguen, N. (2011). *Développement de modèles dynamiques de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace basés sur la méthode des éléments finis*. Mémoire de maîtrise, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, QC.
- Miao, S., Li, H., & Chen, G. (2014). Temperature dependence of thermal diffusivity, specific heat capacity, and thermal conductivity for several types of rocks. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 115(2), 1057-1063.
- Mochizuki, H., Mizoguchi, M., & Miyazaki, T. (2008). Effects of NaCl concentration on the thermal conductivity of sand and glass beads with moisture contents at levels below field capacity. *Soil science and plant nutrition*, 54(6), 829-838.
- Morabito, P. (1989). Measurement of the thermal properties of different concretes. *High Temperatures. High Pressures*, 21(1), 51-59.
- Mori, Y., Hopmans, J. W., Mortensen, A. P., & Kluitenberg, G. J. (2003). Multi-functional heat pulse probe for the simultaneous measurement of soil water content, solute concentration, and heat transport parameters. *Vadose Zone Journal*, 2(4), 561-571.
- Musy, A., & Soutter, M. (1991). *Physique du sol (vol. 6)*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes (PPUR), Lausanne, Suisse.
- Nasir, O., & Fall, M. (2009). Modeling the heat development in hydrating CPB structures. *Computers and Geotechnics*, 36(7), 1207-1218.
- Nasir, O., & Fall, M. (2010). Coupling binder hydration, temperature and compressive strength development of underground cemented paste backfill at early ages. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 25(1), 9-20.
- Nimick, F., & Connolly, J. (1991). *Calculation of heat capacities for tuffaceous units from the unsaturated zone at Yucca Mountain, Nevada*. Sandia National Labs.
- O'Hanley, H., Buongiorno, J., McKrell, T., & Hu, L. W. (2012). Measurement and model validation of nanofluid specific heat capacity with differential scanning calorimetry. *Advances in Mechanical Engineering*, 4, 181079.

- Ouattara, D. (2011). *Étude des propriétés rhéologiques de résidus miniers densifiés*. Master Thesis, Institut de recherche en mines et environnement-École Polytechnique de Montréal/UQAT, R-N, QC.
- Ouattara, D., Mbonimpa, M., & Belem, T. (2010). *Rheological Properties of Thickened Tailings and Cemented Paste Tailings and the Effect of Mixture Characteristics on Shearing Behaviour*. Proceedings of the 63rd Can. Geotech.Conf. and 1st Joint CGS/CNC-IPA Permafrost Specialty Conf., 12–16 September, p. 1178-1185.
- Ouattara, D., Yahia, A., Mbonimpa, M., & Belem, T. (2013). *Rheology of cemented paste backfill incorporating superplasticizers*. Proceedings of the 66th Can.Geotech. Conf., 29 sept-03 oct. 2013, Montréal, QC.
- Ouellet, S., Bussière, B., Mbonimpa, M., Benzaazoua, M., & Aubertin, M. (2006). Reactivity and mineralogical evolution of an underground mine sulphidic cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 19(5), 407-419.
- Pawan, K., & Sreedeeep, S. (2011). *Thermal characteristics of a swelling soil*. Proceedings of Indian Geotechnical Conference, December 15-17, Kochi , Inde.
- Piciacchia, L. (1987). *Field and Laboratory Studies of Mine Backfill Design Criteria*. Thesis, McGill University, Montreal, QC.
- Pinel, P., & Beausoleil-Morrison, I. (2012). *Coupling soil heat and mass transfer models to foundations in whole-building simulation packages*. Proceedings of eSim: The Canadian Conference on Building Simulation.
- Plante, B., Benzaazoua, M., & Bussière, B. (2011). Kinetic testing and sorption studies by modified weathering cells to characterize the potential to generate contaminated neutral drainage. *Mine water and the environment*, 30(1), 22-37.
- Plante, B., Bussière, B., & Benzaazoua, M. (2014). Lab to field scale effects on contaminated neutral drainage prediction from the Tio mine waste rocks. *Journal of Geochemical Exploration*, 137, 37-47.
- Pokharel, M. (2008). *Geotechnical and environmental responses of paste tailings systems to coupled thermo-chemical loadings*. Thesis, University of Ottawa, Ottawa, Canada.

- Potvin, Y., & Thomas, E. (2005). *Handbook on mine fill*: Australian Centre for Geomechanics.
- Putkonen, J. (1998). Soil thermal properties and heat transfer processes near Ny-Alesund, northwestern Spitsbergen, Svalbard. *Polar research*, 17(2), 165-179.
- Putkonen, J. (2003). Determination of frozen soil thermal properties by heated needle probe. *Permafrost and Periglacial Processes*, 14(4), 343-347.
- Raynal, J. (2005). Mesure de la masse volumique de l'eau interfoliaire dans les smectites; application aux courbes capillaires. *Revue Française de Géotechnique*(110), 69-76.
- Ren, T., Noborio, K., & Horton, R. (1999). Measuring soil water content, electrical conductivity, and thermal properties with a thermo-time domain reflectometry probe. *Soil Science Society of America Journal*, 63(3), 450-457.
- Sah, P. K., & Sreedeeep, S. (2014). Evaluation of bentonite-based thermal backfill materials. *Environmental Geotechnics*, 1(3), 179-188.
- Sass, J., Lachenbruch, A. H., & Munroe, R. J. (1971). Thermal conductivity of rocks from measurements on fragments and its application to heat-flow determinations. *Journal of Geophysical Research*, 76(14), 3391-3401.
- Shokouhi, M., Jalili, A. H., Mohammadian, A. H., Hosseini-Jenab, M., & Nouri, S. S. (2013). Heat capacity, thermal conductivity and thermal diffusivity of aqueous sulfolane solutions. *Thermochimica Acta*, 560, 63-70.
- Taillet, M. R., Febvre, M. P., & Villain, M. L. (2009). *Dictionnaire de physique*. Edition De Boeck Supérieur, Bruxelles, Belgique.
- Tariq, A., & Yanful, E. K. (2013). A review of binders used in cemented paste tailings for underground and surface disposal practices. *Journal of Environmental Management*, 131, 138-149.
- Tarnawski, V., Cleland, D., Corasaniti, S., Gori, F., & Mascheroni, R. (2005). Extension of soil thermal conductivity models to frozen meats with low and high fat content. *International Journal of Refrigeration*, 28(6), 840-850.

- Taylor, P. C., Kosmatka, S. H., & Voigt, G. F. (2006). *Integrated materials and construction practices for concrete pavement*. A State-of-the-Practice Manual HIF-07-004, Federal Highway Administration, Washington, USA.
- Thomas, E. G. (1979). *Fill technology in underground metalliferous mines*. University of British Columbia, Department of Mineral Engineering.
- Udd, J. E. (1989). *Backfill Research in Canadian Mines*. Paper in Innovations in Mining Backfill Technology. Proceedings of the 4th International Symposium on Mining with Backfill, ed. by F. P. Hassani, M. J. Scobie, and T. R. Yu, Oct. 2-5, Montreal, QC.
- Vick, S. G. (1990). *Planning, Design, and Analysis of Tailings Dams*. BiTech Publishers Ltd. Vancouver, B.C.
- Villeneuve, M. & Bussière, B., (2008). Caractérisation environnementale d'échantillons post-essais minéralurgiques (Rapport n° PU-2007-09-367), R-N, QC.
- Vosteen, H.-D., & Schellschmidt, R. (2003). Influence of temperature on thermal conductivity, thermal capacity and thermal diffusivity for different types of rock. *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C*, 28(9), 499-509.
- Walske, M. L., McWilliam, H., Doherty, J., & Fourie, A. (2015). Influence of curing temperature and stress conditions on mechanical properties of cementing paste backfill. *Canadian Geotechnical Journal*, 53(1), 148-161.
- Wang, C., & Villaescusa, E. (2000). Backfill research at the Western Australian School of Mines. *MassMin 2000 Proceedings*, 735-743.
- Wang, X., Niu, J., Li, Y., Wang, X., Chen, B., Zeng, R., Song, Q., and Zhang, Y. (2007). Flow and heat transfer behaviors of phase change material slurries in a horizontal circular tube. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 50, no. 13-14, p. 2480–2491.
- Waples, D. W., & Waples, J. S. (2004a). A review and evaluation of specific heat capacities of rocks, minerals, and subsurface fluids. Part 1: Minerals and nonporous rocks. *Natural resources research*, 13(2), 97-122.

- Waples, D. W., & Waples, J. S. (2004b). A review and evaluation of specific heat capacities of rocks, minerals, and subsurface fluids. Part 2: fluids and porous rocks. *Natural Resources Research*, 13(2), 123-130.
- Williams J.R (1970). Ground Water in the Permafrost Regions of Alaska. *Geological Survey Professional paper* 696. 90 p.
- Wu, D., Fall, M., & Cai, S. (2013). Coupling temperature, cement hydration and rheological behaviour of fresh cemented paste backfill. *Minerals Engineering*, 42, 76-87.
- Wu, D., Fall, M., & Cai, S.-j. (2012). Coupled modeling of temperature distribution and evolution in cemented tailings backfill structures that contain mineral admixtures. *Geotechnical and Geological Engineering*, 30(4), 935-961.
- Yao, Y., Cui, Z., & Wu, R. (2012). Development and challenges on mining backfill technology. *Journal of Materials Science Research*, 1(4), 73.
- Yilmaz, E., Belem, T., Bussière, B., & Benzaazoua, M. (2011). Relationships between microstructural properties and compressive strength of consolidated and unconsolidated cemented paste backfills. *Cement and Concrete Composites*, 33(6), 702-715.
- Yilmaz, E., Belem, T., Benzaazoua, M., Bussière, B. (2010). Assessment of the modified CUAPS apparatus to estimate in situ properties of cemented paste backfill. *Geotech. Test. J.*, 33(5): 1-12.
- Yilmaz, E., Kesimal, A., & Ercikdi, B. (2004). *Strength development of paste backfill samples at long term using two different binders*. Proceedings of the 8th symposium on mining with backfill (p. 281-285).
- Young, R. A. (1993). Introduction to the rietveld method. In *Int. Union of Crystallography*, ed. R. A. Young. Oxford University Press, New York, pp. 1.
- Zhang, Z., Fouchard, D., & Rea, J. R. (1998). Differential scanning calorimetry material studies: implications for the safety of lithium-ion cells. *Journal of Power Sources*, 70(1), 16-20.

ANNEXE A – CARACTÉRISATION DES RÉSIDUS DE GOLDEX

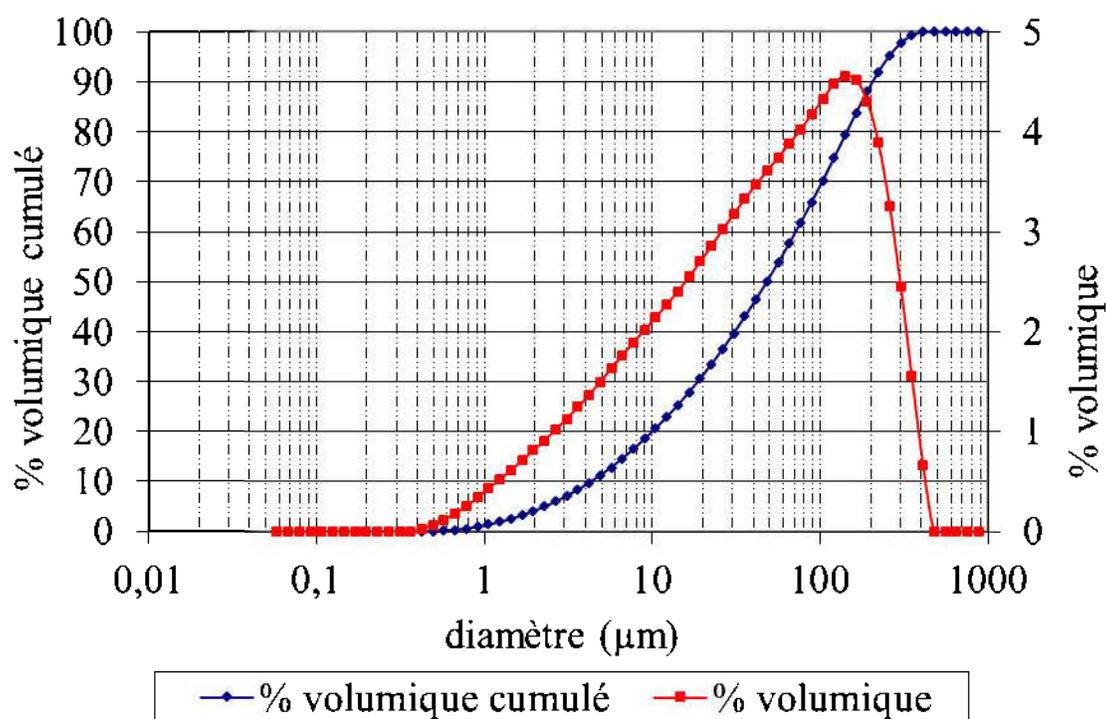


Figure A. 1 : courbe granulométrique de distribution des grains du résidu de Goldex

Tableau A. 1 : Paramètre caractéristique de la distribution granulométrique du résidu de Goldex

| Paramètre | Unité | Valeur |
|---|-------|--------|
| $C_U = D_{60}/D_{10}$ | (-) | 16,65 |
| $C_C = D_{30}^2/(D_{60} \times D_{10})$ | (-) | 1,13 |
| $U = (D_{90} - D_{10})/D_{50}$ | (-) | 4,19 |
| D_{10} | (µm) | 4,29 |
| D_{20} | (µm) | 9,97 |
| D_{30} | (µm) | 18,63 |
| D_{40} | (µm) | 30,93 |
| D_{50} | (µm) | 47,99 |
| D_{60} | (µm) | 71,47 |
| D_{70} | (µm) | 102,55 |
| D_{80} | (µm) | 143,92 |
| D_{90} | (µm) | 205,56 |

ANNEXE B – DÉVELOPPEMENT DE LA MÉTHODE DE MESURE DES PROPRIÉTÉS THERMIQUES DES REMBLAIS À BASE DES RÉSIDUS DE GOLDEX

Reproductivités de mesures

Il a été constaté que les valeurs des mesures effectuées (pendant les deux premières semaines qui suivaient la fabrication des remblais à base de résidu Goldex) sont plus ou moins les mêmes sur les échantillons de même type. En tenant compte de la précision de l'appareil KD2 Pro (voir le Tableau B. 1 pour les mesures en chambre humide), néanmoins il y a des petits écarts négligeables de l'ordre de 0,8% pour le remblai sans liant ; 0,7% pour le remblai à 3% de liant et 1% pour le remblai à 5% de liant. Pour conclure, on voit que la reproductivité de mesure sur les échantillons de même type est donc assurée.

Tableau B. 1: Dispersion de résultats obtenus sur trois échantillons de même type de remblais

| Propriétés thermiques | RSLD1 | RSDL2 | R3D1 | R3D2 | R5D1 | R5D2 |
|---------------------------------------|--------------|--------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| Conductivité therm. (w/mK) | 1,660 | 1,674 | 1,496 | 1,506 | 1,464 | 1,450 |
| Capacité therm. (MJ/m ³ K) | 2,921 | 2,912 | 2,912 | 2,902 | 2,708 | 2,734 |

Effet de la taille de l'échantillon sur les valeurs mesurées de propriétés thermiques du remblai

Il a été trouvé que la taille d'échantillons n'a pas d'influence sur les mesures (voir Tableau B. 2). Par ailleurs, on retiendra un minimum de la taille d'échantillon d'un pouce de diamètre (taille d'échantillons test fournis par le fabricant de KD2 Pro) et une hauteur qui peut accepter une pénétration totale de l'aiguille. Notons que ces mesures de test d'influence de la taille de l'échantillon étaient effectuées pendant les deux premières semaines qui suivaient la fabrication des remblais.

Tableau B. 2 : Influence du diamètre des moules sur les essais du remblai sans liant ; à 3 et 5 % de liant.

| Dimension Moule (pouce/pouce) | RSLD1 | | R3D1 | | R5D1 | |
|-------------------------------------|----------------------|-----------------------------|----------------------|-----------------------------|----------------------|-----------------------------|
| | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) |
| 3/6 | 1,600 | 3,004 | 1,480 | 3,143 | 1,432 | 2,908 |
| 2/4 | 1,632 | 3,006 | 1,478 | 3,174 | 1,437 | 2,925 |

Effet de la mesure répétée sur le même échantillon durant la cure du remblai

Pour ce qui est de trous forés par le capteur lui-même, on note que les mesures répétées (pendant les deux premières semaines qui suivaient la fabrication des remblais) sur ces trous sont plus ou moins les mêmes dans la limite de la précision (voir Tableau B. 3), ceci suite à l'effet de consolidation du matériau, car chaque fois que le capteur était retiré du matériau, le diamètre du trou avait tendance à diminuer. Ceci était ressenti par une résistance à la pénétration du capteur dans le même trou pour la mesure suivante.

Tableau B. 3 : Effet de mesures répétées dans les mêmes trous forés par le capteur pour un échantillon du remblai à 3% du liant

| Exécution | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) |
|--------------|----------------------|-----------------------------|
| Mesure | 1,510 | 2,992 |
| Répétition 1 | 1,491 | 2,978 |
| Répétition 2 | 1,485 | 2,941 |
| Répétition 3 | 1,509 | 2,958 |

Le trou foré à l'aide d'une mèche a été étudié sur du RPC gelé. A l'issue de cette étude, il a été déconseillé de répéter les mesures dans les mêmes trous, car ces trous forés ne se consolident pas et contiennent en plus de la graisse thermique. En effet, après retrait du capteur ; la graisse et l'humidité dans la chambre de refroidissement peuvent créer de une créer une autre couche de gèle dans le trou. Cela peut justifier la dispersion de mesures de propriétés thermique du RPC repet.es sur les mêmes trous (voir Tableau B. 4).

Tableau B. 4 : Effet de mesures répétées dans les mêmes trous forés avec une mèche pour un échantillon du remblai à 3% du liant

| Exécution | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) |
|--------------|----------------------|-----------------------------|
| Mesure | 1,162 | 1,321 |
| Répétition 1 | 1,395 | 2,804 |
| Répétition 2 | 1,701 | 2,350 |
| Répétition 3 | 1,727 | 1,963 |

Effet de temps de cure du remblai sur la mesure des propriétés thermiques

❖ Remblai sans liant drainé dans une chambre humide

Le Tableau B. 5 et la Figure présentent la tendance dans les 28 jours de suivi de cure des propriétés thermiques du remblai sans liant.

Tableau B. 5 : Effet du temps de cure sur les propriétés thermiques du remblai sans liant drainé dans la chambre humide

| Durée Jours | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) |
|----------------|----------------------|-----------------------------|
| 3 | 1,55 | 3,08 |
| 6 | 1,65 | 2,93 |
| 7 | 1,68 | 2,86 |
| 13 | 1,65 | 2,91 |
| 20 | 1,73 | 2,91 |
| 28 | 1,77 | 2,80 |

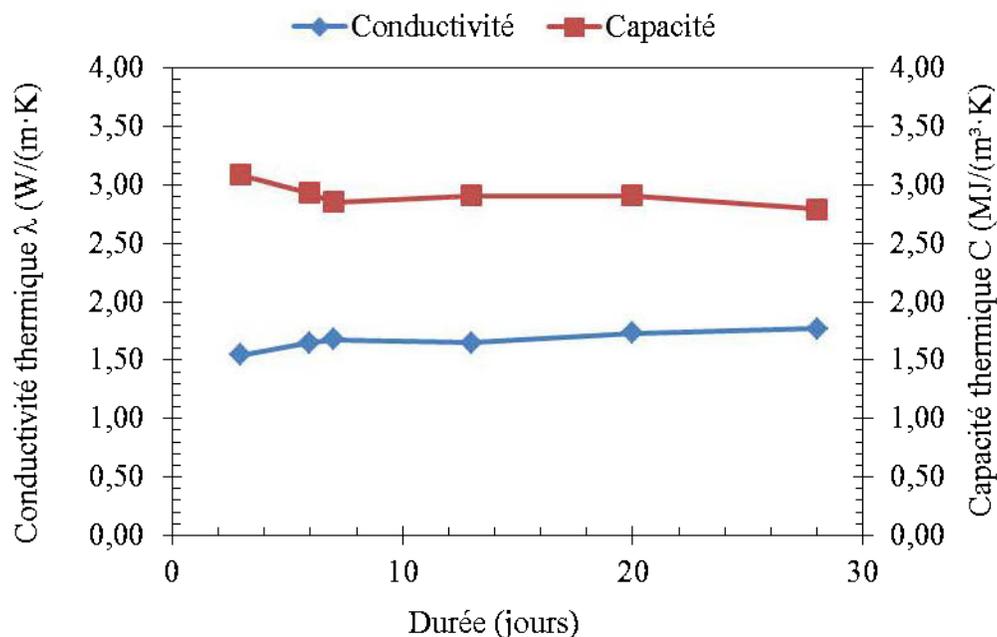


Figure B. 1 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé sans liant

En observant le Tableau B. 5 et la Figure B.1, on voit que la conductivité thermique est au tour de 1,67 W/(m.K) et on constate une tendance à la stabilité de cette dernière en fonction du temps. Pour la capacité, c'est d'abord une tendance vers la baisse au début suivie d'une tendance à la stabilité vers la fin, ses valeurs sont autour de 2,92 MJ (m³.K).

❖ Remblai à 3 % de liant drainé et curé dans une chambre humide

Dans les 28 jours de suivi de cure, la tendance des propriétés thermiques du remblai à 3 % liant est présentée dans le Tableau B. 6 et sur la Figure B.2.

Tableau B. 6 : Effet du temps de cure sur les propriétés thermiques du remblai à 3 % de liant drainé

| Date | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) |
|------|----------------------|-----------------------------|
| 3 | 1,41 | 2,88 |
| 6 | 1,40 | 2,90 |
| 7 | 1,47 | 2,90 |
| 13 | 1,51 | 2,91 |
| 20 | 1,51 | 2,98 |
| 28 | 1,49 | 2,68 |

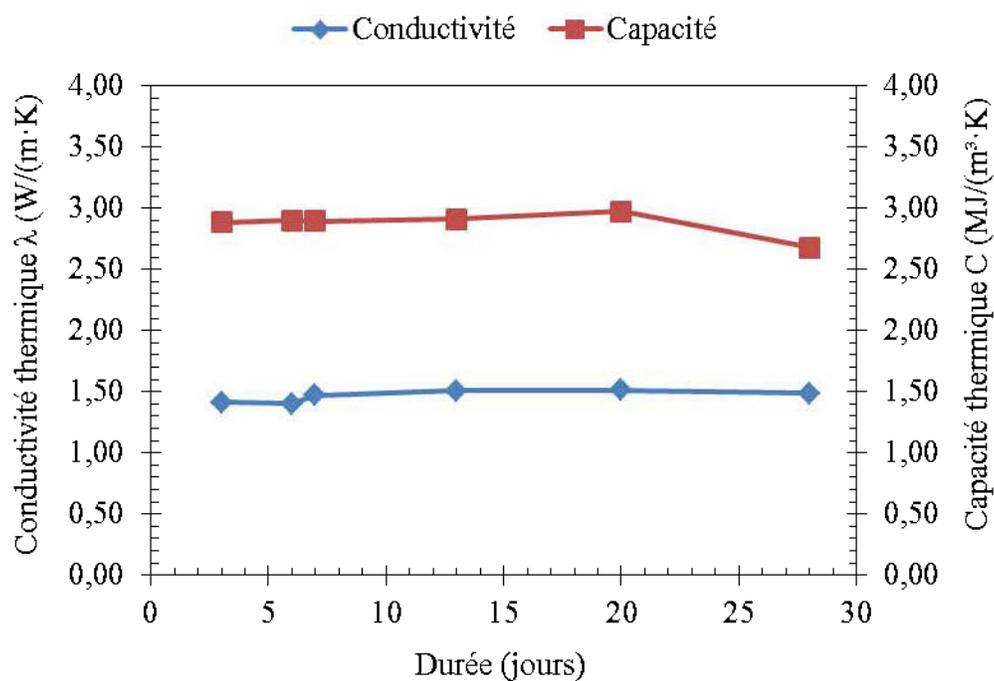


Figure B. 2 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 3 % de liant.

Des résultats présentés au Tableau B. 6 et à la Figure B.2, on peut voir que la conductivité thermique moyenne est au tour de 1,47 W/(m.K) et une tendance vers la hausse les premières semaines de cure et une tendance à la stabilité vers les dernières semaines. Pour la conductivité, c'est d'abord une tendance à la baisse au début suivi ensuite d'une tendance à la stabilité vers la fin, ses valeurs sont autour de 2,88 MJ (m³.K).

❖ Remblai à 5% de liant drainé et curé dans une chambre humide

Le suivi des propriétés thermiques pendant 28 jours de cure du remblai minier en pate cimenté à 5 % de liant est présenté dans le Tableau B. 7 et sur la Figure B.3.

Tableau B. 7 : Effet du temps de cure sur les propriétés thermiques du remblai à 5 % de liant drainé dans la chambre humide

| Date | λ (W/(m·K)) | C (MJ/m ³ ·K) |
|------|------------------------|-----------------------------|
| 3 | 1,46 | 3,05 |
| 6 | 1,48 | 2,78 |
| 7 | 1,48 | 2,97 |
| 13 | 1,48 | 2,74 |
| 20 | 1,43 | 3,19 |
| 28 | 1,44 | 2,81 |

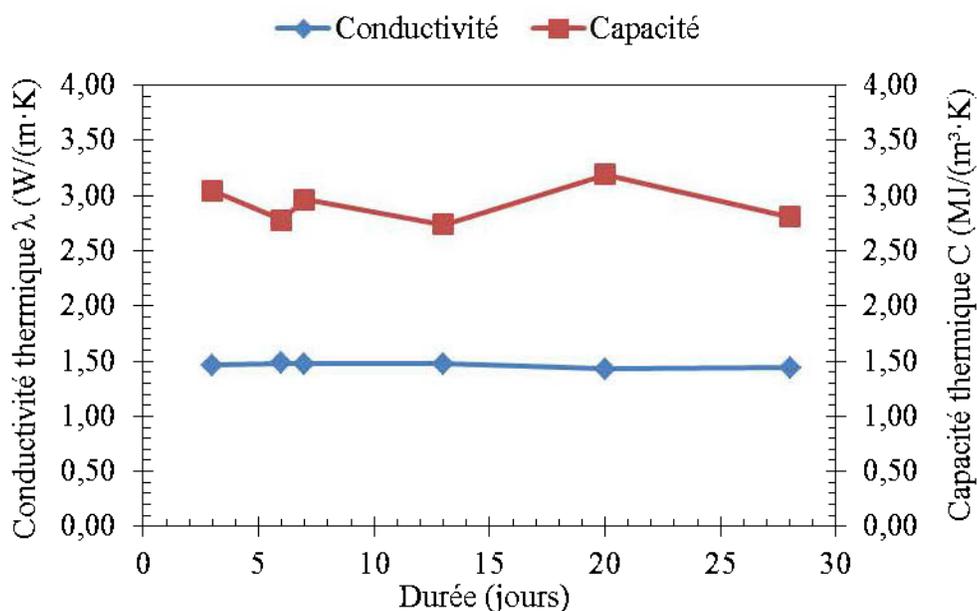


Figure B. 3 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 5% de liant

Le Tableau B. 7 et la Figure B.3 indiquent que la conductivité thermique fluctue autour de 1,46 W/m.K et a une tendance vers la hausse durant les premiers jours de cure (influence causée probablement par le démarrage du processus d'hydratation du ciment) et une tendance à la

stabilité vers les derniers jours. Pour la capacité, une tendance à la baisse est d'abord observable au début, suivie d'une tendance à la stabilité vers la fin. Les valeurs sont autour de 3,00 MJ/m³.K.

En tenant compte de la précision ($\pm 10\%$) du capteur SH-1, on peut conclure que les propriétés thermiques pour les différentes recettes de ce projet ont des valeurs relativement proches et ne varient pas assez en fonction du temps de cure (pour un même pourcentage de liant). Ceci se justifie par l'influence des propriétés thermiques de résidus en grande proportion dans les remblais par rapport au liant.

Effet de la température de cure du remblai sur la mesure des propriétés thermiques

Pour étudier l'effet de la température de cure sur les propriétés thermiques du remblai, quelques essais sur une période de plus ou moins deux semaines ont été réalisés dans la chambre froide (Température $\approx 5\text{ }^{\circ}\text{C}$).

❖ Remblai sans liant et drainé

Dans le Tableau B. 8, sont présentés les résultats de suivi des propriétés thermiques du remblai sans liant et non drainé dans la chambre froide dont les tendances sont observées sur la Figure.

Tableau B. 8 : Propriétés thermique du remblai sans liant

| Durée Jours | λ W/(m·K) | C MJ/(m³·K) |
|-----------------------|---|---|
| 6 | 1,69 | 2,91 |
| 7 | 1,61 | 2,91 |
| 8 | 1,64 | 2,98 |
| 15 | 1,77 | 2,92 |

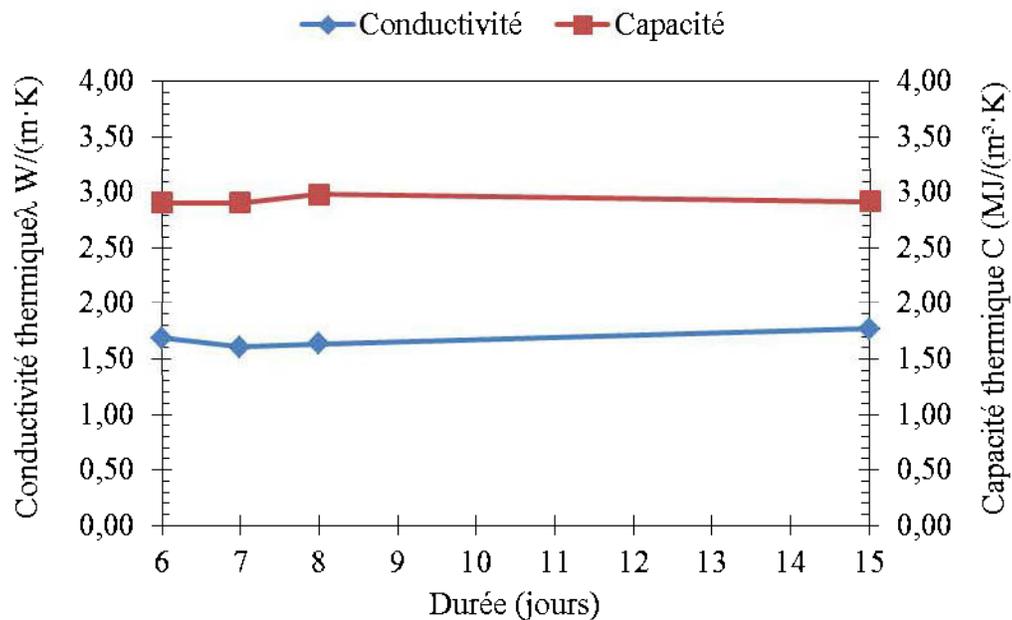


Figure B. 4 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé sans liant à une température d'environ 5°C.

Les valeurs de la conductivité thermiques dans ce cas sont au tour de 1,68 W/m.K, tandis que celles la capacité thermique le sont autour de 2,93 MJ/m³.K. Comparant ces valeurs à celles observées dans la chambre humide sur la même période de deux premières semaines et pour le même type d'échantillons ; on constate une légère augmentation de la conductivité thermique et une légère diminution de la capacité thermique avec la diminution de la température (Figure B.5).

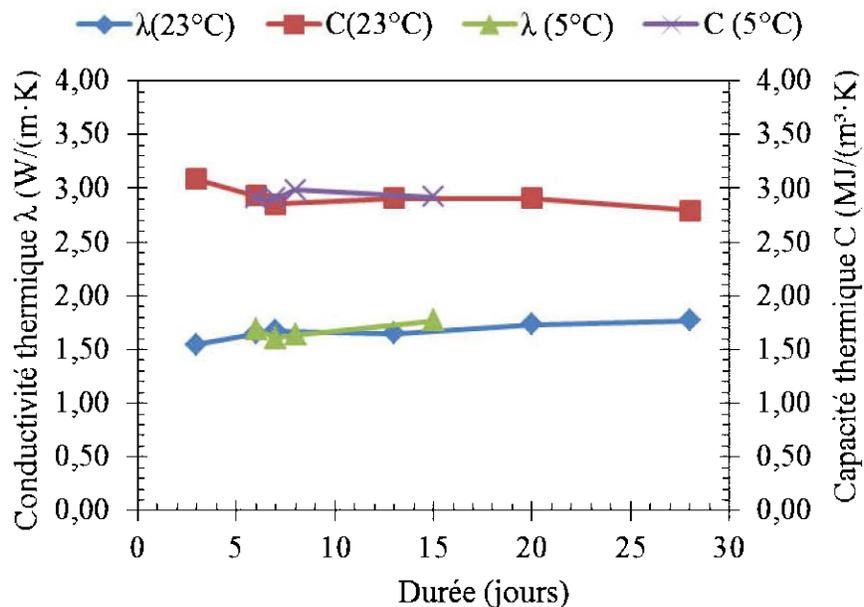


Figure B. 5 : Comparaison de l'évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai sans liant et drainé à 23 °C et 5 °C.

❖ Remblai à 3% de liant et drainé

Il est présenté dans le Tableau B. 9, les résultats de suivi des propriétés thermiques du remblai à 3 % de liant et drainé dans la chambre froide dont les tendances sont observées sur la Figure B.6.

Tableau B. 9 : Propriétés thermique du remblai à 3% de liant

| Durée jours | λ (W/m·K) | C (MJ/m³·K) |
|----------------|----------------------|----------------|
| 6 | 1,46 | 2,84 |
| 7 | 1,48 | 3,26 |
| 8 | 1,50 | 3,16 |
| 15 | 1,55 | 2,78 |
| 18 | 1,53 | 2,79 |

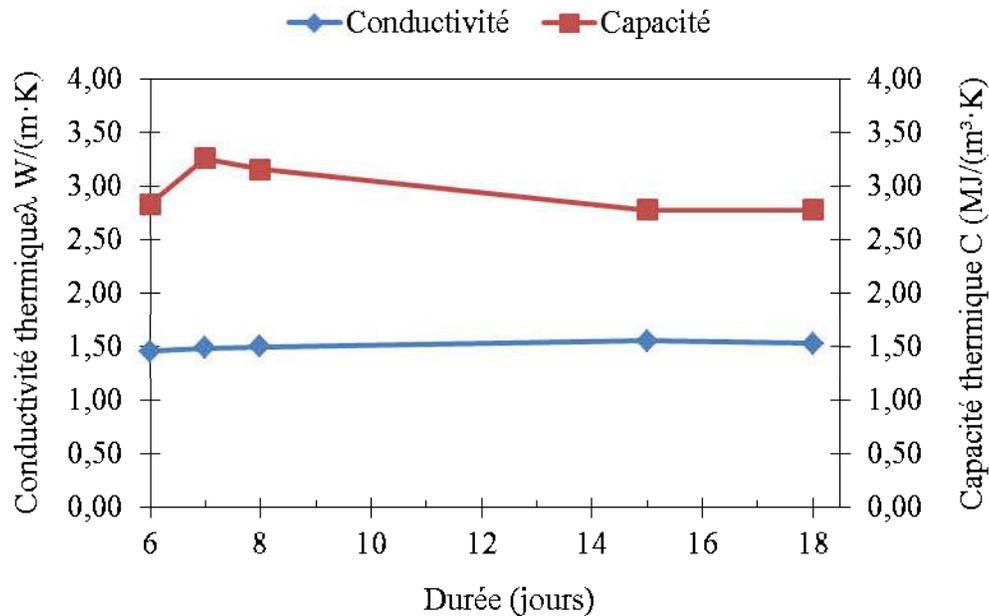


Figure B. 6 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 3 % de liant

La conductivité thermique est au tour de 1,50 W/m.K et la capacité thermique autour de 2,97 MJ/m³.K. En comparant ces valeurs à celles observées sur la même période de deux premières semaines et pour le même type d'échantillons placé dans la chambre ; il ressort une légère augmentation de la conductivité thermique et une légère diminution de la capacité thermique avec la diminution de la température. La Figure B.7 illustre les courbes de ces propriétés thermiques à 5 °C et 23 °C.

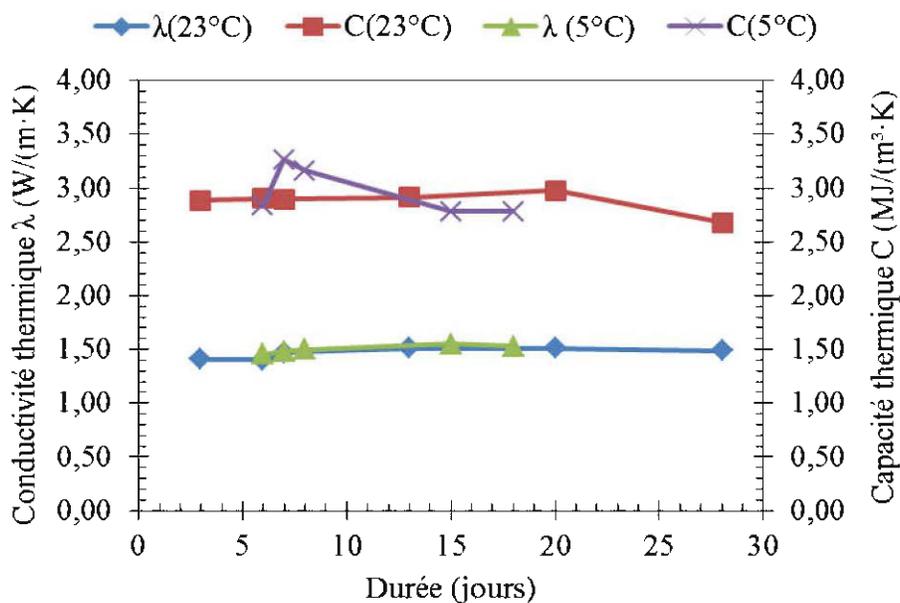


Figure B. 7 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 3 % de liant et drainé à 23 °C et 5 °C.

❖ Remblai à 5% de liant drainé

Il est présenté dans le Tableau B. 10, les résultats de suivi des propriétés thermiques du remblai à 3 % de liant et drainé dans la chambre froide dont les tendances sont observées sur la Figure B.8.

Tableau B. 10 : Propriétés thermique du remblai à 5 % de liant

| Durée jours | λ (W/m·K) | C (MJ/m³·K) |
|----------------|----------------------|----------------|
| 6 | 1,45 | 2,81 |
| 7 | 1,49 | 3,33 |
| 8 | 1,45 | 2,91 |
| 15 | 1,51 | 2,96 |
| 18 | 1,47 | 2,62 |

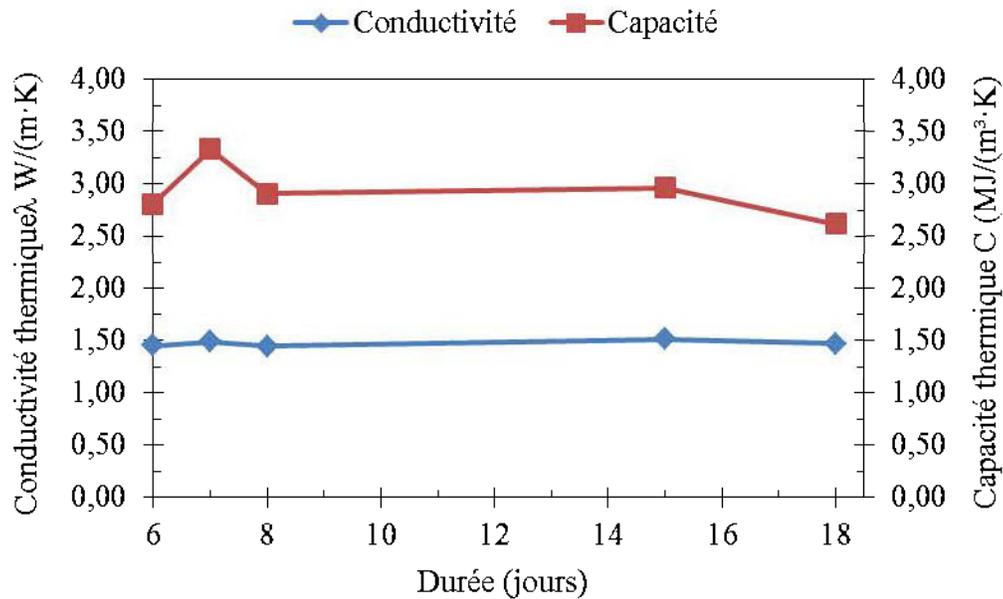


Figure B. 8 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai drainé à 5 % de liant.

Il ressort de ces résultats que la conductivité thermique est au tour de 1,47 W/m.K et la capacité thermique a des valeurs de l'ordre de 2,93 MJ/m³.K. En confrontant ces chiffres avec ceux obtenus sur la même période de deux premières semaines et pour le même type d'échantillons placé dans la chambre humide ; il en résulte qu'il y a une légère augmentation de la conductivité thermique et une légère diminution de la capacité thermique avec la diminution de la température. Ceci est illustré sur la Figure B.9 ci-dessous :

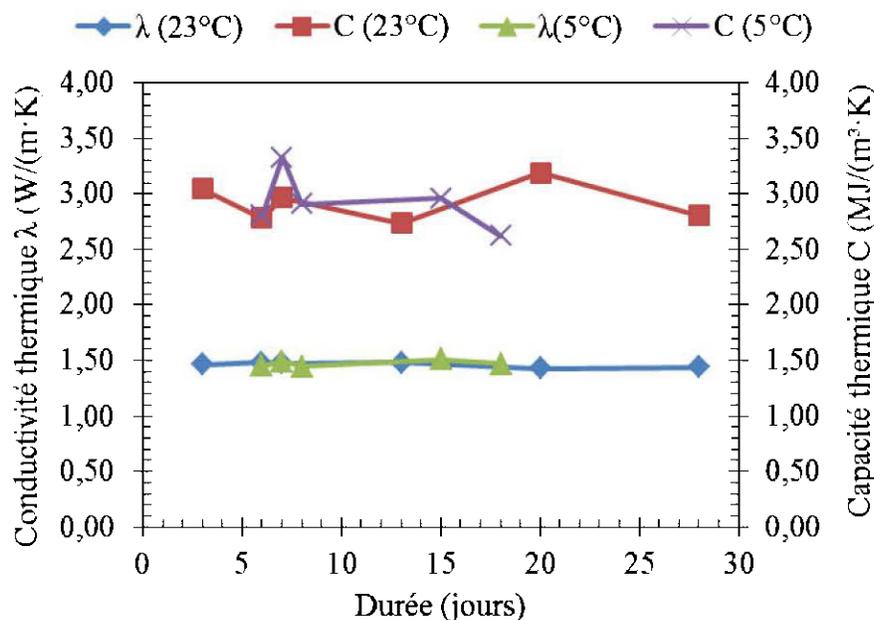


Figure B. 9 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 5 % de liant et drainé à 23 °C et 5 °C.

En résumé, il est constaté que la conductivité thermique des remblais (à base de résidus de Godex) augmente avec la diminution de température, tandis que la capacité thermique diminue avec la diminution de la température. Ces observations sont en accord avec les tendances données de la littérature pour les sols et les roches (e.g., Vosteen et Schellschmidt, 2003; Mottaghy et al., 2008 et Miao et al., 2013). On peut constater des petits écarts pour la capacité thermique pour les remblais à 3 % et 5 % de liant. Ceci semble être influencé par l'hydratation du liant, car ces écarts ne sont pas du tout visibles dans le cas du remblai sans liant. Il est vrai que la différence au niveau des résultats en chambres humide et froide n'est pas significative quand on tient compte de la précision du capteur utilisé (précision $\pm 10\%$).

Effet de la température de cure du remblai sur la mesure des propriétés thermiques

Une étude sur l'effet de non drainage a été réalisée uniquement en chambre humide. L'étude pouvait être bien étendue en chambre froide, malheureusement, le temps n'a pas permis de continuer avec ses essais.

❖ Remblai sans liant et non drainé

Il est présenté dans le Tableau B. 11, les résultats de suivi des propriétés thermiques du remblai sans liant et non drainé dans la chambre humide. Les tendances de ces propriétés peuvent être observées sur la Figure B.10.

Tableau B. 11 : Remblai sans liant non drainé dans la chambre humide

| Date Jours | λ (W/m·K) | C (MJ/m ³ ·K) |
|---------------|----------------------|-----------------------------|
| 3 | 1,56 | 2,93 |
| 6 | 1,54 | 2,97 |
| 7 | 1,59 | 2,88 |
| 13 | 1,59 | 3,01 |
| 20 | 1,72 | 2,83 |
| 28 | 1,73 | 2,83 |

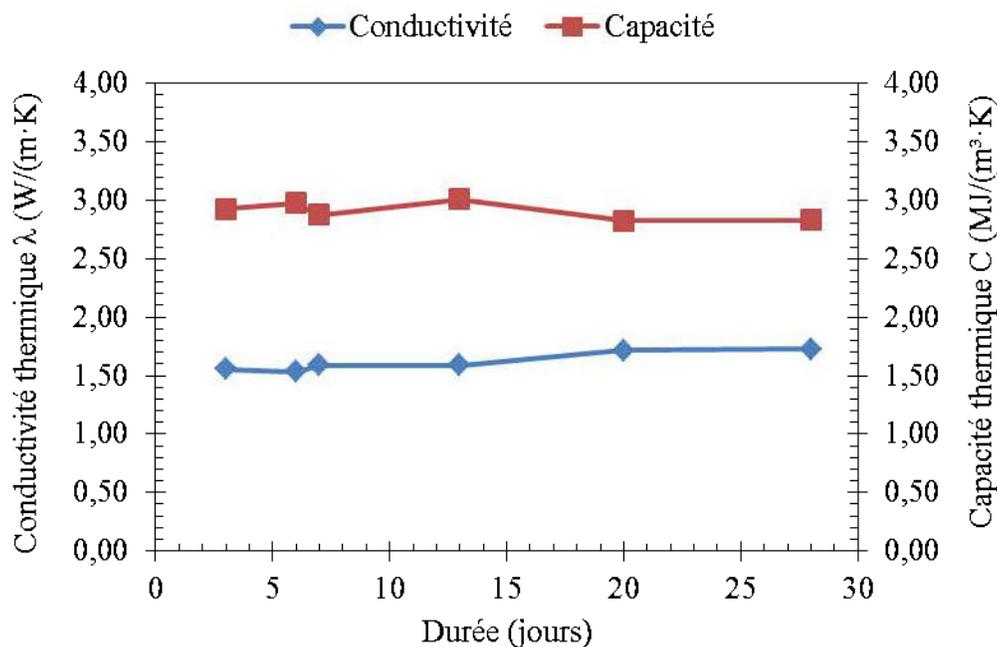


Figure B. 10 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai non drainé sans liant.

Les moyennes des conductivités thermiques et capacités thermiques tournent respectivement au tour de 1,62 W/m.K et 2,92 MJ/m³.K. À partir d'une comparaison de ces valeurs à celles observées pour le même type d'échantillons placés dans les mêmes conditions, mais drainés ; il

ressort des petits écarts négligeables compte tenu de la précision du capteur. On peut donc conclure que les propriétés thermiques d'échantillons des remblais drainés et non drainés sont relativement les mêmes. (Voir Figure B.11).

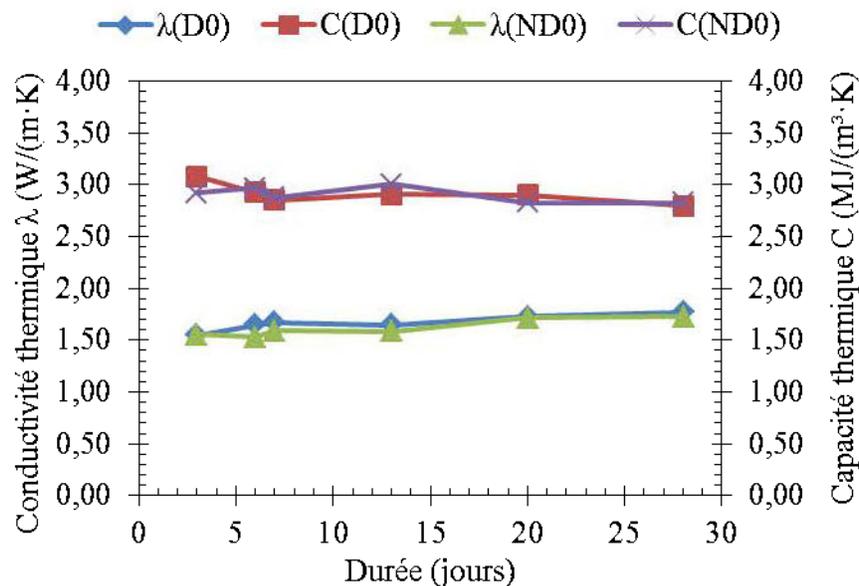


Figure B. 11 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai sans liant drainé et non drainé

❖ Remblai à 3 % de liant et non drainé

Le Tableau B. 12 présente les résultats de suivi des propriétés thermiques du remblai à 3 % de liant et non drainé dans la chambre humide. Les tendances de ces propriétés peuvent être visualisées sur la Figure B.12.

Tableau B. 12 : Remblai à 3 % de liant non drainé dans la chambre humide

| Date | λ (W/m·K) | C (MJ/m³·K) |
|------|----------------------|----------------|
| 3 | 1,44 | 3,05 |
| 6 | 1,47 | 2,67 |
| 7 | 1,53 | 3,00 |
| 13 | 1,50 | 3,01 |
| 20 | 1,49 | 2,58 |
| 28 | 1,53 | 2,73 |

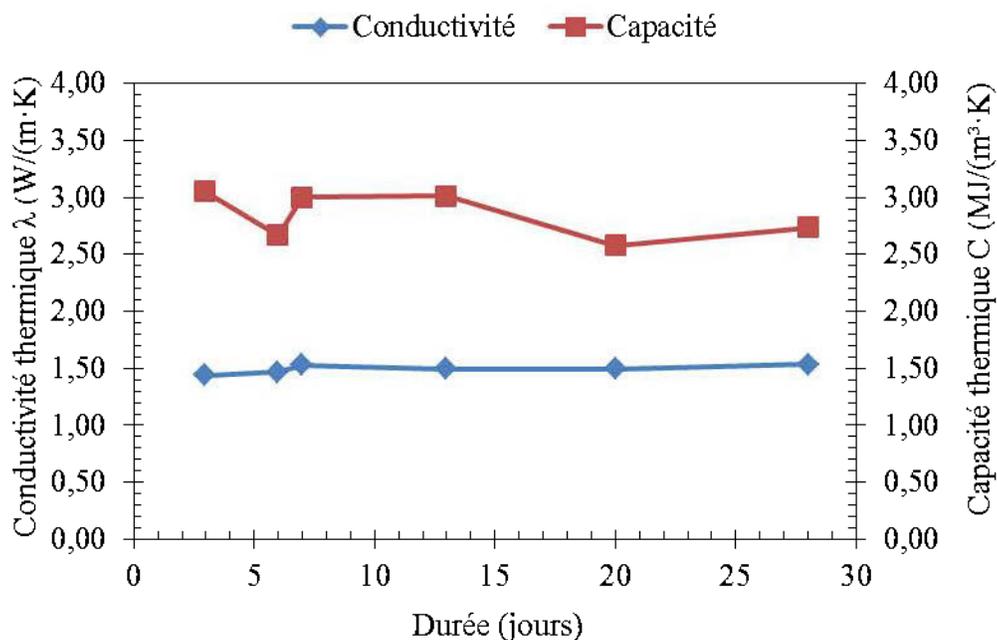


Figure B. 12 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai non drainé à 3 % de liant

Les valeurs moyennes des conductivités thermiques et capacités thermiques sont respectivement de 1,49 W/m.K et 2,84 MJ/m³.K. En affrontant ces valeurs à celles trouvées pour le même type d'échantillons placés dans les mêmes conditions, mais drainés ; on observe une légère augmentation de la conductivité thermique par rapport à l'échantillon drainé et une légère diminution de la capacité thermique par rapport à l'échantillon drainé. Sur la Figure B.13, on peut observer les tendances des conductivités thermiques (capacités thermiques) pour le remblai à 3 % de liant drainé et non drainé.

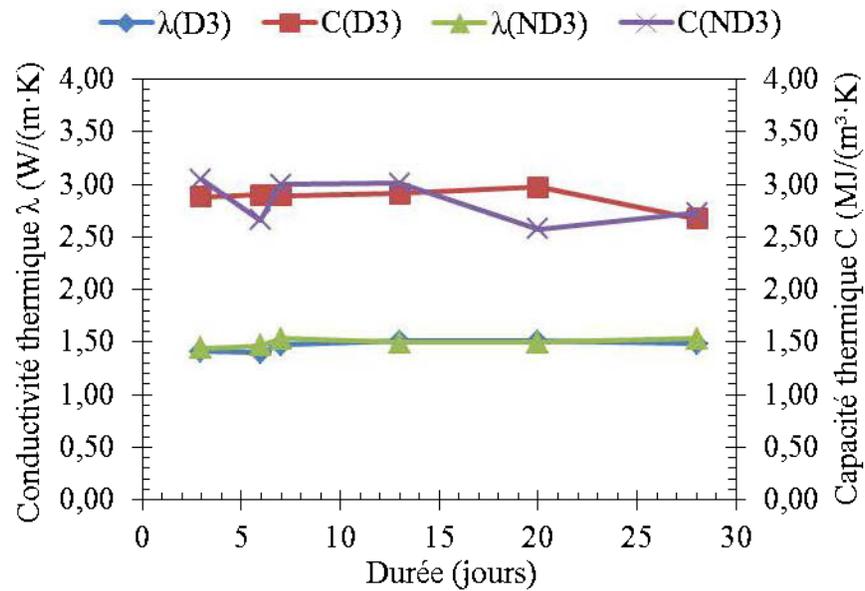


Figure B. 13 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 3 % de liant drainé et non drainé

❖ Remblai à 5% de liant et non drainé

Dans le Tableau B. 13, sont présentés les résultats de suivi des propriétés thermiques du remblai à 5 % de liant et non drainé dans la chambre froide dont les tendances sont observées sur la Figure B.14.

Tableau B. 13 : Remblai à 5 % de liant non drainé dans la chambre humide

| Date | λ (W/m·K) | C (MJ/m³·K) |
|------|--------------|----------------|
| 3 | 1,44 | 3,02 |
| 6 | 1,46 | 2,80 |
| 7 | 1,47 | 2,97 |
| 13 | 1,48 | 3,14 |
| 20 | 1,48 | 2,50 |
| 28 | 1,47 | 2,97 |

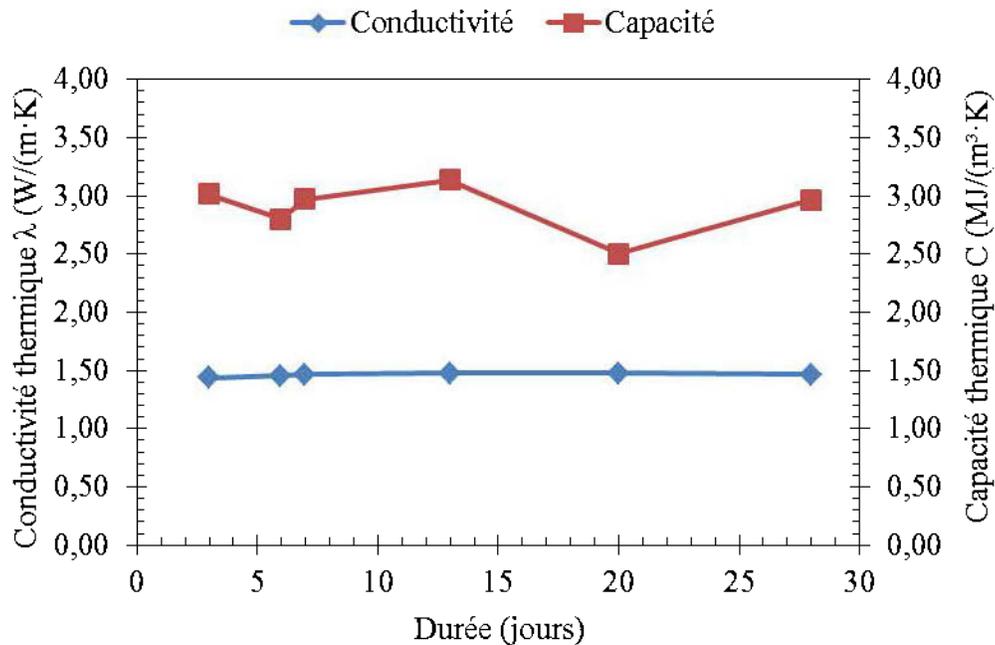


Figure B. 14 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai non drainé à 5 % de liant

Les moyennes des conductivités thermiques et capacités thermiques sont respectivement de 1,46 W/m.K et 3,00 MJ/m³.K. Examinant ces valeurs par rapport à celles observées pour le même type d'échantillons placés dans les mêmes conditions, mais drainés ; on voit que la conductivité thermique présente une légère diminution comparativement à celle de l'échantillon drainé et que la capacité thermique montre une légère augmentation comparativement au même échantillon. La Figure B.15 ci-dessous, illustre l'effet du drainage pour les remblais drainé et non drainé.

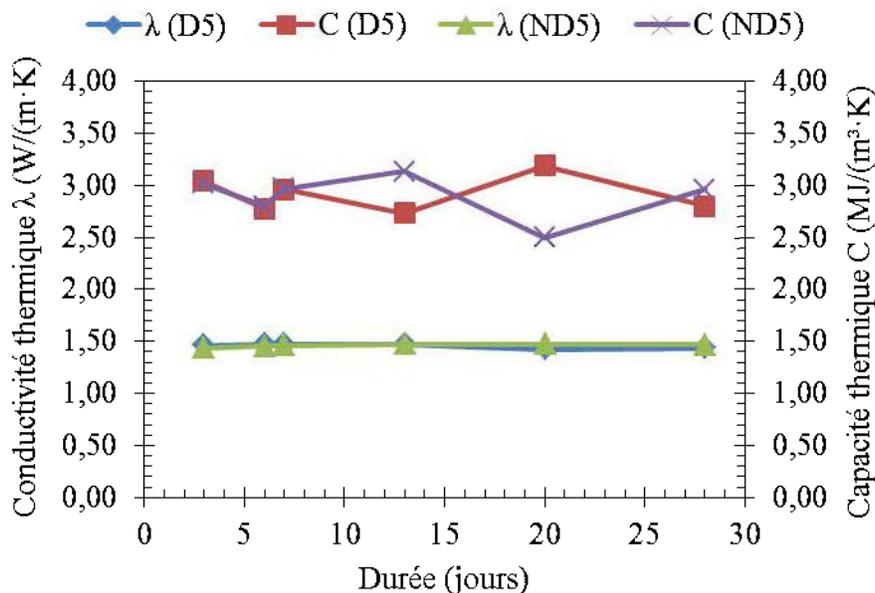


Figure B. 15 : Évolution en fonction du temps de la capacité et conductivité thermiques du remblai à 5 % de liant drainé et non drainé

A l'issue de ces résultats, il peut être conclu que pour de mesure réalisées dans les mêmes conditions et pour le même type échantillon, la conductivité thermique des remblais non drainés a de valeurs légèrement inférieures à celles des remblais drainés et pour de la capacité thermique, des valeurs légèrement supérieures à celles des remblais drainés. Ceci peut être expliqué par de teneur en eau élevée dans l'échantillon non drainée que ceux drainés. L'eau ayant une conductivité thermique faible (0,585W/m.K) par rapport celle du remblai, elle va influencer vers la baisse la conductivité globale du remblai pour l'échantillon non drainé avant évaporation et/ou hydratation complètes. En guise de conclusion, la conductivité thermique du remblai à base de résidus du Goldex diminue avec l'augmentation de la proportion du liant GU de type 10.

ANNEXE C – COMPLÉMENT RÉSULTATS DES COLONNES NON REFROIDIES À LA BASE ET NON ISOLÉES THERMIQUEMENT

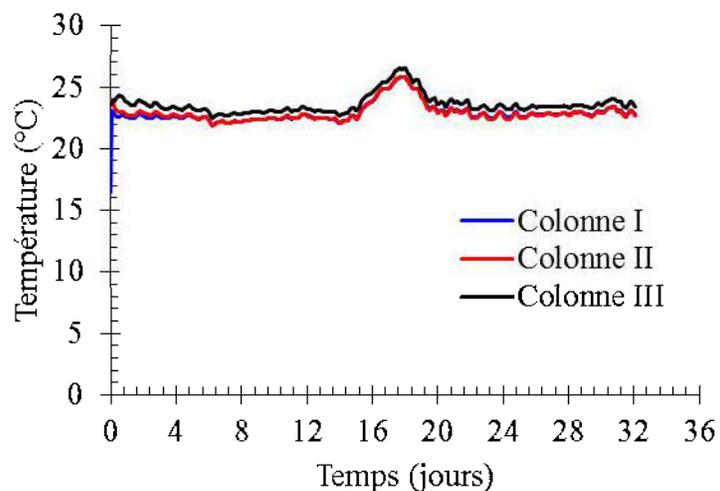


Figure C. 1 : Évolution de la température en fonction du temps dans les colonnes I, II et III à 30 cm de la base de chaque colonne

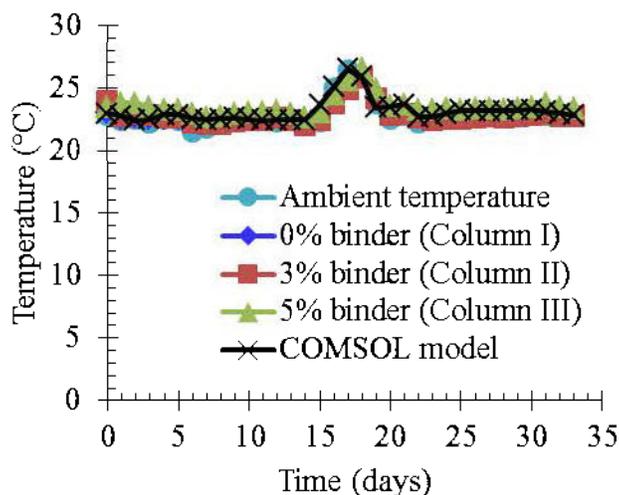


Figure C. 2 : Comparaison de l'évolution de la température mesurées et prédites avec le modèle COMSOL Multiphysics en fonction du temps à 60 cm de la base des colonnes I à III

ANNEXE D – COMPLÉMENT RÉSULTATS DES COLONNES REFROIDIES À LA BASE ET ISOLÉES THERMIQUEMENT

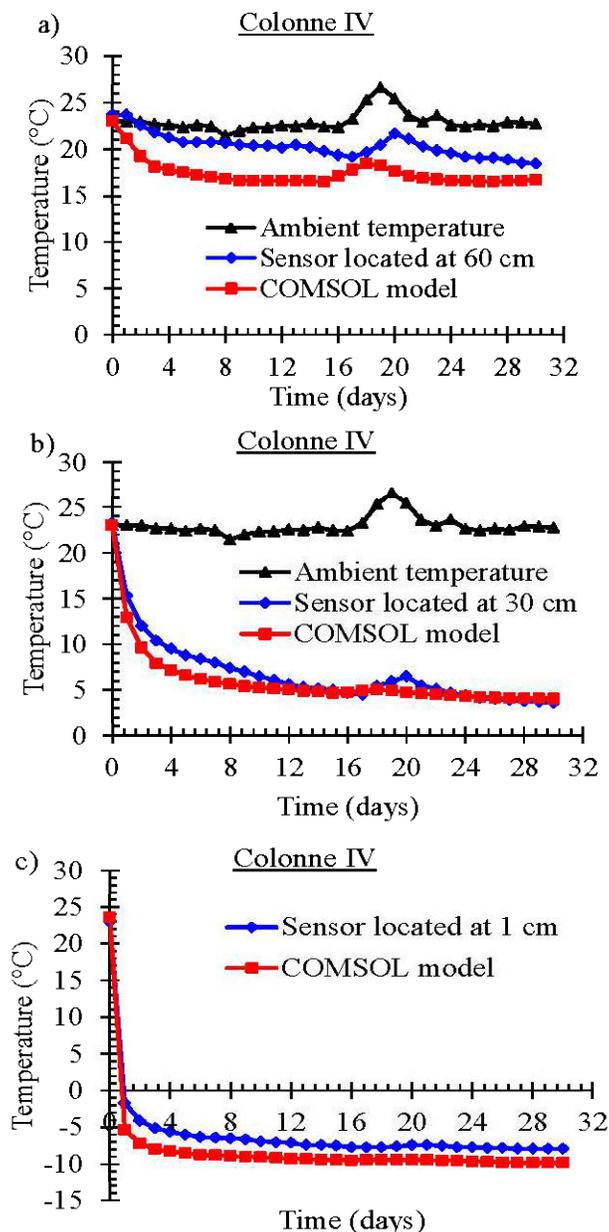


Figure D. 1 : Comparaison de l'évolution des températures mesurées et prédites en fonction du temps dans la colonne IV à base refroidie remplie du remblai minier à 5% de liant : a) Cas de la sonde à 60 cm de la base de la colonne, b) Cas de la sonde à 30 cm de la base de la colonne et, c) cas de la sonde à 1 cm de la base de la colonne

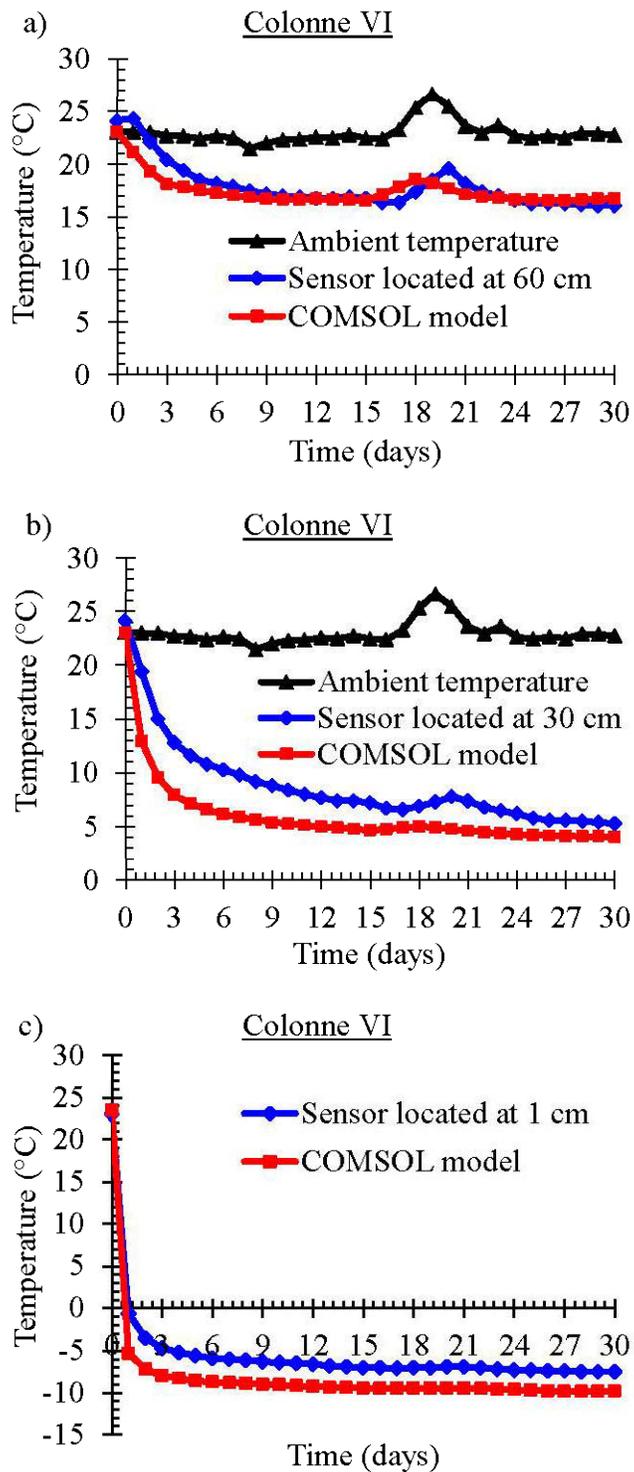


Figure D. 2 : Comparaison de l'évolution des températures mesurées et prédites en fonction du temps dans la colonne VI à base refroidie remplie du remblai minier à 5 % de liant : a) Cas de la sonde à 60 cm de la base de la colonne, b) Cas de la sonde à 30 cm de la base de la colonne et, c) cas de la sonde à 1 cm de la base de la colonne